

刀具表面微织构对刀-屑界面特性的影响研究

逢明华, 马利杰

河南科技学院

摘要: 刀-屑界面的剧烈摩擦和高温会导致刀具快速磨损和加工效率低下。微织构作为用于刀具表面改善刀-屑界面特性和提高金属切削性能的一种方法, 经证明效果明显。目前, 关于微织构对刀-屑界面特性的影响机理及量化关系的研究较少, 刀具微织构技术发展缓慢。本文利用激光打标机在刀具表面加工出不同参数的微织构, 通过金属切削试验和理论模型解析, 得到微织构刀具对刀-屑界面摩擦特性、刀-屑接触长度和刀-屑界面应力场等的影响关系。研究结果表明: 刀具表面微织构降低了刀-屑界面的摩擦系数, 减小了刀-屑接触和粘结区长度, 改变了切削刃处的正应力和刀具表面应力场, 为刀具表面微织构的研究和设计提供理论参考。

关键词: 表面微织构; 刀-屑界面; 摩擦特性; 金属切削

中图分类号: TG501; TH121

文献标志码: A

Study of Cutting Tool Surface Micro-texture on Tool-tip Interface Characteristics

Pang Minghua, Ma Lijie

Abstract: The interface occurring in the tool-chip and tool-workpiece play an important role in controlling the type of chip and the quality of workpiece and tool wear. Micro-texture technology as a method of improving the interfacial characterization of tool-chip had been used in cutting tools, but the principle and quantitative relation of it are still unknown at present. The characterization of tool-chip interface such as friction coefficient and tool-chip contact length and tool-chip interface stress field are got with cutting test and analytical model in which the micro-texture tool with five parameters are used. It can be concluded that the reduced trend appeared in the tool-chip interface contact length and friction coefficient with micro-texture tool. The increased trend appeared in the normal stress on cutting edge. The study results provides theoretic support for micro-texture tools design and research.

Keywords: surface micro-texture; tool-chip interface; tribological characteristic; metal cutting

1 引言

金属切削加工作为传统的机械加工方法, 广泛应用于各个生产部门。金属切削机理的研究对提升金属切削加工技术和制造业水平具有重要的意义。由于金属切削过程往往伴随高温、高压、大应变、高应变率和高界面化学能, 使金属切削机理的研究发展缓慢, 金属切削机床效能不能充分发挥, 加工效率受到制约, 造成大量资源浪费^[1]。

刀-屑界面摩擦学特性作为金属切削机理的重要组成部分直接影响切屑的形成、刀具的寿命和工件的加工质量, 对金属切削过程有重要的影响, 因而一直是国内外学者研究的重点^[2,3]。鉴于刀-屑界面剧烈的摩擦和高温、刀具快速磨损、生产效率低下, 切削液作为改善金属切削状态的一种方法被用于金属加工中^[4]。

大量使用切削液将造成环境污染和加工成本的

上升, 随着政府对污染治理力度的不断加大, 少使用或不使用切削液成为未来绿色切削技术的发展方向。针对减少切削液的用量, 提高切削液的使用效率, 国内外学者对此做了大量的研究。Merchant M. E.^[5]用显微镜观察发现, 刀-屑界面存在直径约为 $0.2\mu\text{m}$ 的毛细管, 切削液在毛细管力的作用下渗入刀-屑接触区; Cassin C. 等^[6]对影响切削液作用效果的因素进行研究, 得出切削液是通过扩散进入到刀-屑界面之间, 并与切屑形成边界膜, 从而降低刀-屑界面的摩擦, 其中切削液的分子尺寸及与切屑形成油膜的程度是影响切削液效果的重要因素; Williams J. A. 等^[7]通过切削试验证明, 切削液在毛细管力的作用下进入部分刀-屑界面, 降低刀-屑界面的摩擦力, 其效果与切削液的铺展速度、切削速度及切削液与刀-屑界面的润湿性相关。

随着切削液作用机理研究的深入, 提高切削液效率的方法主要有两大方向, 一是改善切削液的物理/化学性能, 从而提高切削液的使用效率^[8-10]; 二是改变刀-屑界面的拓扑结构, 增强切削液在刀-屑界面的润湿性和铺展速度, 从而提高切削液的效

基金项目: 河南省科技攻关计划(162102210104); 河南省高等学校重点科研项目(18A460022)
收稿日期: 2018年1月

果^[11-15],本文主要对第二种方法进行研究。

鉴于润湿的微结构控性和仿生摩擦学的启发,很多学者尝试利用激光对刀具表面进行微结构加工,以此改变刀-屑界面的拓扑结构,从而改变摩擦学特性,改善金属切削过程。Enomoto T. 等^[11]在 DLC 涂层刀具上加工了微槽阵列,并进行铝合金切削试验,结果表明,湿切削条件下,织构刀具的抗粘附特性明显提高;Sugihara T. 等^[12]研究了微结构方向对刀具切削性能的影响,发现平行主切削刃方向的微结构效果最好,且降低了刀具的粘接磨损;Deng J. X. 等^[13,14]用激光打标机制备了微结构自润滑刀具,在切削 45 钢过程中,微槽织构不仅能减小刀-屑界面接触长度,而且凹槽中的固体润滑剂能够在刀-屑界面间形成较低剪切强度的润滑油膜,降低摩擦系数;Koshy P. 等^[15]利用电火花加工技术在刀具前刀面上加工出离散和连续两种微结构,研究发现,微结构促进了切削液在刀-屑界面的渗入,改善了刀-屑界面的摩擦状态,降低了切削力和刀具的振动。

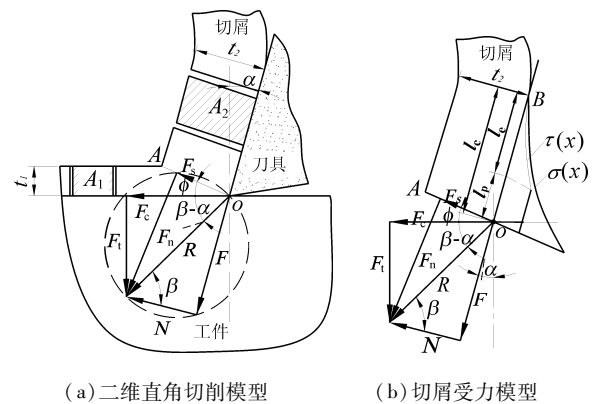
微结构通过重构刀具表面的拓扑结构,改变刀-屑界面的接触特性,从而影响整个金属切削过程,已被很多学者接受。但刀具表面微结构对刀-屑界面特性的影响研究大都停留在实验现象的定性分析上,其内部机理和具体的量化关系研究较少,这对微结构刀具的设计和金属切削机理的研究具有重要的意义。

本文将微结构技术、金属切削试验和理论模型解析相结合,对刀具表面微结构与刀-屑界面特性的作用机理及量化关系进行了研究,给出刀具表面微结构与刀-屑界面摩擦系数、刀-屑接触长度、刀具表面应力场和切削刃处应力值等的关系,为刀具表面微结构设计及绿色切削技术的研究提供理论基础。

2 理论基础

2.1 切屑受力模型

金属切削是用一种硬度高于工件材料的单刃或多刃刀具,在工件表层切去一部分预留量,使工件达到预定的几何形状、尺寸精度、表面质量及低加工成本要求的过程。在金属切削过程中,工件材料在刀具的挤压下沿着最大剪切应力面剪切、断裂、滑移,并由刀具前刀面滑出从而形成切屑^[16],图 1 为金属切削的力学解析模型。



(a) 二维直角切削模型 (b) 切屑受力模型

图 1 金属切削力学解析模型

假设金属切削过程中切屑处于稳定状态,此时切屑受力平衡,把切屑看作独立的受力单元,可得到各切削力、力矩之间的关系为

$$N + F = F_c + F_t = F_n + F_s = R \quad (1)$$

$$M_{OA} = M_{OB} \quad (2)$$

$$\tan(\beta - \alpha) = \frac{F_t}{F_c} \quad (3)$$

$$u_a = \tan\beta \quad (4)$$

$$F_s = \tau_s \frac{t_1 a_w}{\sin\phi} \quad (5)$$

主切削力 F_c 和进给力 F_t 可以用 Kistler 9257B 型三向测力仪测量转换得到,主剪切区的剪切角可根据 Merchant 模型^[21,22]或 Lee & Shaffer 模型^[23]求解可得

$$\phi = \frac{\pi}{4} - (\beta - \alpha) \quad (6)$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\beta - \alpha) \quad (7)$$

式中, β 为刀-屑界面整体平均摩擦角($^\circ$); α 为刀具前角($^\circ$); ϕ 为主剪切区的剪切角($^\circ$); τ_s 为材料的剪切强度极限(MPa); t_1 为切削厚度(mm); a_w 为切削宽度(mm)。

根据测量的主切削力 F_c 和进给力 F_t 就可以求出刀-屑界面的整体平均摩擦角和摩擦系数,再根据切削参数就可以求出相应各力分量。

2.2 刀-屑界面理论

刀-屑界面特性直接影响切屑的形成和工件的加工质量,在金属切削过程中十分重要。由于刀-屑界面存在剧烈的摩擦、高温(700 $^\circ\text{C}$ - 1200 $^\circ\text{C}$)、高压(1 - 2GPa)、高化学活性和高应变率等特征,致使界面的实际接触面积接近名义接触面积,用接触角表征刀-屑界面的特性不能反映问题的实质^[1,2],为此,Zorev N. N.^[2]提出刀-屑界面应力特性模型(见图 2)。

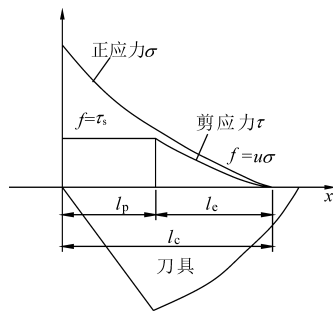


图2 Zorev 刀—屑界面应力特性模型

Zorev 应力特性模型将刀—屑界面的剪应力分为两个区:在粘结区,刀—屑界面摩擦应力等于材料的剪切屈服应力;在滑移区,刀—屑界面摩擦应力与正应力的比值为常数,有

$$\tau = \begin{cases} \tau_s & 0 \leq x \leq l_p \\ \mu\sigma(x) & l_p \leq x \leq l_c \end{cases} \quad (8)$$

式中, \$\tau_s\$ 为材料的剪切屈服极限 (MPa); \$\mu\$ 为滑移区摩擦系数; \$l_p\$ 为粘结区长度 (mm); \$l_c\$ 为刀—屑接触长度 (mm)。

刀—屑界面正应力在整个刀—屑界面呈指数形式分布,在切削刃处最大,刀—屑分离处为 0,可用公式表示为

$$\sigma(x) = \sigma_0 \left(1 - \frac{x}{l_c}\right)^\xi \quad (9)$$

式中, \$\xi\$ 为刀具表面应力分布系数,根据加工条件取 2 或 3; \$\sigma_0\$ 为刀具切削刃处的正应力 (MPa); \$x\$ 为距刀具切削刃的距离 (mm)。

为更准确地分析刀—屑界面的特性, Ozlu E. 等^[17] 在此模型的基础上进行了扩展。假设刀—屑界面只存在粘结区和滑移区,在粘结区结束,滑移区开始的节点处,刀—屑界面的摩擦应力刚好等于材料的剪切屈服极限 \$\tau_s\$,由式(8)和式(9)可得出

$$\tau_s = \mu\sigma_0 \left(1 - \frac{l_p}{l_c}\right)^\xi \quad (10)$$

通过对式(10)变形可得出粘结区长度 \$l_p\$ 与滑移区摩擦系数的关系为

$$l_p = l_c \left[1 - \left(\frac{\tau_s}{\mu\sigma_0}\right)^{1/\xi}\right] \quad (11)$$

刀具表面的法向力 \$N\$ 和剪切力 \$F\$ 可通过对刀具表面正应力和剪应力积分得到

$$N = \int_0^{l_c} \sigma_0 \left(1 - \frac{x}{l_c}\right)^\xi a_w dx \quad (12)$$

$$F = \int_0^{l_p} \tau_s a_w dx + \int_{l_p}^{l_c} \tau_s \left(1 - \frac{x - l_p}{l_c}\right)^\xi a_w dx \quad (13)$$

得到刀具表面的法向力 \$N\$ 和剪切力 \$F\$ 后,可由两者比值得出刀—屑界面的整体摩擦系数为

$$\mu_a = \tan\beta = \frac{F}{N} = \frac{\tau_s}{\sigma_0} \frac{l_p \xi + l_c}{l_c} \quad (14)$$

将式(11)代入式(14)得到刀—屑界面整体摩擦系数与滑移区摩擦系数之间的关系,可以根据试验测量的切削力求出刀—屑界面整体摩擦系数,从而求得滑移区的摩擦系数,可表示为

$$\mu_a = \tan\beta = \frac{\tau_s}{\sigma_0} \left\{1 + \xi \left[1 - \left(\frac{\tau_s}{\mu\sigma_0}\right)^{1/\xi}\right]\right\} \quad (15)$$

在金属切削过程中,根据切屑所受力矩平衡,推导出刀—屑界面接触长度公式为

$$l_c = \tau_s \frac{\xi + 2 \sin(\phi + \beta - \alpha)}{2 \sin\phi \cos\beta} \quad (16)$$

根据图 1 的几何关系得到的刀具表面法向力与根据刀具表面正应力积分得到的刀面法向力应相等,可得到刀具切削刃处的正应力为

$$\sigma_0 = \tau_s \frac{l_1(\xi + 1)}{l_c \sin\phi} \frac{\cos\beta}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} \quad (17)$$

由于刀具表面的正应力和切应力分布不均匀,用界面某一点的应力不能代表刀—屑界面的应力强度,在此给出平均应力公式,刀—屑界面整体平均正应力和滑移区平均正应力为

$$\sigma_{c-avg} = \frac{1}{l_c} \int_0^{l_c} \sigma_0 \left(1 - \frac{x}{l_c}\right)^\xi dx = \sigma_0 \frac{1}{\xi + 1} \quad (18)$$

$$\sigma_{e-avg} = \frac{1}{l_c - l_p} \int_{l_p}^{l_c} \sigma_0 \left(1 - \frac{x}{l_c}\right)^\xi dx = \frac{\sigma_0}{1 + \xi} \left(\frac{l_c - l_p}{l_c}\right)^\xi \quad (19)$$

式中, \$\sigma_{c-avg}\$ 为刀—屑界面整体平均正应力 (MPa); \$\sigma_{e-avg}\$ 为滑移区平均正应力 (MPa)。

确定上述理论模型后,就可以根据金属切削试验结果确定刀—屑界面各特性参数,从而确定刀—屑界面基本特性。

3 试验方案

3.1 刀具材料及织构参数

试验采用 YT15 硬质合金刀片,规格 15mm × 15mm × 5mm,硬度 91HRA,刀具密度 11.6g/cm³,刀具表面粗糙度 \$R_a = 0.4\mu\text{m}\$,通过机械方式连接到刀杆上。刀具表面微织构加工方法有机械、化学腐蚀和激光等,由于激光加工效率高、环境污染小和易于控制等优点,被广泛用于表面微造型^[11-15]。

选用 YLP-F10 光纤激光打标机对刀具表面进行微织构加工,输出功率小于 10W,激光波长 1.06\$\mu\text{m}\$,脉宽 100ns,激光重复频率为 20-100kHz。激光加工后进行抛光处理并采用超声波清洗 10min,冷风吹干。刀具试件有 6 种,分别用 A0-A5

表示,A0 刀具表面没有加工微织构,A1 - A5 刀具前表面加工有不同参数的微织构,具体参数见表 1。

表 1 刀具表面微织构参数

织构参数	刀具编号					
	A0	A1	A2	A3	A4	A5
织构直径(μm)	-	$\phi 80$	$\phi 110$	$\phi 140$	$\phi 170$	$\phi 200$
微织构深(μm)	-	10	10	10	10	10
粗糙因子	1	1.10	1.07	1.06	1.05	1.04
面积密度(%)	-	20	20	20	20	20

利用激光打标机进行刀具表面微织构加工时容易在微织构边缘形成毛刺,为检验其加工质量,在微织构加工完成后,可通过二维和三维轮廓仪对刀具表面微织构进行检测。图 3 和图 4 为刀具表面微织构的三维及二维轮廓检测结果,可以看出微织构形状和排列非常规则,孔深均匀一致,满足实验要求。

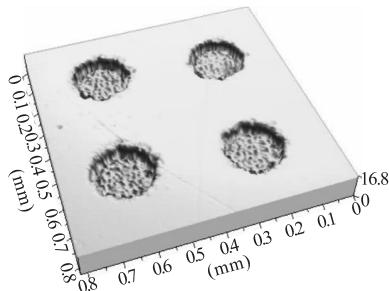


图 3 刀具表面微织构的三维形貌扫描

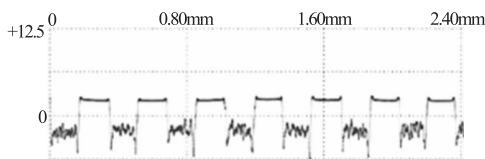


图 4 刀具表面微织构的二维轮廓检测

3.2 微织构刀具切削试验

在 CA 6140 普通车床上进行切削试验,工件材料为 45 钢,切削速度为 120m/min,切削深度 0.5mm,进给量 0.1mm/r,使用 JR3A 切削液对刀具进行冷却润滑,刀具前角 -8° ,后角 10° ,主偏角 42° 。在刀具切削过程中采用 Kistler 9257B 型三向测力仪测量刀具的主切削力 F_z 、轴向力 F_x 、刀阻抗力 F_y ,每个试件测量三次,取其平均值。

为便于对刀-屑界面特性进行分析,将金属切削实验模型转化为二维直角切削模型(见图 5),其二维切削厚度 t_1 、切削宽度 a_w 可表示为

$$t_1 = f \sin \kappa_r \quad (20)$$

$$a_w = \frac{a_p}{\sin \kappa_r} \quad (21)$$

式中, f 为刀具进给量(mm/r); κ_r 为刀具主偏角($^\circ$); a_p 为切削深度(mm)。

相应二维直角切削结果如表 2 所示。

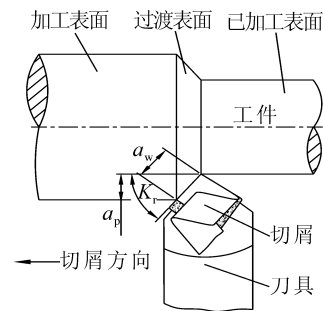


图 5 微织构刀具切削试验模型

表 2 微织构刀具二维直角切削结果

测量参数	刀具编号					
	A0	A1	A2	A3	A4	A5
F_c (N)	173	170	162	163	168	164
F_t (N)	162	155	139	143	152	143
R (N)	237.1	229.7	213.3	216.7	226.8	217.7
t_1 (mm)	0.067	0.067	0.067	0.067	0.067	0.067
a_w (mm)	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
β ($^\circ$)	35.15	34.27	32.58	33.22	34.21	33.11
φ ($^\circ$)	12.64	13.30	14.56	14.08	13.34	14.17
N (N)	193.9	189.9	179.7	181.3	187.6	182.3
F (N)	136.5	129.4	114.9	118.7	127.5	118.9

4 试验结果分析

4.1 刀-屑界面摩擦特性分析

刀-屑界面摩擦特性是刀-屑界面重要的特性之一,对金属切削过程有着重要影响,一直是金属切削机理研究的重点。图 6 为刀具表面微织构与刀-屑界面整体、滑移区和粘结区摩擦系数的关系,可以看出,刀-屑界面滑移区的摩擦系数最大,粘结区的摩擦系数最小。产生这种现象的原因并不是该区的摩擦剪应力小,而是相对于正应力的比值小。在粘结区,刀-屑界面剪切应力恒定,而正应力呈指数增大,其比值相对最小;在滑移区,由于摩擦系数恒定,当正应力增大时,摩擦剪应力也呈指数形式增大,从而造成摩擦系数较高。

横向对比 A0 - A5 的刀-屑界面的整体摩擦系数,可看出微织构刀具 A1 - A5 的摩擦系数均低于 A0 刀具,表明刀具表面微织构改善了刀-屑界面的整体摩擦特性,降低了摩擦系数,这与 Deng J. X. 等^[13,14]的研究结论一致。微织构刀具 A1 - A5 的刀-屑界面整体摩擦系数不同,说明刀具表面微织构参数不同,对摩擦特性的影响程度不同,其中,A2 刀具的微织构参数对界面摩擦特性影响最大(9.2%),A1 刀具的微织构参数对界面摩擦特性影响最小(3.2%),可见,合理设计微织构参数对刀-

屑界面的摩擦特性改善具有重要的意义。

对比 A0 - A5 刀具的粘结区摩擦系数可以看出,织构刀具粘结区摩擦系数不仅没有减小反而增大,这主要是因为刀-屑界面接触长度减小的速度大于刀具表面正应力减小的速度,从而造成刀具切削刃附近正应力增大,切屑材料发生应力硬化,其剪切极限应力增大导致粘结区摩擦系数增大。由此可知,刀-屑界面整体摩擦系数的减小主要源于刀具表面微织构改变了刀-屑界面的拓扑结构,增加了切削液在滑移区的渗入,更容易形成边界润滑层,减小了摩擦系数,这与文献[15]结论基本一致。

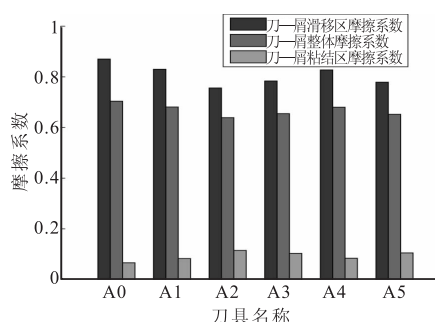


图6 刀具表面微织构对刀-屑界面摩擦系数的影响

4.2 刀-屑界面接触长度分析

刀-屑界面接触长度是刀-屑界面的另一个重要特性,直接影响刀具的磨损和切屑的变形。图7为刀具表面微织构对刀-屑界面接触长度的影响。由图可以看出,微织构对刀-屑界面整体接触长度、粘结区长度和滑移区长度均有影响,A1 - A5 刀具的整体刀-屑界面接触长度、滑移区长度和粘结区长度均小于 A0 刀具。这主要源于微织构改变了刀-屑界面的拓扑结构,增加了切削液在刀-屑界面的渗入能力和深度,切屑液在界面更容易形成边界润滑层,减小了粘结和摩擦,这与 Deng J. X. 等^[13,14]所得结论基本一致。在粘结区,由于切削液渗入深度的增大,造成粘结区的长度减小;在滑移区,由于刀-屑界面更容易形成低剪切强度的边界油膜,使切屑更容易与刀具分离,从而减小了滑移区长度。粘结和滑移区接触长度的减小,最终使刀-屑界面整体接触长度降低。

图8为不同微织构参数下粘结区长度占整个刀-屑接触长度的比例,根据 Ozlu E. 等^[17]的研究结论,随着切削速度的提高,粘结区长度逐渐减小,当切削速度超过一定值后,粘结区基本消失,刀-屑界面主要以滑移形式存在。实验的切削速度为 120m/min,可以看出,粘结区长度平均值约为 0.15mm,约占整个刀-屑接触长度的 1/5 左右,小

于滑移区的长度。刀-屑界面粘结区和滑移区所占整个接触长度的比例不仅取决于刀具和工件的材料,还取决于刀具的切削速度,随着切削速度的增大,粘结区所占的比例逐渐减小。对比 A0 - A5 刀具粘结区比例可以看出,不同的微织构参数粘结区比例不同,微织构参数是影响粘结区比例的因素之一,合理控制微织构参数能够调控刀-屑界面粘结区比例。刀-屑界面粘结区的比例不仅和切削材料、加工速度等相关,还可以通过微织构的方法来进行调控。

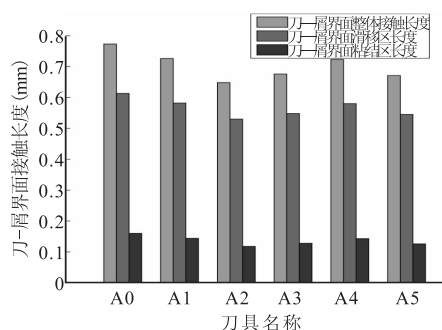


图7 刀具表面微织构对刀-屑界面接触长度的影响

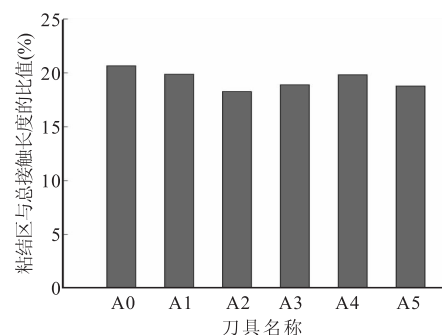


图8 粘结区长度与刀-屑界面接触长度的比值

4.3 刀-屑界面应力分析

刀-屑界面应力特性对界面的摩擦、粘结、刀具的磨损等都有重要影响,也是刀-屑界面特性的重要组成部分。

(1) 刀具切削刃处应力分析

切削刃是刀具最容易发生破坏的地方,也决定着刀具的使用寿命,为了分析刀具表面微织构对切削刃状态的影响,在此利用切削试验和公式解析的方法得到了刀具切削刃处的应力。

由图9可以看出,织构刀具切削刃处的正应力值均大于非微织构刀具切削刃处的正应力值,这说明刀具表面微织构不能减小刀具切削刃的正应力,反而恶化了切削刃的处境。造成这种结果的原因是由于微织构改善了刀-屑界面的摩擦情况,减小了刀-屑界面的接触长度,但微织构对刀具表面正应

力影响很小,造成正应力向刀具切削刃处靠拢,作为刀具承载正应力最大点的切削刃其正应力自然也增大。从保护切削刃的角度出发,不能一味寻求减低刀—屑界面的摩擦系数,因为小的摩擦系数虽然对切削过程有利,但切削刃处的应力太大,造成刀尖发生破坏,使切削过程中断。建议在设计织构刀具表面时一定要在切削刃和织构之间留有一定距离,使刀尖处的应力向外偏移,增大刀具切削刃处正应力的承载范围。

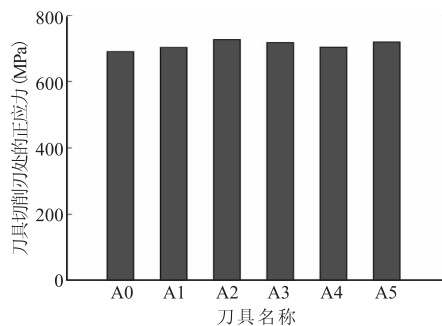


图9 微织构刀具切削刃处的正应力

(2) 刀—屑界面正应力场分析

刀—屑界面应力场是切削力的重要来源,其应力场的大小和分布形式对切削力的大小和金属切削能耗都有直接影响,在此针对微织构对刀—屑界面应力场的分布、大小等进行分析。图10为刀具表面正应力场的分布情况。由图可以看出,刀具表面微织构不仅改变了刀具表面正应力的作用范围,还改变了正应力的大小。首先,织构刀具在切削刃附近的正应力值都大于光滑刀具表面的正应力值;其次,微织构刀具减小了刀—屑接触长度,也意味着减小了刀具表面上应力场的范围。

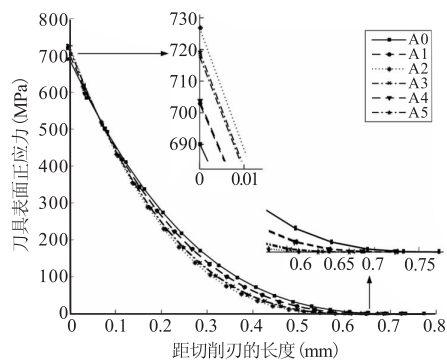


图10 刀—屑界面正应力场

这主要是由于微织构改变了刀—屑界面的拓扑结构,增加了切削液在刀—屑界面的渗入,改变了刀—屑界面的润滑状态,使其局部摩擦系数发生改变,造成接触长度发生改变,使正压力沿着接触长度发生重新分布。另外,刀—屑界面摩擦系数越小,接

触长度越短,而正压力是一定的,使正应力分布曲线就越陡,各点的应力值相应增大,切削刃处的正应力值就越大。

(3) 刀—屑界面剪应力场分析

刀—屑界面的剪应力场与正应力场不同,存在粘结区和滑移区两个性质不同的区。在粘结区,刀—屑界面的摩擦应力等于材料的剪切屈服应力;在滑移区,刀—屑界面摩擦应力与正应力的比值为常数^[2]。图11为金属切削试验与理论模型解析相结合所得到的刀—屑界面剪应力场的分布情况。由图可以看出,界面剪应力明显存在性质不同的两个区,并表现出该区的相应特性,说明计算结果与实际情况比较吻合。

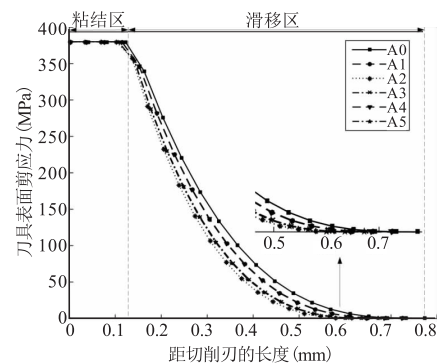


图11 刀—屑界面剪应力场

由于本文没有考虑切屑材料的应力硬化,所以,微织构对粘结区的摩擦应力基本没有影响,都等于材料的剪切强度极限。微织构对界面滑移区的剪切应力场影响比较明显,首先,在剪应力场的长度上A0-A5刀具都有所不同,其中A0最长、A2最短;其次,在剪应力场的强度上也存在影响,其中A0剪应力最大、A2剪应力最小。在滑移区剪切应力场长度的变化主要是由于微织构增加了切削液在刀—屑界面的渗入,更好地形成润滑油膜,减低了界面的摩擦,切屑更容易从刀具表面脱离。

在滑移区剪切应力的幅值上,主要是由于界面受到微织构的影响,正应力场向刀刃附近发生偏移,同时刀刃处的正应力增大,造成滑移区正应力减小。由于在滑移区剪切应力与正应力比值为常数,从而剪切应力强度降低,从滑移区平均剪应力的结果中也可以得到相似结论。

5 结语

本文通过金属切削试验和理论模型解析相结合的方法对刀具表面微织构对刀—屑界面特性的影响关系进行了量化研究,得到微织构刀具对刀—屑界

面摩擦特性、刀—屑界面接触长度、刀—屑界面应力场等关系,通过分析得到如下结论:

(1)通过对刀具表面微织构与刀—屑界面摩擦特性的关系进行研究得出,微织构能够改善刀—屑界面的摩擦特性,减小摩擦系数;

(2)刀—屑界面滑移区的摩擦系数大于整个刀—屑界面的平均摩擦系数,微织构对刀—屑界面摩擦系数的改变主要来源于滑动区摩擦系数的变化,这主要是因为滑移区刀—屑界面存在间隙,微织构能够改善切削液在界面的润湿性,更容易形成边界油膜,降低摩擦阻力;

(3)微织构降低了刀—屑界面的接触长度,同时也降低了刀—屑界面的粘结和滑移长度,但粘结和滑移长度降低的比例不同,切削力降低程度越大,微织构的滑移区长度降低程度越大;

(4)虽然微织构降低了刀—屑界面的摩擦和接触长度,但增大了刀具切削刃处的正应力,更容易造成刀具切削刃的破损,在设计织构刀具时应兼顾降低摩擦系数和保护切削刃;

(5)微织构对刀—屑界面的应力场存在影响,其主要影响应力场的范围和应力数值大小,对应力分布形式不产生影响,仍呈指数形式分布。

参考文献

- [1] Astakhov V P. Tribology of metal cutting [M]. London: Elsevier, 2006.
- [2] Zorev N N. Interrelationship between shear process occurring along tool face and on shear plane in metal cutting [J]. International Research in Production in Engineering, New York, ASME, 1963: 45 - 49.
- [3] Komanduri R. Machining and grinding: A historical review of the classical papers [J]. Applied Mechanics Reviews, 1993, 46(3): 80 - 132.
- [4] Taylor F W. On the art of cutting metals [J]. Trans. ASME 1907, 28: 31 - 58.
- [5] Merchant M E. The physical chemistry of cutting fluid action [J]. ACS Division of Petroleum Chemistry, 1958(4A): 179 - 189.
- [6] Cassin C, Boothroyd G. Lubrication action of cutting fluids [J]. Journal Mechanical Engineering Science, 2006, 7(1): 67 - 81.

- [7] Williams J A. The action of lubricants in metal cutting [J]. Journal Mechanical Engineering Science, 1977, 19(5): 202 - 212.
- [8] Das S K, Putra N, Thiesen P, et al. Temperature dependence of thermal conductivity enhancement for nanofluids [J]. Journal of Heat Transfer, 2003, 125(4): 567 - 574.
- [9] Park K H, Ewald B, Kwon P Y. Effect of nano-enhanced lubricant in minimum quality lubrication balling millin [J]. Journal of Tribology, 2011, 133(3): 3526 - 3537.
- [10] Chan C Y, Lee W B, Wang H. Enhancement of surface finish using water-miscible nano-cutting fluid in ultra-precision turning [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013, 73(23): 62 - 70.
- [11] Enomoto T, Sugihara T. Improvement of anti-adhesive properties of cutting tool by nano/micro textures and its mechanism [J]. Procedia Engineering, 2011, 19(1): 100 - 105.
- [12] Sugihara T, Enomoto T. Improving anti-adhesion in aluminum alloy cutting by micro stripe texture [J]. Precision Engineering, 2012, 36(2): 229 - 237.
- [13] Deng J X, Wu Z, Lian Y, et al. Performance of carbide tools with textured rake-face filled with solid lubricants in dry cutting processes [J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2012, 30(1): 164 - 172.
- [14] 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]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2014, 45: 238 - 248.
- [15] Koshy P, Tovey J. Performance of electrical discharge textured cutting tools [J]. Manufacturing Technology, 2011, 60(1): 153 - 156.
- [16] Lee E H, Shaffer B W. The theory of plasticity applied to a problem of machining [J]. Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, 1951, 18: 405 - 413.
- [17] Ozlu E, Budak E, Molinari A. Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(11): 865 - 875.

第一作者: 逢明华, 博士, 副教授, 河南科技学院机电学院, 453003 河南省新乡市

First Author: Pang Minghua, Doctor, Associate Professor, School of Mechanical and Electrical Engineering, Henan Institute of Science and Technology, Xinxiang, Henan 453003, China