

块体金属玻璃微磨削加工的温度场仿真

刘寅, 巩亚东, 孙瑶, 张唤
(东北大学 机械工程与自动化学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘 要: 建立单颗磨粒微磨削的正交切削模型和玻璃金属的本构关系方程,采用有限元工艺仿真系统对块体金属玻璃进行微磨削加工的温度场仿真,从而得到块体金属玻璃在微磨削过程中的温度以及温度变化趋势,进而观察其磨削温度是否达到块体金属玻璃的玻璃转变温度.因此,对玻璃金属磨削加工过程的温度仿真可以有效预测非晶表面是否有晶化现象的发生.改变微磨削加工参数,对块体金属玻璃的各个磨削区的温度变化趋势进行观察.通过仿真实验发现,块体金属玻璃的最高磨削温度发生在磨粒前刀面与磨屑接触的区域,即第二变形区.

关 键 词: 块体金属玻璃;微尺度磨削;微磨削温度;有限元仿真;Deform-2D
中图分类号: TH 161 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2018)06-0828-06

Simulation of Temperature Field for Bulk Metallic Glass in Micro-scale Grinding

LIU Yin, GONG Ya-dong, SUN Yao, ZHANG Huan
(School of Mechanical Engineering & Automation, Northeastern University, Shenyang 110819, China.
Corresponding author: GONG Ya-dong, E-mail: gongyd@mail.neu.edu.cn)

Abstract: The orthogonal cutting model of single grain and constitutive equation of glass metal are established, and the micro grinding temperature field of bulk metallic glass is simulated using the finite element simulation system. The grinding temperature of bulk metallic glass and the temperature change trend in micro grinding process are acquired, and then the relationship between the grinding temperature and the glass transition temperature of bulk metallic glass is observed. Consequently, the simulation of the grinding temperature of the bulk glass metal can effectively predict the crystallizing procedure of the grinding surface. With various micro grinding parameters, the temperature variation trend of the grinding zone of bulk metallic glass is observed. The simulation results show that the highest grinding temperature of bulk metallic glass occurs in the contact area between the abrasive rake surface and the grinding chips, i. e. the secondary deformation zone.

Key words: bulk metallic glass; micro-scale grinding; temperature field simulation; finite element simulation; Deform-2D

块体金属玻璃(BMG)是一种新型材料,即金属玻璃,其微观结构是一种没有远程原子序、无晶界的金属合金,这种新材料提供了独特的机械、热学、磁性、摩擦学和腐蚀性能的各种应用^[1].对制造精密BMGs材料零件来说,磨削机械加工使其具有高尺寸精度和更好表面质量^[2].磨削过程中,大约有70%~80%的总切削能消耗于工件表面,被加工表面层有明显的塑性变形并形成较大的表层残余应力.磨削过程中单位体积金属的去除有极高的能量输入,而且这些能量的转化过程几乎都集中在磨削区完成,其产生的高温可导致各种形式的热损伤^[3].对BMG材料的微磨削加工来说,加工过程中的磨削温度对其表面改性起着至关重要的作用,由于BMG材料处于一种亚

稳态结构,若温度超过其过冷液相区,即高于其玻璃转变温度时,工件表面的非晶态将会发生晶化现象,从亚稳态结构向稳态结构转变.这将使其失去优良的工程材料性能,比如超高的强度、硬度、耐磨耐腐蚀性,同时也会影响到非晶态的工件表面质量.因此研究这种新材料的微磨削加工过程中的温度场分布具有十分重要的实际价值.目前对于磨削加工中温度的测量与控制尤其在微尺度磨削过程中温度测量与控制,还没有十分有效的解决方法.

磨削加工中温度的测量方法主要有两大类,一类是热电偶测温法,另一类是红外测温法.块体金属玻璃的硬度极高,脆性极大,开槽埋藏康铜丝时难度极大.在宏观机械加工方面有文献报道使用红外测温法,这种方法在宏观加工中很难进入磨削区进行测温,因此,在微尺度加工中更加难以进入微磨区对工件材料进行温度的测量,同时,工件材料受到周围环境的影响,通常无法测量磨削区内的温度.

由于上述加工中存在温度测量的难题,同时,块体金属玻璃只有在低温和室温才能保持其所具有的优越性能.因此,加工前,对块体金属玻璃的微磨削过程中所产生的温度进行有限元仿真是十分必要的.本文采用有限元仿真的方法对块体金属玻璃在微磨削过程中的温度随磨削深度和主轴转速变化的分布情况进行了研究.

1 模型的建立

本文的模型建立选用 DEFORM - 2D 工艺模拟仿真分析软件,利用热传导耦合分析方法. DEFORM 是一套基于有限元的工艺仿真系统,如 ABAQUS, LS - DYNA, DEFROM, ADVANTAGE, Marc 等, Deform - 2D/3D 的优势在于在材料定义的过程中,用户自定义材料数据库允许用户自行输入材料数据库中没有的材料,对材料的应力应变曲线进行修改,从而定义所需要材料的本构关系模型,对切削过程进行较为准确的仿真分析.

1.1 单颗磨粒几何模型的建立

磨削加工中,由于磨粒特殊形状、尺寸以及在砂轮工作表面分布的随机特征等,造成了磨削过程与切削过程的不同.

对于砂轮的测量,刻痕方法提供的切刃断面形状最为细致,测量结果表明在各种尺寸条件下刻画断面形状近似梯形^[3],同时磨粒多是带有负前角的磨刃,其实际轮廓图如图 1 所示.

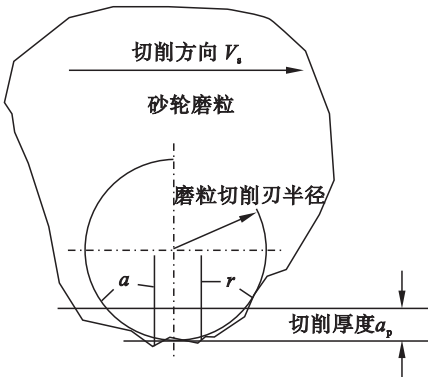


图 1 单颗磨粒实际切削刃几何模型
Fig. 1 Geometric model of actual cutting edge of single grain

以往文献对磨粒二维几何模型的建立大多采用三角形,如图 2 所示.对于微磨削加工,磨粒顶端的微小平面对磨削表面的影响不能忽略不计.由于磨粒的形状具有随机不确定性,因此,本文对单颗磨粒几何模型的建立采用梯形模型,负前角本文仅取 -15° 进行研究,即图 1 中 $r = 15^\circ$.

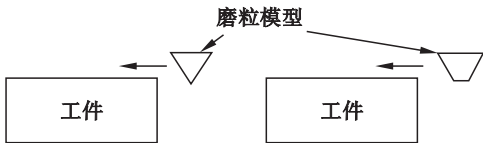


图 2 单颗磨粒的仿真几何模型
Fig. 2 Simulation geometric model of single abrasive grain

1.2 材料模型的定义

材料定义是 Deform - 2D 中最基本的模型定义,但目前的有限元分析软件的材料库中均没有非晶态合金材料的本构关系模型,因此本仿真实验的用户自定义材料数据库允许用户自行输入材料数据库中没有的材料.由于块体金属玻璃原子的混乱无序,在宏观上表现为各向同性,本文选用的块体金属玻璃 $Zr_{55}Cu_{30}Ni_5Al_{10}$ 的材料性能如表 1 所示.磨粒材料设置为 CBN,比金刚石略软,但在高温下更稳定,且不易与大多数材料发生化学反应.

1.3 本构关系与屈服准则

块体金属玻璃是非晶态金属合金材料,其缺乏传统晶体金属材料中的位错和晶界等缺陷强化机制,因此它的变形机制必然与晶体材料有所不同,适用于大多数材料的 Johnson - Cook 本构关系模型已经不再适用于非晶态金属合金材料.国内外学者已经研究了大量微观模型,对金属玻璃的塑性变形机制进行描述,其中“自由体积涨落”模型^[4]和“剪切转变区”(STZ)模型^[5]得到了认可,“自由体积涨落”模型因其相对简单而得到了

表 1 块体金属玻璃 $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Ni}_5\text{Al}_{10}$ 的材料性能
Table 1 Properties of Zr-based bulk metallic glass $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Ni}_5\text{Al}_{10}$

性能	数值	单位	性能	数值	单位
密度 ρ	6125	kg/m^3	泊松比 μ	0.36	
弹性模量 E	96.0	GPa	应变硬化指数 n	~ 0	
屈服强度 σ_y	1.8	GPa	硬度(洛氏 A 级)	77	
极限拉伸应力 σ_t	1900	MPa	断裂伸长率	2	%
断裂韧度 σ_c	40 ~ 55	$\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$	热导率 κ	4	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$

广泛的应用. 根据 Gao 提出的本构关系模型^[6], 非晶合金的塑性流动方程可表示为

$$\frac{\partial \gamma^p}{\partial t} = 2f \exp\left(-\frac{\alpha v^*}{\bar{v}_f}\right) \sinh\left(\frac{\tau \Omega}{2kT}\right) \exp\left(-\frac{\Delta G^m}{k_B T}\right).$$

(1)

其中: f 为原子振动频率; α 为几何系数, 取值范围 1 ~ 2; v^* 为原子有效硬球体积; \bar{v}_f 是一个原子的平均自由体积; ΔG^m 为原子发生跃迁的激活能; Ω 为原子体积; τ 为剪切应力; k_B 是 Boltzmann 常数; T 是绝对温度. 黏度 $\eta = \tau/(\partial \gamma^p/\partial T)$, 显然是一个函数的应力和自由体积. 自由体积的增加降低了黏度, 导致了应变软化. 应变软化和应变局部化之间的关系是产生剪切带的关键.

由于 BMG 的变形主要依靠剪切变形和剪切带进行. Lee 等^[7]在描述 $(\text{Cu}_{60}\text{Zr}_{30}\text{Ti}_{10})_{0.95}\text{Ta}_{0.05}$ 非晶合金复合材料变形时, 采用与静水压力相关的 Coulomb – Mohr 准则, 并有效地对其变形过程中存在的剪切带产生及其演化扩展进行了模拟. Coulomb – Mohr 准则是指在介质中任何微小的单元截面上, 其剪切应力 τ 存在一个理论临界值, 当应力 $|\tau|$ 达到或超过该临界值, 材料将发生剪切滑移, 其表达式为

$$|\tau| + \mu \sigma_n = \tau_y.$$

(2)

其中: μ 是材料的内摩擦系数; σ_n 为法向应力; τ_y 为屈服剪切应力.

研究表明^[8], 在过冷液相区间的较高温度和较低应变速率条件下, 非晶合金的应变速率敏感指数 m 接近 1 时, 材料为牛顿型流体, 黏度不随应变速率的改变而改变; 相反, 在低温、高应变速率条件下, 非晶合金的 m 值小于 1, 材料呈非牛顿型流体状态, 黏度随应变速率的增加而减小. 随着变形条件的改变, 大块非晶合金的超塑性流变行为在牛顿型和非牛顿型之间发生连续性转变. 通常非晶合金在发生塑性变形时, 其流动应力对温度、应变和应变速率很敏感, 当材料和变形温度一定时, 其基本关系可用式(3)表示^[9].

$$\sigma = K \varepsilon^m \dot{\varepsilon}^n.$$

(3)

一般情况下, 材料发生塑性变形时不产生应变硬化, 即 $n = 0$.

2 仿真结果与分析

2.1 磨削变形区的划分

在二元切削场合中, 车刀或铣刀切削刃参与其切削工作, 后刀面与工件表面没有摩擦, 而磨削过程中的磨粒是存在微小平面的, 当前刀面对材料进行切削时, 微小平面在已加工表面进行划擦和耕犁, 因此磨削过程的温度场分布与切削和铣削有所不同, 如图 3 所示. 塑性区包括两个变形区, 第二变形区内工件材料发生塑性变形的同时又与磨粒的前刀面进行摩擦, 因此其温度是塑性区中温度最高的区域.

根据切削原理可知, 发生剪切变形的塑性区为第一变形区, 切屑与磨粒负前角前刀面的接触区为第二变形区, 磨粒微小平面与加工表面的接触区为第三变形区, 如图 3 所示.

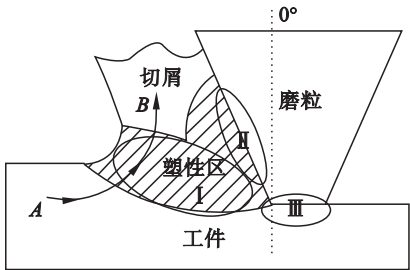


图 3 磨削变形区的划分
Fig. 3 Division of grinding deformation zone

2.2 磨削参数对磨削温度的影响及变化

分析各因素对切削温度的影响, 主要应从这些因素对单位时间内产生的热量和传出的热量的影响入手. 如果产生的热量大于传出的热量, 则这些因素将使切削温度增高; 某些因素使传出的热量增大, 则这些因素将使切削温度降低. 切削速度对切削温度影响最大, 随切削速度的提高, 切削温

度迅速上升。

2.2.1 第二变形区温度仿真结果

首先在不同主轴转速下对单颗磨粒的磨削温度进行了仿真研究,将主轴转速转化为相对应单颗磨粒的线速度作为参数,分别得到主轴转速 $n = 2 \times 10^4, 3 \times 10^4, 4 \times 10^4, 5 \times 10^4$ 和 6×10^4 r/min 的速度下的温度变化. 仿真结果发现,最高磨削温度始终发生在磨屑与磨粒的前刀面接触区,即第二变形区. 在该变形区,提取磨粒在不同时刻运动下的磨削温度数据得到图 4,由图 4 可知,随着主轴转速的增加,该区域的温度不断增大,直到一个相对稳定的最高温度值,主轴转速 $n = 6 \times 10^4$ r/min 时,最高温度达到 277 ℃.

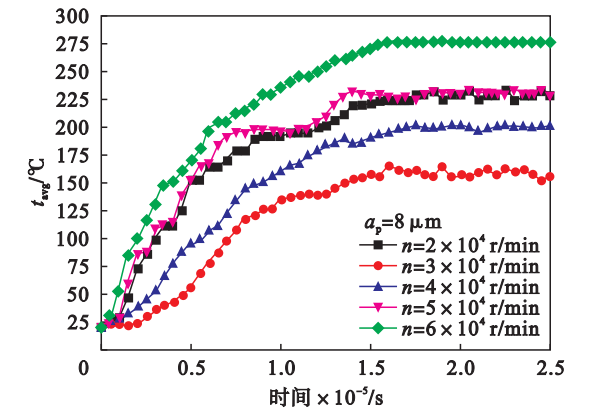


图 4 主轴转速对第二变形区温度的影响
Fig. 4 Effect of spindle speed on temperature in secondary deformation zone

主轴转速 $n = 6 \times 10^4$ r/min 时,对不同磨削深度的磨削温度进行仿真实验,磨削深度分别为 2, 4, 6, 8 和 10 μm 进行温度场仿真,发现金属玻璃的磨削温度随着磨削深度的增加而增加. 当磨削深度大于 8 μm 时,磨削温度没有明显变化,由仿真实验结果可知, $d_p = 8 \mu\text{m}$ 与 $d_p = 10 \mu\text{m}$ 的温度曲线基本一致. 磨削深度 $d_p = 2 \mu\text{m}$ 时,由图 5 可知,其呈现出周期性的变化规律. 实验发现, $d_p = 2 \mu\text{m}$ 时,并未真正形成切屑,而是磨粒在工件表面上的划擦,如图 6 所示,工件材料在磨粒的作用下向磨粒两侧形成隆起和耕犁,因此该区域的磨削温度呈现在低温的周期性变化,且磨削温度始终保持在 100 ℃ 以下,可以粗略估算块体金属玻璃微磨削成屑的临界磨削深度大概在 2 ~ 3 μm. 由图 5 可知,磨削深度 10 μm 时 $t_{\text{avg}} = 263 \text{ }^\circ\text{C}$,磨削深度 8 μm 时最高平均温度 $t_{\text{avg}} = 250 \text{ }^\circ\text{C}$,最高温度相差 13 ℃. 磨粒刚刚切入工件直到温度达到最高时,温度曲线爬坡上升阶段,两个参数的温度曲线

基本重合. 由此可见,监测磨削温度的变化规律有可能间接判断磨削是否成屑.

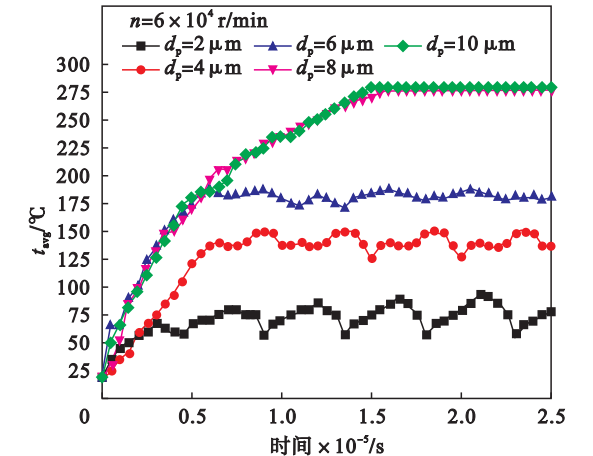


图 5 磨削深度对第二变形区温度的影响
Fig. 5 Effect of grinding depth on temperature in secondary deformation zone

其次,通过改变磨削深度观察磨削温度的变化. 磨削深度为 2 μm 时,温度波动最大,磨削深度为 4 μm 时,温度值曲线也有较大的波动,随着磨削深度的增加,磨削温度曲线趋于稳定.

由图 7 可知,单颗磨粒切削 BMG 的整个过程,磨削热几乎均由切屑带走而消散,塑性区发生剪切变形所产生的能量将随着磨粒切削工件材料不断向前推进时沿着流线 \overline{AB} 从 A 流向 B,如图 3 所示. 试考虑金属玻璃材料的内部的某一质点沿着流线移动时的温度变化情况. 材料的质点通过塑性区时,由于所发生的应变连续增加,其质点本身便成了随时间变化的热源. 质点一边发热一边移动,所以其中就包含着传热的问题,尤其是导热使热量向周围传出,所以在研究磨削温度问题时需要考虑导热的问题. 发生剪切变形的材料与磨粒前刀面进行摩擦,使得温度进一步升高,因此金属玻璃的磨削高温区在刀 - 屑接触区.

2.2.2 第一和第三变形区温度仿真结果

第一和第三变形区仿真结果如图 8 所示. 温度值的变化曲线与第一变形区相似,剪切面上各点的温度几乎一致,在剪切区,垂直剪切面方向上的温度梯度很大. 主轴转速 6×10^4 r/min 时的最高温度可达 253 ℃. 第一变形区的温度明显低于第二变形区的温度. 第三变形区的温度相比于第一和第二变形区有明显的降低,主轴转速 6×10^4 r/min 时的最高温度为 181 ℃,如图 9 所示. 由此可见,主轴转速对第三变形区温度的影响并不显著.

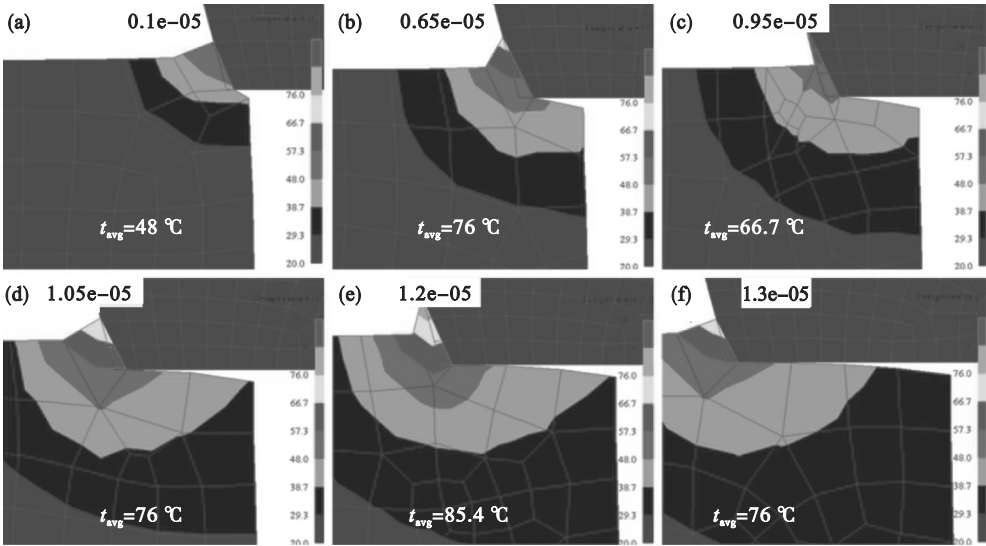


图 6 磨削温度场随磨削时间的变化 ($d_p=2\text{ }\mu\text{m}$, $n=6\times10^4\text{ r/min}$)
Fig. 6 Change of grinding temperature field with grinding time ($d_p=2\text{ }\mu\text{m}$, $n=6\times10^4\text{ r/min}$)

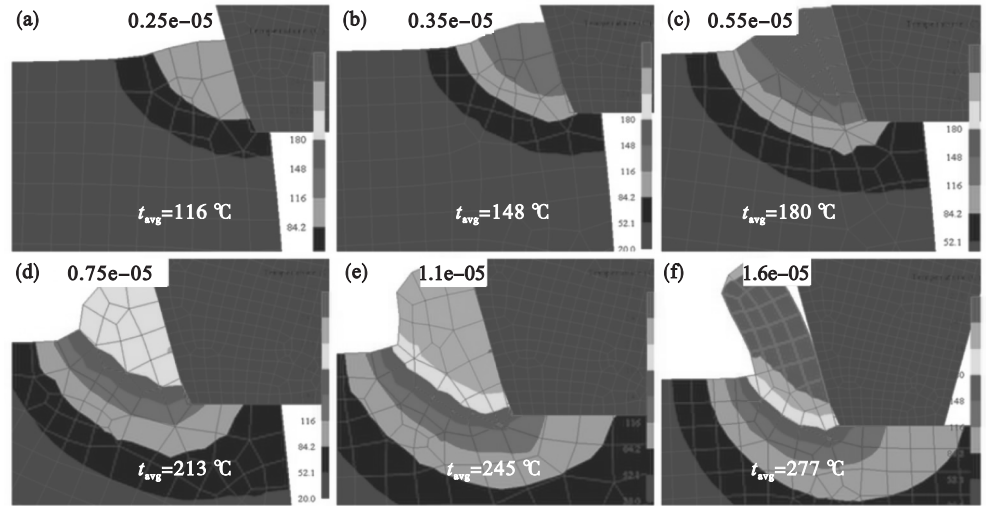


图 7 磨削温度场随磨削时间的变化 ($d_p=8\text{ }\mu\text{m}$, $n=6\times10^4\text{ r/min}$)
Fig. 7 Change of grinding temperature field with grinding time ($d_p=8\text{ }\mu\text{m}$, $n=6\times10^4\text{ r/min}$)

由文献[10]可知, $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Ni}_5\text{Al}_{10}$ 的玻璃转变温度为 685 K, 即 $t_g=411.85\text{ }^\circ\text{C}$. 非晶态合金开始晶化温度为 765 K, 即 $t_g=491.85\text{ }^\circ\text{C}$, 其过冷液相区的大小为 $80\text{ }^\circ\text{C}$. 整个仿真实验过程的最高磨削温度为 $277\text{ }^\circ\text{C}$, 远远低于 $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Ni}_5\text{Al}_{10}$ 的玻璃转变温度. 主轴转速为 $2\times10^4\text{ r/min}$ 时, 磨粒切削金属玻璃的切削速度最慢, 但磨削温度并不是 5 个参数下的最低温度值, 这可能与磨削热的产生和传出有关. 由此可见, 磨削温度升降并不与磨粒切削材料的速度的快慢呈线性关系, 也就是说, 降低磨粒切削材料的速度的快慢并非可以持续降低磨削温度.

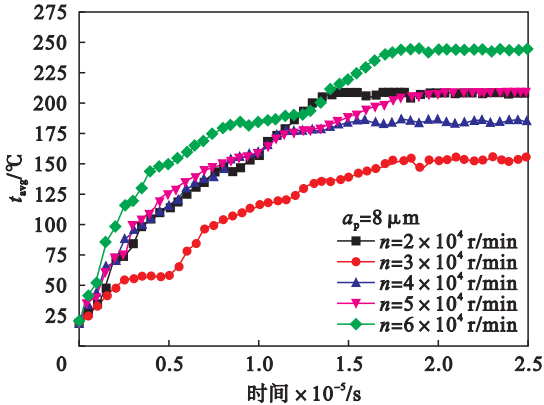


图 8 主轴转速对第一变形区温度的影响
Fig. 8 Effect of spindle speed on temperature in primary deformation zone

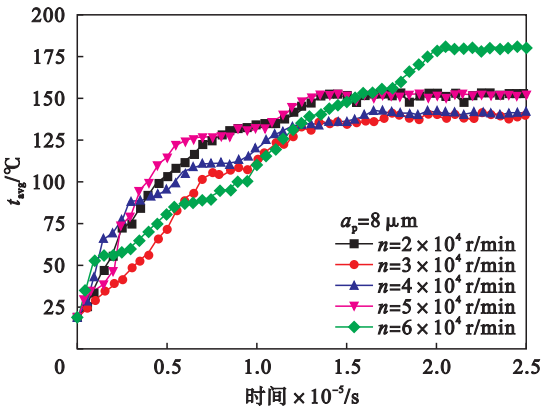


图 9 主轴转速对第三变形区温度的影响
Fig. 9 Effect of spindle speed on temperature in tertiary deformation zone

2.3 块体金属玻璃的微磨削试验

对锆基块体金属玻璃进行微磨削加工试验. 试验所使用的是巨蟹 JX - 1A 精密微磨床, 如图 10a 所示. 使用直径为 0.9 mm 的微磨削工具, 如图 10b 所示. 通过加工试验得到不同加工参数下的微磨削表面. 图 10c 为主轴转速 $n = 6 \times 10^4$ r/min, 磨削深度 $a_p = 8 \mu\text{m}$, 工件进给率 $f_w = 200 \mu\text{m/s}$ 时的微磨削表面. 对磨削加工后的工件表面进行 XRD 分析, 结果如图 10d 所示, 图谱包括两个漫衍射峰, 在 35° 附近出现一个主峰, 在 65° 附近出现一个次主峰. 这可以证明, 在该参数下得到的磨削表面未发生晶化现象, 仍然为非晶态金属合金, 由此间接推断, 块体金属玻璃的微磨削温度在该种材料的玻璃转变温度以下.

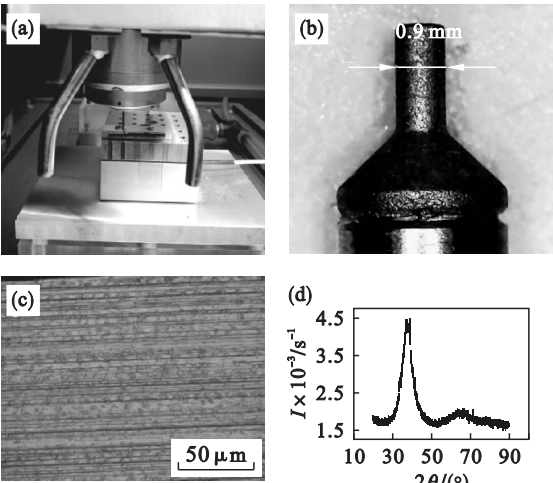


图 10 锆基块体金属玻璃微磨削试验
Fig. 10 Micro-grinding test of Zr-based bulk metallic glass

- (a)—微磨床; (b)—微电镀磨削工具;
(c)—块体金属玻璃磨削表面;
(d)—磨削表面 XRD 图谱.

3 结 论

1) 微磨削单颗磨粒正交切削块体金属玻璃的温度场中存在一个高温区(第二变形区)和一个次高温区(第一变形区), 第三变形区的温度最低且始终保持在一个相对较低的温度范围.

2) 微磨床的主轴转速增大, 则磨粒切削块体金属玻璃的切削速度增大, 磨削深度为 $2 \mu\text{m}$ 时, 块体金属玻璃在磨削加工中不能成屑, 磨粒在材料表面进行划擦耕犁, 磨削温度曲线呈规律性波动且温度较低.

3) 第一变形区的最高磨削温度是 253°C , 而第三变形区的磨削温度最低, 最高温度仅为 183°C . 两个变形区也没有达到块体金属玻璃 $\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{30}\text{Ni}_5\text{Al}_{10}$ 的玻璃转变温度. 因此, 已加工的非晶表面仍具有块体金属玻璃的优良性能.

参考文献:

[1] 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.

[2] Serbest E, Bakkal M, Karipcin I, et al. The effect of cutting speed in metallic glass grinding [C]// AIP Conference. Grenoble, 2011: 967 - 972.

[3] 蔡光起, 巩亚东, 宋贵亮. 磨削技术理论与应用[M]. 沈阳: 东北大学出版社, 2002.
(Cai Guang-qi, Gong Ya-dong, Song Gui-liang. Theory and application of grinding technology [M]. Shenyang: Northeastern University Press, 2002.)

[4] Spaepen F. A microscopic mechanism for steady state inhomogeneous flow in metallic glasses [J]. *Acta Metallurgica*, 1977, 25(4): 407 - 415.

[5] Argon A S. Plastic deformation in metallic glasses [J]. *Acta Metallurgica*, 1979, 27(1): 47 - 58.

[6] Gao Y F. An implicit finite element method for simulating inhomogeneous deformation and shear bands of amorphous alloys based on the free volume model [J]. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2006, 14(8): 1329 - 1345.

[7] Lee J C, Kim Y C, Ahn J P, et al. Enhanced plasticity in a bulk amorphous matrix composite macroscopic and microscopic view point studies [J]. *Acta Materialia*, 2005, 53(1): 129 - 139.

[8] Shen J, Wang G, Sun J F, et al. Surperplastic flow behavior of Zr base bulk metallic glass in super cooled liquid region [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2004, 40(5): 518 - 522.

[9] 吴诗惇. 金属超塑性变形理论 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1997.
(Wu Shi-dun. Superplastic deformation theory of metals [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1997.)

[10] Kato H, Hirano T, Matsuo A, et al. High strength and good ductility of $\text{Zr}_{55}\text{Al}_{10}\text{Ni}_5\text{Cu}_{30}$ bulk glass containing ZrC particles [J]. *Scripta Materialia*, 2000, 43: 503 - 507.