DOI: 10.3901/JME.2021.03.235

锆基非晶合金冰冻切削加工特征及其 无晶化加工工艺研究*

丁 峰¹ 王成勇¹ 赖子健¹ 张 涛¹ 朱旭光¹ 高 宽²

(1. 广东工业大学机电工程学院 广州 510006;

2. 东莞宜安科技股份有限公司 东莞 523000)

摘要: 锆基非晶合金切削过程中的高切削热会导致工件表面晶化, 使非晶合金优异性能丧失。提出将冰冻盘夹具用于非晶合金铣削加工, 提升切削散热能力, 实现非晶合金冰冻切削加工。研究了非晶合金冰冻切削过程中的燃烧发光特征及其影响因素; 分析了冰冻切削工艺(切削速度、进给量和刀具涂层材料)对非晶切削力的影响规律; 优化了适用于非晶合金无晶化加工的冰冻切削工艺参数, 并揭示了涂层刀具的磨损失效形式。结果表明, 锆基非晶合金切屑燃烧发光是导致非晶冰冻切削加工表面晶化和表面粗糙度增大的根本原因; 引起切屑燃烧发光的主要因素包括高切削速度、小进给量以及因切削长度增加导致的刀具磨损积累, 改变刀具涂层不会导致切屑燃烧发光; 切削力主要受切削速度影响, 对进给量不敏感; TiSiN、TiAlN、CrSiN 和 AlCrN 四种涂层刀具的失效形式均为后刀面黏结磨损、前刀面涂层剥落以及刀尖崩缺; CrSiN 涂层具有最佳的抗黏结磨损能力, 可获得最小切削力和最低表面粗糙度。通过优化冰冻切削工艺, 可以实现锆基非晶合金的高速铣削加工, 同时避免切屑燃烧发光, 获得高质量的无晶化加工表面。

关键词: 锆基非晶合金; 冰冻切削; 加工特征; 无晶化加工工艺

中图分类号: TG115; TG506

Freezing Cutting Characteristics and Non-crystallized Processing Technology of Zr-based Bulk Metallic Glass

DING Feng¹ WANG Chengyong¹ LAI Zijian¹ ZHANG Tao¹ ZHU Xuguang¹ GAO Kuan²

(1. School of Electromechanical Engineering, Guangdong University of Technology, Guangzhou 510006;

2. Dongguan EONTEC. Co., Ltd., Dongguan 523000)

Abstract: The high cutting heat in machining of Zr-based bulk metallic glass (Zr-based BMG) can trigger the crystallization of workpiece materials, which in turn leads to the loss of excellent properties of the BMG. The use of icing clamp to fix workpiece in order to realize the freezing machining of BMG is proposed. The light emission features and associated influencing factors are studied. The effects of freezing cutting parameters, including cutting speeds, feed rates and tool coatings on BMG cutting force are analysed. The high-efficient, precise and non-crystallized processing technology in freezing cutting, is optimized. Also, the wear form for coated tools are revealed. The results show that the light emission in BMG freezing cutting is the primary causes for the machined surface crystallization and high surface roughness. The main factors that cause this phenomenon included high cutting speed, small feed rate and tool wear accumulation with increased cutting length. No light emission is observed when changing tool coatings. Cutting force was mainly affected by cutting speed, but it was not sensitive to feed rate. The failure modes for the four coated tools, TiSiN, TiAlN, CrSiN and AlCrN, are the adhesive wear of flank face, the coating peeling off of rake face and the tool tip chipping. Among them, the CrSiN coating had the best adhesive wear resistance, and can get the minimum cutting force and the best surface quality. By optimizing freezing cutting process, the high-speed milling of Zr-based BMG can be achieved, while avoiding the light emission, and getting high-quality non-crystallized machined surface.

Key words: Zr-based bulk metallic glass; freezing machining; cutting characteristics; non-crystallized processing technology

* 国家自然科学基金重点资助项目(51735003)。20200609 收到初稿, 2021009 收到修改稿

0 前言

锆基非晶合金(Zr-based bulk metallic glass, Zr-based BMG), 又称锆基金属玻璃, 是一种全新的高性能金属材料。制备该类合金时, 需要采用高冷却速率使液态熔融合金迅速凝固, 抑制内部原子重排, 保持液态原子结构排列, 这使得非晶合金兼具金属、非晶、固体和液体的特性^[1]。与同类多晶体金属相比, 锆基非晶合金具有更为优异的物理、化学性能, 在航空航天、军工、高端装备制造以及医疗手术器械等高新技术领域具有重要应用价值; 例如, 非晶合金的高比强度($3.2 \times 10^5 \text{ N m/kg}$)、比刚度力学性能在制造航空航天飞行器的主框架、结构桁架、轴承和反射镜支架等结构^[2-3]时, 可大比例减轻重量, 提升航空发动机推力; 作为侵入金属时, 非晶合金在高速载荷下具有很高的动态断裂韧性(约 $60 \text{ MPa m}^{1/2}$)和良好的自锐性, 可作为穿甲弹芯的首选材料之一; 非晶合金无位错、晶界和空穴等晶体缺陷, 可以制造高精度无缺陷微型齿轮; 另外, 非晶合金还具有更接近人骨的弹性模量($70 \sim 120 \text{ GPa}$)以及优异的耐磨、耐腐蚀和生物安全性, 是制造医疗手术器械与植入物的理想生物医用金属。

受限于合金的玻璃形成能力, 大块锆基非晶合金的工业化生产一直是国内外难题。目前大块非晶合金的制备方法主要包括: 铜模吸铸^[4]、高压压铸^[5-7]、焊接法^[8-9]、热塑成型^[4, 10]、增材制造^[11]以及超声波成型^[12-14]等。与其他成型技术比较, 高压

压铸法具有工艺稳定、成型能力好、近净成型等特点, 是目前工业化生产锆基非晶合金零件的主要方法。然而, 真空压铸成型的非晶零件无法直接达到使用要求, 需进一步利用切削加工提升其尺寸精度和表面质量, 以及获得无法铸造成型的形状结构。

相比于非晶合金材料制备、力学性能分析等方面的大量研究^[15-16], 关于非晶合金切削加工技术的报道较少。研究表明^[17-18], 锆基非晶合金呈现宏观脆性、微观塑性的力学特征, 在热力学上处于亚稳态, 具有极高的温度敏感性; 这些特殊性质使其加工过程表现出黏性、晶化、氧化、熔化以及独特的燃烧与发光等玻璃态物质特有的变形与加工特征, 其加工变形机理、切削力、热和刀具磨损与传统多晶体金属有较大区别。

通过对锆基非晶合金的切削加工机理研究已知^[19], 低速切削条件下($v=2 \sim 10 \text{ m/min}$), 非晶合金锯齿切屑变形主要包括主剪切区和二次剪切带的重复形成, 如图 1a 所示; 分别产生于切屑根部和切屑自由表面的应力集中在这两处形成裂纹, 并导致两条裂纹沿主剪切区相向扩展(图 1b 和 1c), 进而引发主剪切区断裂, 是非晶锯齿切屑形成的根本原因, 而大量二次剪切带的萌生是为了提升切屑微观塑性, 防止材料沿单一剪切面快速失效; 基于剪切转变区理论和协同剪切模型分析主剪切区应力、温度和变形速率关系可知, 即使在很低的切削速度下($v=2 \text{ m/min}$), 非晶合金切屑主剪切区内温度也高达 $722 \text{ }^\circ\text{C}$, 变形速率超过 $2\,400 \text{ s}^{-1}$ (图 1d), 属于典型高温、高应变速率变形过程。

图 1 锆基非晶合金切屑变形机理研究

对于散热条件差的工况, 例如切削速度高($v_c > 45.6 \text{ m/min}$)、刀具前角小、刀具导热系数低等, 干式切削加工非晶合金极易导致切屑燃烧发光、加工表面烧蚀、表面晶化以及刀具黏结磨损严重等问题^[20-24], 加工效率低, 质量差, 工件材料丧失非晶优异性能。切削液可以有效抑制非晶合金加工中的切屑燃烧发光, 提升材料可加工性^[23], 是目前工业

化制造非晶合金的主要加工方式。但该方式存在成本高、污染环境及危害健康等严重问题。因此, 需要采用新型干式或准干式切削方法来取代传统切削液加工, 解决切削加工中因散热能力差导致的切屑燃烧发光、加工表面晶化等问题, 保证加工质量和加工效率, 实现锆基非晶合金精密零件的“绿色无晶化制造”。

另一方面, 真空压铸生产的锆基非晶合金主要为复杂形状的薄壁零件(壁厚通常小于 2 mm)。切削加工时, 需要针对不同工件结构反复定制特殊夹具。同时, 采用机械夹具时, 大夹持应力易导致工件加工变形或破损; 磁力夹具也因材料无磁性而不适用。近年来, 王凤彪^[25-26]和 WANG 等^[27]利用液氮冷冻技术, 提出了一种冰固持低温加工方法, 成功实现了镍基合金、钛合金和铝合金蜂窝结构件的高效加工。但该方法需要持续向工作台通入液氮防止冰层融化, 浪费大、成本高。此外, 低温液氮环境下, 非晶合金的抗压强度显著提升^[28-30], 这容易导致切削过程中刀具因剧烈磨损和崩刃而过早失效。

冰冻盘是一种新型无应力固定夹具, 其固定原理为利用液态水固化为冰实现工件夹持, 具有固定强度高(约 15 kg/cm²), 固定温度适中(-8℃), 能固定任意形状工件等特点。韩变枝等^[31]采用类似的冰冻夹具加工有效提升了蜂窝复合材料的加工质量。

本文提出将冰冻盘夹具用于锆基非晶合金铣削加工; 研究了冰冻铣削过程中, 非晶合金的燃烧发光特征及其影响因素; 分析了切削速度、进给量和刀具涂层(TiSiN、TiAlN、CrSiN 和 AlCrN)对切削力的影响规律; 探究了非晶合金的无晶化冰冻切削加工工艺, 并对比了四种涂层刀具的失效形式和耐用度, 为后续优化设计非晶合金专用刀具提供了指导建议。

1 非晶合金冰冻铣削试验设计

1.1 工件材料

本研究选用的工件材料是由东莞宜安科技股份有限公司提供的 $\text{Zr}_{41.2}\text{Ti}_{13.8}\text{Cu}_{10}\text{Ni}_{12.5}\text{Be}_{22.5}$ 非晶合金(Vit1 BMG)。这类非晶样品采用高压真空压铸技术生产。铸造过程中, 在高纯氩气气氛下感应熔炼纯度为 99.40%的 Zr 和纯度为 99.99%的其他元素来生产合金母锭; 再通过破损、加压、熔化等工艺将合金母锭压入模具, 并再高压下快速冷冻, 最终形成 100 mm×50 mm×2 mm 的非晶合金板料。具体铸造工艺步骤详见文献[5]。

图 2a 为工件样品的 X 射线衍射(XRD)图谱。材料没有衍射出任何结晶相的尖峰, 说明材料具有非晶态结构。图 2b 展示了 Vit1 非晶合金在压缩变形中的峰值应力随变形速率和温度的关系^[32]。可以看到, Vit1 非晶合金变形中的峰值应力对应变速率不敏感, 但对温度表现出极强的敏感性; 在温度达到过冷液相区时, 峰值应力随温度的升高急剧下降。

表 1 列出了 Vit1 非晶合金的其他热力物理性能^[19]。

(a) XRD 图谱

(b) 峰值应力-应变率-温度关系

图 2 Vit1 非晶合金的 XRD 谱图及应力应变关系

表 1 Vit1 非晶合金热力物理性能

参数	数值
弹性模量/GPa	101.2
弹性极限 (%)	约 2
抗拉强度/MPa	1 900
热导率/[W/(m·K)]	4
玻璃转变温度/℃	350
晶化温度/℃	425
熔点/℃	659

1.2 试验装置与方案

本研究利用冰冻盘夹具(AMCC Co. Ltd., France)固定工件, 实现非晶合金的低温加工, 装置与工件固定方式如图 3a 所示。冰冻盘主要由工作台、涡流管装置、温度传感器、控制器和气阀组成, 如图 3b 所示。加工之前, 在工作台上滴上适量水, 将工件放置于水面之上; 打开冰冻盘气阀, 空气压缩机中的压缩空气通过涡流管转换成低温空气进入工作台, 使工作台表面的水凝结成冰, 固定工件。工件固定后测量其表面温度约-8.5℃。

图3 非晶合金冰冻切削装置

冰冻铣削试验在 DMG MILLTAP700 加工中心上进行。市场上尚无推荐用于非晶合金加工的刀具,本研究选用直径为 4 mm 的 4 刃硬质合金涂层铣刀(MMC-Hitachi tool Co., Ltd.)加工,刀具涂层选用适用于高硬度淬硬钢(HRC>52)加工的 TiSiN 和 TiAlN 涂层,以及用于铝、不锈钢等强黏附性材料加工的 CrSiN 和 AlCrN 涂层,四种涂层刀具具有相同的刀具结构。表 2 列出了刀具厂商提供的刀具涂层详细信息。当前关于非晶合金铣削加工的研究集中于低进给量切削,加工效率低,对高效率工业化生产缺乏指导意义。本研究采用实际生产中的切削参数,试验过程中固定径向切深和轴向切深分别为 0.1 mm 和 0.5 mm,设计单因素试验分析非晶合金的冰冻切削特征及其随加工条件的变化规律:对于给定的 TiSiN 涂层刀具和进给量 $f_z=0.025$ mm/z,改变切削速度 v_c 为 75 m/min, 100 m/min, 125 m/min, 150 m/min 和 175 m/min;对于给定的 TiSiN 涂层刀具和切削速度 $v_c=100$ m/min,选取四种进给量 f_z 分别为 0.018 75 mm/z、0.025 mm/z、0.031 25 mm/z 和 0.037 5 mm/z;通过固定切削速度 $v_c=100$ m/min 和进给量 $f_z=0.025$ mm/z,分析对比刀具涂层对切削特

征的影响,对比四种涂层刀具的失效形式和耐用度。一共 11 组试验,每组试验至少重复 2 次。

表2 四种刀具涂层特征

涂层型号	涂层材料	涂层厚度/ μm	硬度 HV	附着力/ N	摩擦因数
EPPS-TH	TiSiN	约 3	3 600	100	0.9
EPPS	TiAlN	约 5	2 800	100	0.8
EPPS-P-C S	CrSiN	约 5	2 600	100	0.3
EPSM-PN	AlCrN	约 3	3 000	100	0.5

采用 Kistler9170 旋转测力仪和配套数据分析软件 DynoWare 对 X、Y、Z 向切削力信号进行采集和分析。试验设定刀具总切削长度为 36 m,每隔 6 m 采集一次切削力,并收集切屑。试验结束后,求取每次采集的 F_x 、 F_y 和 F_z 切削力的平均值,计算切削合力 F_r ,便于对比不同切削条件下的切削力大小。采用 Hitachi SU8220 扫描电镜(SEM)和 X 射线能谱仪(EDS)观察分析切屑和刀具磨损形貌;采用 OLS 4000 激光扫描共聚焦显微镜观测已加工表面形貌,并且在每 6 m 的切削长度内等间距选取表面上 10 个位置测量表面粗糙度 R_a ,每个位置测量的评定长度为 2 mm(按 GB/T1031—1995 确定取样长度为 0.8 mm,评定长度为取样长度的 2~6 倍);工业生产中,以 XRD 衍射出的馒头峰来评定材料的非晶态结构^[5,7],本研究采用 Bruker D8 ADVANCE X 射线衍射仪(Cu 靶 $K\alpha$ 射线,衍射角为 10~90°)检测已加工表面的晶化程度。

2 非晶合金冰冻切削燃烧发光及其影响因素

燃烧发光是非晶合金切削过程中独特的加工特征。图 4 为非晶合金冰冻铣削条件下典型的燃烧发光现象,其中切削条件如下: $v_c=175$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具。加工过程中,高温燃烧的切屑四处飞溅,发出耀眼光芒。图 5a 给出了燃烧发光过程中产生的切屑形貌。切屑形态由正常片状变为粉末状(图 5b),切屑自由表面锯齿状结构(图 5c)消失,呈现出独特的珊瑚状形貌(图 5d)。采用 EDS 对珊瑚形貌切屑进行分析,检测出高百分含量的 Zr 元素和 O 元素,如图 5e 所示,说明珊瑚状材料主要为 Zr 的氧化物,非晶冰冻切削的燃烧发光与切屑在空气中的剧烈氧化反应有关;这与 BAKKAL 等^[33]分析干切条件下非晶切屑燃烧发光的結果一致。

图4 冰冻铣削加工 Vit1 BMG 中的典型燃烧发光现象

图5 燃烧发光时的非晶切屑(切削条件: $v_c=175$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具)

图6给出了燃烧发光条件下典型的已加工表面形貌。由图可知, 燃烧发光的高温切屑在加工过程中会黏附在已加工表面, 烧伤工件。表面上还可观察到明显的走刀纹路和黏性流动特征, 表明燃烧发光条件下, 刀具与已加工表面间强烈摩擦产生的高温超过了材料的玻璃转变温度 $T_g \sim 350$ °C。由图2(b)可知, 当变形温度超过玻璃转变温度时, Vit1 非晶合金的峰值应力急剧减小。根据材料剪切黏度 η 与剪切应力 τ 、切应变率 $\dot{\gamma}$ 关系有

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (1)$$

非晶合金压缩变形中, 剪切应力-正应力以及剪切应变率-应变率关系满足^[34]

$$\tau = \frac{\sigma}{2} \quad (2)$$

$$\dot{\gamma} = 2\dot{\epsilon} \quad (3)$$

则

$$\eta = \frac{\sigma}{4\dot{\epsilon}} \quad (4)$$

式中, σ 和 $\dot{\epsilon}$ 分别为非晶合金的正应力和应变率。

基于式(4)可知, 非晶合金的黏度与应力呈正比例关系, 应力的急剧减小会引起黏度的等比例下降。这样, 摩擦升温导致工件黏度的降低使得已加工表面在切削过程中更容易产生刀纹。同时, 黏性体的已加工表面材料随刀具的旋转而发生黏性流动, 进一步恶化了加工质量。因此, 非晶合金切削加工中应极力避免燃烧发光的产生。

图6 非晶合金冰冻切削燃烧发光的已加工表面(切削条件: $v_c=175$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具)

非晶合金的干切削过程中, 切削速度、进给量、刀具结构和刀具材料等因素对切屑燃烧发光的产生具有显著影响^[21]。本研究中, 所有冰冻切削条件下, 仅在 No. 5 ($v_c=175$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN)、No. 6 ($v_c=100$ m/min, $f_z=0.01875$ mm/z, TiSiN) 和 No. 8 ($v_c=100$ m/min, $f_z=0.0375$ mm/z, TiSiN) 三组试验中观察到了燃烧发光现象, 如图7所示。可以看出, 除了切削速度和进给量, 切削长度 L_c 是影响非晶合金冰冻切削燃烧发光的另一关键因素。在 $v_c=100$ /min, $f_z=0.0375$ mm/z 条件下, 切削长度 $L_c < 24$ 时, 无燃烧发光产生; 随着切削长度进一步增加, 刀具磨损加剧, 刀-屑接触区温度上升, 引起

切屑的氧化反应,最终导致燃烧发光的产生。对于给定的进给量 $f_z=0.025 \text{ mm/z}$,当切削速度 v_c 由 100 /min 提升至 175 m/min 时,更多的切削能量将传入切屑;材料有足够的能量来激活氧化反应,因而在切削初期($L_c=0_g \sim 6 \text{ m}$)就会导致切屑高温燃烧发光。当减小进给量($f_z=0.01875 \text{ mm/z}$)时,切屑也发生了燃烧发光,这主要归因于以下两个原因:① 减小进给量使得单位时间、单位面积内工件材料与刀具的摩擦加剧,切削热聚集,更易激活切屑燃烧发光;② 假定激活单位体积切屑氧化反应所需的能量恒定,对于给定的切削深度,加工中采用更小的进给量会产生更小体积的切屑,因此小进给量切削时激活切屑燃烧发光所需的能量更少。

图7 非晶合金冰冻切削燃烧发光与切削条件关系

另外,从图7可以看出,冰冻切削中改变刀具涂层材料不会引起切屑燃烧发光。这是因为本研究中的四种涂层热导率相近(TiSiN: $16.5 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$, TiAlN: $10 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$, CrSiN: $12 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$, AlCrN: $5 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$),且都小于刀具基体热导率(硬质合金: $75.4 \sim 79.6 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$);冰冻切削过程中,大量切削热由冰层吸收,仅有小部分热量进入刀具,且通过基体迅速扩散,刀-屑接触区无足够热量激活切屑材料的氧化反应。

金属切削中,切削区的散热能力可采用热交换公式来描述

$$q = h(T_w - T_\infty) \quad (5)$$

式中, q 为工件的散热量, h 为对流换热系数, T_w 和 T_∞ 分别为工件和环境温度。

干切条件下,切屑/工件与空气发生热交换,对流换热系数 h 仅为 $5 \text{ W/(m}^2 \text{ K)}$,环境温度 T_∞ 为 $20 \sim 25 \text{ }^\circ\text{C}$ 。冰冻切削中,传统切屑/工件-空气热交换方式转化为切屑/工件-水以及切屑/工件-冰层的热交换,其对流换热 h 高达 $200 \sim 1000 \text{ W/(m}^2 \text{ K)}$,环境温度 T_∞ 降低至 $-8.5 \text{ }^\circ\text{C}$,散热量 q 提升 40 倍以上。因此,冰冻切削中产生的热量能及时通过冰层释放,有效降低切削区域温度,从而可以在更高的切削速

度($v_c=75 \sim 150 \text{ m/min}$)和更大的进给量($f_z=0.025 \sim 0.03125 \text{ mm/z}$)下加工非晶合金,提升加工效率,同时避免燃烧发光。

3 冰冻切削工艺中加工参数与刀具对切削力的影响规律

图8给出了冰冻铣削过程中切削速度 v_c 对切削合力 F_r 的影响规律。在干切削条件下,受热软化和燃烧发光的影响,材料黏性急剧下降,切削合力随切削速度的增大而减小^[21]。然而,冰冻切削中,切削合力随切削速度的增大呈先增大后减小的趋势;在 $v_c=125 \text{ m/min}$ 时,切削合力 F_r 最大,约为 121 N ;在 $v_c=175 \text{ m/min}$ 时,切削合力 F_r 最小,仅为 21 N 。

图8 切削速度对切削力的影响(切削条件: $f_z=0.025 \text{ mm/z}$, TiSiN 涂层刀具)

Vit1 非晶合金对变形速率不敏感,无明显加工硬化效应(如图2b所示)。因此,加工中的刀具磨损和材料的热软化效应是影响非晶合金切削力的主要因素。由图8可知,当 $v_c \leq 125 \text{ m/min}$ 时,切削合力随切削速度增大而增大,表明冰冻切削提供的良好散热效果能够控制材料变形温度低于玻璃转变温度(约 $350 \text{ }^\circ\text{C}$),在该温度以下,热软化对材料峰值应力影响较小(由图2b可知,以应变速率 0.01 s^{-1} 为例,变形温度由 $22 \text{ }^\circ\text{C}$ 升至 $360 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,峰值应力仅降低约 260 MPa),切削速度增大导致的刀具磨损加剧是引起切削合力随切削速度升高而增大的主要因素;当切削速度 v_c 由 125 m/min 上升至 150 m/min ,材料变形温度进一步升高,达到甚至超过其过冷液相区温度,此时热软化效应对切削力起主导作用,峰值应力随温度升高而急剧降低(在 $420 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,峰值应力约为 21 MPa)是导致切削合力骤降的根本原因;在 $v_c=175 \text{ m/min}$ 时,高温导致了切屑燃烧发光,材

料熔化, 切削合力进一步减小。

相对于切削速度对切削合力的显著影响, 进给量对切削合力的影响较小, 如图 9 所示。对于给定的切削速度 $v_c=100$ m/min, 切削合力 F_r 在 $f_z=0.031\ 25$ mm/z 时获得最大值 105 N, 在 $f_z=0.025$ mm/z 时获得最小值 86 N; 而在两个燃烧发光的切削条件下($f_z=0.018\ 75$ 和 $0.037\ 5$ mm/z), 切削合力均为 93 N 左右。通常认为, 进给量越大, 金属去除量越大, 切削力随之增大。在 $f_z=0.018\ 75$ mm/z 时, 低进给量导致的刀具与工件摩擦加剧会增大切削合力; 而在 $f_z=0.037\ 5$ mm/z 时, 切削后期产生的燃烧发光则是导致切削合力下降的主要原因。

图 9 进给量对切削力的影响(切削条件: $v_c=100$ m/min, TiSiN 涂层刀具)

在相同切削条件下, 对比四种涂层刀具可知, 硬度最低(2 600 HV)、摩擦因数最小(约 0.3)的 CrSiN 涂层刀具的切削合力最小 $F_r=72$ N, 如图 10 所示; 具有高摩擦因数(约 0.8)和较低硬度(2 800 HV)的 TiAlN 涂层刀具的切削合力最大 $F_r=103$ N; 而高硬

图 10 刀具涂层对切削力的影响(切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z)

度(3 600 HV)、高摩擦因数(约 0.9)的 TiSiN 涂层刀

具和中等硬度(3 000 HV)、中等摩擦因数(约 0.5)的 AlCrN 涂层刀具的切削合力几乎相等。这说明在冰冻切削条件下, 与提升刀具硬度相比, 改善刀具润滑性能, 增强刀具抗黏结能力, 对于降低非晶合金切削力更为显著。

4 非晶合金无晶化冰冻切削加工工艺

4.1 已加工表面晶化程度

非晶合金优异的物理和化学性质得益于其独特的非晶态结构, 任何结晶相的形成都会对性能产生严重的影响^[35]。因此, 已加工表面的晶化程度是评价非晶合金加工质量的主要指标。

各切削速度下已加工表面的 XRD 图谱如图 11 所示。在切削速度 $v_c=75\sim150$ m/min 范围内, 已加工表面未衍射出明显的结晶相尖峰, 材料仍保持非晶态结构; 而当 $v_c=175$ m/min, XRD 图谱中可观察到衍射尖峰, 表明加工表面材料已发生晶化。图 12 分析了进给量对已加工表面晶化程度的影响。由图可知, 在 $f_z=0.025$ 和 $0.031\ 25$ mm/z 时, 加工表面仍为非晶态结构, 而当 $f_z=0.018\ 75$ 和 $0.032\ 5$ mm/z 时, 已加工表面发生了晶化。

图 11 不同切削速度的已加工表面 XRD 图谱(切削条件: $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具)

基于切削速度和进给量对加工表面晶化程度的影响规律可知, 已加工表面仅在切屑燃烧发光条件下发生晶化。MAROJU 等^[24]发现锆基非晶合金已加工表面的晶化相为锆的氧化物。因此, 可以推断, 高温燃烧的切屑烧伤已加工表面, 使工件表面材料发生氧化, 是导致已加工表面晶化的主要原因。对于给定的切削速度 $v_c=100$ m/min 和进给量 $f_z=0.025$ mm/z, 改变涂层刀具并未引起切屑燃烧发光, 所以在冰冻切削条件下, 采用 TiSiN、TiAlN、CrSiN 和 AlCrN 四种涂层刀具加工非晶合金不会导

致已加工表面晶化, 如图 13 所示。

图 12 不同进给量的已加工表面 XRD 图谱(切削条件:
 $v_c=100$ m/min, TiSiN 涂层刀具)

图 13 不同涂层刀具的已加工表面 XRD 图谱(切削条件:
 $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z)

需要指出的是, 在无燃烧发光的条件下, 随切削长度增加, 切屑形貌也产生了显著变化, 如图 14 所示。当 $L_c \leq 12$ m 时, 加工产生片状切屑, 切屑自由表面呈锯齿状结构; 主剪切区内形成的韧窝状形貌(非晶合金压缩断裂主要特征之一^[36])表明切屑以非晶态结构发生形变。当 $L_c \geq 24$ m, 切屑变长, 自由表面层叠状结构消失, 形态扭曲, 呈明显黏性流动特征。此时切屑变形温度超过了玻璃转变温度 $T_g \sim 350$ °C, 材料黏度急剧下降, 非晶态宏观脆性消失, 切屑变为黏性体, 展现出极强塑性变形能力。

虽然切屑不再保持非晶结构, 但加工过程中已加工表面并未晶化。前期通过计算切削能量分布已知^[19], 非晶合金切削过程中, 形成已加工表面所需能量仅占切削总能量的 8.5%, 大部分切削能用于切屑锯齿变形(约 60%)和刀-屑接触摩擦(约 31.3%)。在冰冻切削条件下, 由于已加工表面与冰层(-8.5 °C)接触, 加工过程中进入工件的少量切削热会迅速通

过冰层散失, 工件表面材料无足够能量激活内部原子重排, 不会产生晶化。

图 14 不同切削长度下的切屑形貌(切削条件: $v_c=100$ m/min,
 $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具)

4.2 表面粗糙度

非晶合金加工过程中会表现出很强的温度敏感性。如图 15 所示, 随切削速度增大, 非晶工件表面温度升高, 工件表面材料软化、黏度降低, 表面粗糙度 R_a 随切削速度增大而增大; 但冰层提供的良好散热能力, 能有效抑制工件表面材料的热软化, 在 $v_c \leq 150$ m/min 条件下, 冰冻铣削加工表面粗糙度 R_a 能很好的控制在 $0.45 \mu\text{m}$ 以下, 远小于 MAROJU 等^[24]在干切条件下的表面粗糙度 $R_a=1.14 \sim 4.63 \mu\text{m}$ 。当 $v_c=175$ m/min 时, 冰冻铣削燃烧发光引起的工件表面烧蚀、材料黏性流动以及切屑黏附等问题导致表面粗糙度上升 $R_a=(0.8 \pm 0.35) \mu\text{m}$ 。

图 15 切削速度对表面粗糙度的影响(切削条件:
 $f_z=0.025$ mm/z, TiSiN 涂层刀具)

表面粗糙度 R_a 随进给量 f_z 的变化规律, 如图 16 所示。最低表面粗糙度 $R_a=(0.22\pm0.02)\mu\text{m}$, 在进给量 $f_z=0.031\ 25$ mm/z 时获得, 而在最小进给量 $f_z=0.018\ 75$ mm/z 时, 加工表面粗糙度最高 $R_a=(0.31\pm0.13)\mu\text{m}$ 。这是因为小进给量加剧了刀具与工件的摩擦, 同时引起了切屑燃烧发光, 恶化了加工表面质量。当进给量 f_z 由 $0.031\ 25$ 增大至 $0.037\ 5$ mm/z, 切削后期($L_c\geq 24$ m)也产生了燃烧发光现象, 导致加工表面粗糙度增大。

图 16 进给量对表面粗糙度的影响(切削条件: $v_c=100$ m/min, TiSiN 涂层刀具)

图 17 比较了四种涂层刀具加工获得的表面粗糙度。可以发现, 表面粗糙度与刀具摩擦因数有关。最小摩擦因数(约 0.3)的 CrSiN 涂层刀具可获得最低的表面粗糙度 $R_a=(0.15\pm0.04)\mu\text{m}$ 。TiAlN 涂层刀具(约 0.8)与 TiSiN 涂层刀具(约 0.9)具有相近的摩擦因数, 加工得到的表面粗糙度也相近 (TiAlN: $R_a=(0.31\pm0.10)\mu\text{m}$; TiSiN: $R_a=(0.30\pm0.11)\mu\text{m}$)。尽管 AlCrN 涂层刀具的摩擦因数(约 0.5)小于 TiAlN 和 TiSiN 涂层刀具, 但在切削后期($L_c>30$ m), AlCrN

涂层刀具发生了严重的断刀现象, 断刀之前剧烈的刀具-工件摩擦磨损增大了表面粗糙度。

图 17 刀具涂层对表面粗糙度的影响(切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z)

5 涂层刀具冰冻切削磨损失效

在非晶合金干式切削过程中, 高温导致大量切屑材料黏附在刀具后刀面。后刀面磨损带被黏附的切屑遮挡, 难以辨识。很难采用传统后刀面磨损标准 $VB=0.3$ mm 来评价非晶合金的切削刀具寿命。在相同切削条件下, 本研究通过对比四种涂层刀具加工后的微观形貌来评价刀具失效方式和耐用度。

TiSiN 涂层刀具磨损后的微观形貌如图 18 所示。大量黏结物黏附在刀具后刀面, 且刃口附近黏结物形貌与切屑自由表面形貌类似, 呈现出层叠状结构; 采用 EDS(A 点)可以确认黏结材料含大量 Zr 元素, 表明黏结物主要为切屑材料。此外, EDS 还在 A 点处检测到刀具基体的 W 元素, 说明刃口周围涂层已经剥落, 在 A 区域中也可以观察到涂层和基体间的分离。涂层剥落主要由于黏附于刀具表面的切屑材料在脱落刀具时产生的拉力超过了涂层-基体间的附着力, 导致涂层以及部分基体材料被撕扯下来。除了涂层剥落和黏结磨损, 在 B 区域还可观察到明显的刀尖崩缺。这可能归因于以下两个原因: 1)非晶合金的高弹性极限(约 2%)和低弹性模量(约 101.2 GPa)会导致工件加工回弹, 增大刀具振动; 2)非晶合金具有很高的抗拉强度(约 1.9 GPa), 切削应力较大, 随切削长度增加, 黏结磨损积累, 导致材料去除所需的应力进一步增大, 最终导致刃口崩缺。观察刀具前刀面也能发现明显的黏结磨损。此外, 基于 EDS 对 B 点的分析, 高含量的 W 元素和 Co 元素被检测出来, 表明刀-屑接触区严重的摩擦导致

前刀面上发生了大面积(虚线区域)的涂层脱落。

图 18 TiSiN 涂层刀具磨损形貌(切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, $L_c=36$ m)

与 TiSiN 涂层刀具相比,在 TiAlN 涂层刀具后刀面可观察到更大面积的黏结区域(虚线区域),如图 19 所示。通过 EDS 对 A 点进行分析,可以确认 TiAlN 涂层刀具后刀面上同样发生了涂层剥落,在剥落区域附近还发生了刃口崩缺。而在 B 区域,相比于 TiSiN 涂层刀具, TiAlN 涂层刀具的刀尖崩缺也更严重。在前刀面上, TiAlN 涂层刀具产生了更大面积的涂层剥落(虚线区域);同时,刀具底刃也发生了明显的崩缺。这些现象说明 TiAlN 涂层刀具的抗磨损能力弱于 TiSiN 涂层刀具,更严重的涂层剥落和崩刃归因于 TiAlN 涂层更低的硬度(TiAlN: 2 800 HV; TiSiN: 3 600 HV)。

图 19 TiAlN 涂层刀具磨损形貌(切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, $L_c=36$ m)

图 20 给出了 CrSiN 涂层刀具加工后的微观磨损形貌。在相同切削条件下,相比于前两种涂层刀具,刀尖处(B 区域)崩缺更严重。然而,得益于 CrSiN 涂层良好的润滑性(摩擦因数最小约 0.3),刀具有更好的抗黏结能力,后刀面上的黏结磨损区域最小,并且除了黏结磨损,并未观察到其他明显磨损形式。与前两种涂层刀具类似, CrSiN 涂层刀具前刀面的磨损形式也主要为涂层剥落,但磨损面积(虚线区域)小于 TiSiN 和 TiAl 涂层刀具。

图 20 CrSiN 涂层刀具磨损形貌(切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z, $L_c=36$ m)

不同于前三种涂层刀具, AlCrN 涂层刀具在切削长度 $L_c=32$ m 时发生了断刀现象,加工终止,刀具微观磨损形貌如图 21 所示,切削条件: $v_c=100$ m/min, $f_z=0.025$ mm/z。基于对未崩断的两个刀具观察发现,四种涂层刀具中, AlCrN 涂层刀具后刀面黏结磨损区域最大(虚线部分),并伴有涂层剥落和刀尖崩缺;前刀面磨损方式主要为涂层剥落,其磨损面积与 TiAlN 涂层刀具相当,但刀具底刃未发生崩缺。

图 21 AlCrN 涂层刀具磨损形貌

比较四种涂层刀具可知,具有最小摩擦因数的 CrSiN 涂层刀具最适合冰冻切削加工非晶合金,同时获得最低的切削力和表面粗糙度;最高硬度的 TiSiN 涂层刀具次之。TiAlN 和 AlCrN 涂层刀具磨损、破损严重,不适合用于非晶合金冰冻切削。鉴于四种涂层刀具均发生了刀尖崩缺现象,在后续设计非晶合金加工涂层刀具中,除了提升涂层材料的抗黏结能力和耐磨性,还需要寻找高韧性、抗冲击和抗疲劳的刀具基体,以及设计合适的高强度刀具结构。

6 结论

(1) 冰冻切削中,过高的切削速度和过低的进给量易引起切削燃烧发光;高进给量条件下,切削长度增加导致刀具磨损积累是导致切削后期燃烧发

光的重要因素; 刀具涂层的改变不会引起燃烧发光。

(2) 切削速度对切削力影响显著, 其中刀具磨损增大和材料黏度下降是导致切削力随切削速度增大呈先增大后减小变化的根本原因; 切削力对进给量不敏感; 降低刀具摩擦因数有助于降低切削力。

(3) 切屑燃烧发光是引起非晶合金冰冻切削加工表面晶化和表面粗糙度增大的主要原因, 无燃烧发光时, 已加工表面仍保持非晶态结构, 并且冰冻切削良好的散热能力可以抑制工件表面材料热软化, 控制表面粗糙度在 $0.45\ \mu\text{m}$ 以下。

(4) TiSiN 、 TiAlN 、 CrSiN 和 AlCrN 四种涂层刀具的失效形式主要为后刀面黏结磨损、前刀面涂层剥落和刀尖崩缺。 CrSiN 涂层刀具抗黏结磨损能力最好, 可获得最小切削力和最低表面粗糙度, TiSiN 涂层刀具次之。在刀具设计中, 需要重点关注刀具抗黏结能力、刀具韧性、抗冲击和抗疲劳特性, 并设计适合于非晶合金加工的高强度刀具结构。

参 考 文 献

- [1] 汪卫华. 非晶态物质的本质和特性[J]. 物理学进展, 2013, 33(5): 177-351.
WANG Weihua. The nature and properties of amorphous matter[J]. Progress in Physics, 2013, 33(5): 177-351.
- [2] TELFORD M. The case for bulk metallic glass[J]. Materials Today, 2004, 7(3): 36-43.
- [3] LI H F, ZHENG Y F. Recent advances in bulk metallic glasses for biomedical applications[J]. Acta Biomaterialia, 2016, 36: 1-20.
- [4] SCHROERS J. Processing of bulk metallic glass[J]. Advanced Materials, 2010, 22: 1566-1597.
- [5] LIU L H, ZHANG T, LIU Z Y, et al. Near-net forming complex shaped Zr based bulk metallic glasses by high pressure die casting[J]. Materials, 2018, 11: 2338.
- [6] LIU L H, ZHANG T, LIU Z Y, et al. Abnormal increase of glass forming ability under rising mold temperature in high pressure die casting[J]. Materials Letters, 2019, 247: 215-218.
- [7] ZHANG T, MENG X N, WANG C Y, et al. Investigations of new bulk metallic glass alloys fabricated using a high-pressure diecasting method based on industrial grade Zr raw material[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 792: 851-859.
- [8] CHEN B, SHI T L, ZHANG Z B, et al. Laser welding of $\text{Zr}_{41}\text{Ti}_{14}\text{Cu}_{12}\text{Ni}_{10}\text{Be}_{23}$ bulk metallic glass: experiment and temperature field simulation[J]. Advanced Engineering Materials, 2013, 15(5): 407-413.
- [9] CHEN B, SHI T L, LI M, et al. Crystallization of $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Al}_{10}\text{Ni}_5$ bulk metallic glass in laser welding: Simulation and experiment[J]. Advanced Engineering Materials, 2015, 17(4): 483-490.
- [10] 李方伟, 王思博, 马云飞, 等. 轻质钛基非晶合金热塑性成形性能研究[J]. 塑性工程学报, 2018, 25(5): 80-86.
LI Fangwei, WANG Sibao, MA Yunfei, et al. Research on thermoplastic formability of lightweight Ti-based bulk metallic glass[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2018, 25(5): 80-86.
- [11] 李翠芹, 黄正华, 徐春杰, 等. 增材制造金属玻璃的研究进展[J]. 材料导报, 2018, 32(S2): 172-176.
LI Cuiqin, HUANG Zhenghua, XU Chunjie, et al. Research progress of metallic glasses fabricated by additive manufacturing[J]. Materials Review, 2018, 32(S2): 172-176.
- [12] MA J, LIANG X, WU X, et al. Sub-second thermoplastic forming of bulk metallic glasses by ultrasonic beating[J]. Scientific Reports, 2015, 5(1): 1-6.
- [13] MA J, YANG C, LIU X, et al. Fast surface dynamics enabled cold joining of metallic glasses[J]. Science Advances, 2019, 5(11): eaax7256.
- [14] 李信, 马将. 非晶合金的超声制造与成型[J]. 自然杂志, 2020, 42(2): 125-133.
LI Xin, MA Jiang. Ultrasound manufacturing and forming of amorphous alloy[J]. Chinese Journal of Nature, 2020, 42(2): 125-133.
- [15] ZHANG J Z, ZHAO Y S. Formation of zirconium metallic glass[J]. Nature, 2004, 430(6997): 332-335.
- [16] TREXLER M M, THADHANI N N. Mechanical properties of bulk metallic glasses[J]. Progress in Materials Science, 2010, 55(8): 759-839.
- [17] DING F, WANG C Y, ZHANG T, et al. High performance of Zr-based bulk metallic glass: A review of chip formation[J]. Procedia CIRP, 2018, 77: 421-424.
- [18] ZHANG L, HUANG H. Micro machining of bulk metallic glasses: A review[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 100: 637-661.
- [19] DING F, WANG C Y, ZHANG T, et al. Investigation on chip deformation behaviors of Zr-based bulk metallic glass during machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2020, 276: 116404.
- [20] FUJITA K, MORISHITA Y, NISHIYAMA N, et al. Cutting characteristics of bulk metallic glass[J]. Materials Transactions, 2005, 46: 2856-2863.

- [21] BAKKAL M, SHIH A J, SCATTERGOOD R O. Chip formation, cutting forces, and tool wear in turning of Zr-based bulk metallic glass[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2004, 44 (9): 915-925.
- [22] BAKKAL M, SHIH A J, MCSPADDEN S B, et al. Thrust force, torque, and tool wear in drilling the bulk metallic glass[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2005, 45(7-8): 863-872.
- [23] BAKKAL M, SHIH A J, MCSPADDEN S B, et al. Light emission, chip morphology, and burr formation in drilling the bulk metallic glass[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2005, 45(7): 741-752.
- [24] MAROJU N K, YAN D P, XIE B Y, et al. Investigation on surface microstructure in high-speed milling of bulk metallic glass[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 35: 40-50.
- [25] 王凤彪, 侯博, 袁凯, 等. 镍基合金蜂窝材料冰固持条件下的超低温铣削研究[J]. *兵工学报*, 2016, 37(5): 888-894.
WANG Fengbiao, HOU Bo, YUAN Kai, et al. Research on milling of Ni-based alloy honeycomb material at ice fixation and cryogenic temperatures[J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(5): 888-894.
- [26] 王凤彪, 侯博, 袁凯, 等. TC4 合金蜂窝冰固持低温铣削研究[J]. *稀有金属材料与工程*, 2018, 47(1): 326-332.
WANG Fengbiao, HOU Bo, YUAN Kai, et al. Cryogenic milling of TC4 alloy honeycomb in ice fixation[J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2016, 37(5): 888-894.
- [27] WANG Y Q, GAN Y Q, LIU H B, et al. Surface quality improvement in machining an aluminum honeycomb by ice fixation[J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2020, 33: 20.
- [28] LI H Q, FAN C, TAO K X, et al. Compressive behavior of a Zr-based metallic glass at cryogenic temperatures[J]. *Advanced Materials*, 2006, 18(6): 752-754.
- [29] LI Y H, ZHANG W, DONG C, et al. Effects of cryogenic temperatures on mechanical behavior of a $Zr_{60}Ni_{25}Al_{15}$ bulk metallic glass[J]. *Materials Science & Engineering: A*, 2013, 584(1): 7-13.
- [30] 孙驰, 程焕武, 薛云飞, 等. $Ti_{40}Zr_{25}Ni_8Cu_9Be_{18}$ 块体非晶合金低温动态压缩性能研究[J]. *稀有金属材料与工程*, 2014, 43(4): 960-963.
SUN Chi, CHENG Huanwei, XUE Yunfei, et al. Low temperature dynamic compression properties of $Ti_{40}Zr_{25}Ni_8Cu_9Be_{18}$ bulk metallic glass[J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2014, 43(4): 960-963.
- [31] 韩变枝, 邱坤贤, 安庆龙, 等. 蜂窝材料冰结加工技术试验研究[J]. *工具技术*, 2017(12): 14-18.
HAN Bianzhi, QIU Kunxian, AN Qinglong, et al. Experimental research on processing honeycomb material technology with ice fixation[J]. *Tool Engineering*, 2017(12): 14-18.
- [32] LU J, RAVICHANDRAN G, JOHNSON WL. Deformation behavior of the $Zr_{41.2}Ti_{13.8}Cu_{12.5}Ni_{10}Be_{22.5}$ bulk metallic glass over a wide range of strain-rates and temperatures[J]. *Acta Materialia*, 2003, 51(12): 3429-3443.
- [33] BAKKAL M, LIU C T, WATKINS T R, et al. Oxidation and crystallization of Zr-based bulk metallic glass due to machining[J]. *Intermetallics*, 2004, 12(2): 200-204.
- [34] LI M C, JIANG M Q, YANG S, et al. Effect of strain rate on yielding strength of a Zr-based bulk metallic glass[J]. *Materials Science & Engineering: A*, 2017, 680(5): 21-26.
- [35] WANG, J G, CHOI B W., NIEH T G, et al. Crystallization and nanoindentation behavior of a bulk Zr-Al-Ti-Cu-Ni amorphous alloy[J]. *Journal of Materials Research*, 2000, 15(3): 798-807.
- [36] ZHANG Z F, ECKERT J, SCHULTZ L. Difference in compressive and tensile fracture mechanisms of $Zr_{59}Cu_{20}Al_{10}Ni_8Ti_3$ bulk metallic glass[J]. *Acta Materialia*, 2003, 51(4): 1167-1179.

作者简介: 丁峰, 男, 1991 年出生, 博士研究生。主要研究方向为非晶合金精密高效切削加工理论与工艺。

E-mail: dingfeng0201@foxmail.com

王成勇(通信作者), 男, 1964 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为难加工金属、非金属、高分子、复合材料等的高速高性能绿色加工理论、刀具、工艺与装备。

E-mail: cywang@gdut.edu.cn