

金属玻璃切削加载的形变屈服准则与实验验证^①

张 艳^{②*} 王咏萱* 赵 岩^{③*} 王加春* 卢金平* 霍德鸿^{**}

(* 燕山大学机械工程学院 秦皇岛 066004)

(** 纽卡斯尔大学机械与系统工程学院 纽卡斯尔 英国 NE7 7QH)

摘 要 以金属玻璃切削过程中的屈服形变为研究对象,引入源于岩土领域的 M-C 屈服准则来解决传统 Treaca 准则及 Mises 准则不能反映金属玻璃的应力敏感性问题。另外鉴于金属玻璃的温度敏感特性以及切削加工时较高的切削升温,将经过温度修正的改进型 M-C 屈服准则应用于金属玻璃的切削模型之中。切削力实验表明,基于传统屈服准则、不含温度项的 M-C 屈服准则以及经过温度修正的 M-C 屈服准则所建立的切削力模型中,后者的解析解与切削力实测值相比误差最小(平均误差 8.92%),说明经过温度修正的 M-C 屈服准则可以较好地反映金属玻璃切削加载的切削力及材料形变过程,为后续金属玻璃切削机理的深入研究奠定了理论基础。

关键词 金属玻璃, 屈服形变, 屈服准则, 切削力, 温度修正

0 引 言

金属玻璃作为一种新型工程材料因具有优良的力学、物理和化学性能而在航空航天等领域具有重要的应用前景。金属玻璃又称非晶态合金,是采用现代快速凝固冶金技术合成的一类兼有一般金属和玻璃特性的新型合金材料。因其组织结构呈长程无序、短程有序态,且不存在晶界、位错等缺陷而拥有独特的力学、物理和化学性能^[1-5]。以 Zr-基块体金属玻璃为例,它具有高拉伸断裂强度(1900MPa)、高断裂韧性(53 MPa m^{1/2})、高弹性应变(2%)、低热传导率(4 W/m·K)^[6]以及良好的耐腐蚀性、耐磨性、软磁性和储氢性能等^[7]。随着冶金技术的不断发展,近十几年来金属玻璃的制备技术取得了突破性进展,大块金属玻璃的出现使其工程应用成为可能。一些块体金属玻璃已经在精密机械零件、装甲武器

部件、高端体育用品等领域开始应用^[8,9]。而生产这些零部件需要相应的加工方法,目前人们已经尝试采用热塑性成型、焊接拼合、飞秒激光、电火花加工以及切削加工等技术来获得高表面质量的金属玻璃制品^[10-14]。在理论研究方面,人们对金属玻璃从微观结构和宏观实验两个角度进行了探索。材料领域的学者发现金属玻璃虽是一种各向同性材料,但宏观塑性差,在拉-压实验中表现出明显的“拉-压不对称”现象^[15,16]。机械领域的学者对其进行车削实验时也发现了一些独特的现象,比如金属玻璃具有很高的硬度,但其主切削力却是相同条件下切削不锈钢时的一半,高速切削时会产生火花现象。另外与其它合金材料相比,金属玻璃虽然硬度高强度大,但切削加工时更容易获得高精度的表面质量^[17]。

机械切削加工相对于材料学中的拉-压实验而言是一种更为复杂的大变形、高应变速率的形变加载过程。实际上,切削也是一种非常好的研究材料

① 国家自然科学基金(51675468),河北省自然科学基金(E2012203055/E2016203462)和河北省高等学校科学技术研究(ZD2015023, QN2016121)资助项目。
② 女,1977年生,博士,副教授;研究方向:亚稳非晶材料的切削形变机理;E-mail: zhangyan@ysu.edu.cn
③ 通讯作者,E-mail: yszhao@ysu.edu.cn
(收稿日期:2016-10-11)

弹-塑性变形机制的加载方式。切削机理研究是整个切削理论研究的重要组成部分。本文分析了金属玻璃的形变特性,阐述了切削金属玻璃时其材料屈服强度的变化规律,重点论述了传统屈服准则不再适用于描述金属玻璃切削形变过程的原因,最后将源于岩土领域并经过温度修正的 Mohr-Coulomb (M-C) 屈服准则应用于 Vit1 型金属玻璃的切削力研究中,实验结果较好地验证了该准则的有效性,为金属玻璃切削机理的深入研究奠定了基础。

1 金属玻璃的形变特异性

1.1 拉-压非对称性

金属玻璃的内部组织结构处于一种离散无序的状态,宏观上表现出各向同性的特征,它不存在位错、晶界等传统意义上的晶体缺陷,因此它的变形与断裂表现出不同于晶态金属材料的特点,如高强度、高硬度、高弹性极限等。Zhang 等人^[18]系统地 Zr 基金属玻璃进行了拉-压实验研究发现,在单轴拉伸和压缩加载条件下金属玻璃表现出独特的“非对称性行为”。例如,它的压缩断裂平面与应力轴线之间的夹角偏离 45° (Tresca 准则的理论值),即拉伸时大于 45°,压缩时小于 45° (如图 1 所示),这表明它的断裂并不是沿最大剪应力平面发生,因此不遵循 Tresca 准则和 Mises 准则。它的拉伸断裂强度低

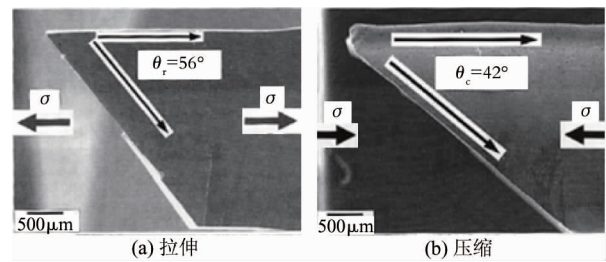


图 1 块状非晶合金 $Zr_{52.5}Ni_{14.6}Al_{10}Cu_{17.9}Ti_5$ 在拉伸 (a) 和压缩 (b) 加载下的剪切断裂角度^[16]

于压缩断裂强度,拉伸时无屈服现象,而压缩时会表现出一定的塑性 (如图 2 所示),图中 C1, T1, C2, T2 表示在两种不同应变速率下的拉伸与压缩应力应变曲线,可见无论是拉伸加载还是压缩加载,它的变形

过程受应变速率的影响不大。贺自强等人^[15]对这种现象进行了分析,认为由于金属玻璃的特殊微观结构,在受到拉伸应力时会产生大量的自由体积,进而形成微小的空穴,这些空穴在拉应力的作用下长大并连接,有利于产生剪切带的扩展,从而导致材料的过早断裂。而压缩应力会抑制空穴的长大,这会有利于多重剪切带的产生,进而表现出一定的宏观塑性。

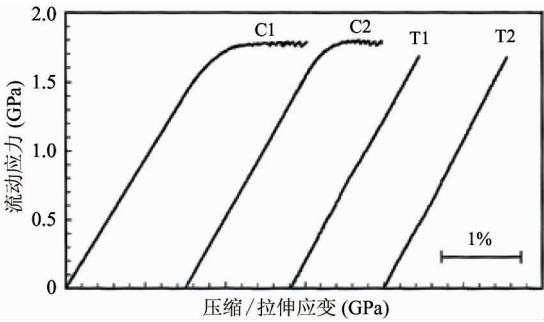


图 2 块状非晶 $Zr_{52.5}Ni_{14.6}Al_{10}Cu_{17.9}Ti_5$ 的拉压应力-应变曲线^[18]

基于这些现象,Zhang 等人认为金属玻璃的非对称变形主要由加载方式控制,它的断裂机制受加载过程中正应力 (静水应力) 的影响,即剪切断面上的剪应力大小与该平面上的正应力有关。而传统的适用于晶态金属的 Tresca 准则和 Mises 准则忽略了剪切面上正应力的影响,因此,Zhang 等人将 M-C 准则引入这一过程并分析和解释了这些实验现象,其结果令人满意。随之,Zhang 和 Eckert 基于金属玻璃剪切断裂、拉伸正断和劈裂三种破坏方式将最大正应力准则、Tresca 准则、Mises 准则以及 M-C 准则有机地统一起来,从而提出一个新的公式 $\alpha = \tau_0 / \sigma_0$,称之为断裂方式因子和统一拉伸断裂准则 (又称为椭圆准则),但是该准则目前只给出了单轴应力状态下的屈服公式,并没有给出反映切削加工等复杂应力状态下的屈服判定准则。另外,很重要的一点是该准则未考虑金属玻璃的温度敏感性。

1.2 切削变形特征

切削加工是一种高效、高精度的材料成型加工方法,同时相对于单轴拉-压变形实验而言,它又是一种大应变、高应变率的复杂加载过程,基于上述对金属玻璃材料特性的分析,认为将反映传统晶态金

属形变过程的切削结论直接应用到金属玻璃的机理分析中是不合适的。对于金属玻璃切削加工的研究文献[6,17,19]做了相关的实验,其结果显示,虽然金属玻璃拥有比钢(JIS SGD-400D)大2倍以上的抗拉强度,但在低速切削时它的主切削力却是钢的1/2。Kazutaka^[14]等人对已加工表面的粗糙度做了详细的测量和分析,发现Zr-基和Pd-基金属玻璃的表面粗糙度均与切削速度无关,但与刀具的刃口钝圆半径成反比。而与同一切削条件下的钢和易切削铜相比,这两种金属玻璃的已加工表面粗糙度值更低,已达到了精加工水平。此外,还观测和分析了不锈钢、黄铜、Pd-基金属玻璃和Zr-基金属玻璃这4种材料的切屑背面的形貌特征,作者认为金属玻璃在切削过程中不会产生积屑瘤。即使在很低的切削速度下,金属玻璃也会产生具有均匀间距的片状切屑(如图3所示),这种片状切屑形态就像一张张“卡片”平行的叠加(图3(a)所示),而与晶态金属相比,这些单个卡片的特征尺度要更小, ($\delta = 10\mu\text{m}$, $\varepsilon = 0.3\mu\text{m}$, 图3(b)),在均匀间隔的主剪切带内,存在间距更小的细分剪切带。

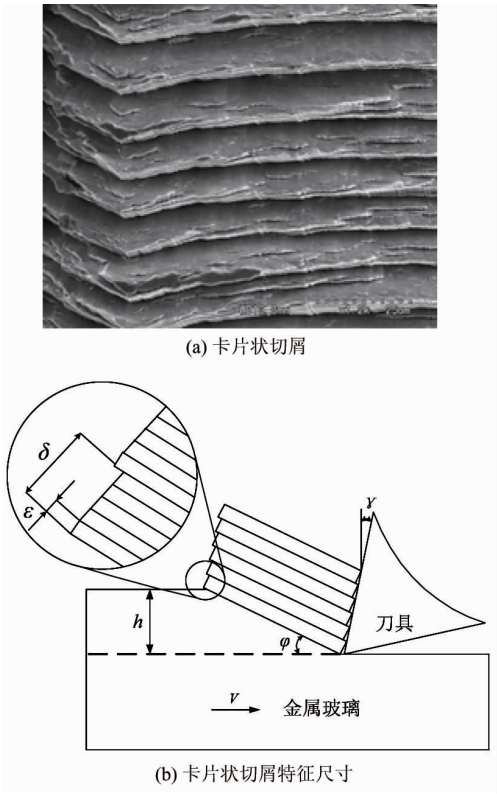


图3 切速为5m/min时Pd-基金属玻璃的切屑^[14]

Kazutaka 认为,由于金属玻璃没有像晶态金属那样的滑移系,因而在这些互相平行的剪切平面上的滑移只受最大剪应力的控制。而根据上述 Zhang 等人的拉-压实验分析,金属玻璃剪切断面上的剪应力大小与该平面上的正应力有关。因此可以认为,这里的最大剪应力并不是一个常数,而 Tresca 准则和 Mises 准则认为晶态金属变形时,其最大剪应力具有固定的数值,与所受的应力状态无关^[20,21]。所以,Tresca 准则和 Mises 准则虽能准确描述晶态金属的屈服行为,但不适合解释金属玻璃的特殊变形,比如拉-压非对称性。

中科院非线性力学研究所的蒋敏强教授在其论文中提到^[22, 23],金属玻璃在切削过程中必然经历热力耦合的塑性变形,认为剪切带的形成机制是一种由自由体积主控的热力耦合失稳过程。他观察到这种片状切屑(如图4所示)中主剪切带的间距几乎是相等的,大约在几微米的尺度,而且在大的主剪切带内又有许多局部次剪切带生成(见图4),这与 Kazutaka 的观测结果是一致的。蒋敏强教授认为虽然这种片状切屑和切削晶态金属产生的锯齿状切屑都是由于剪切带的周期性形成所致,但两者具有完

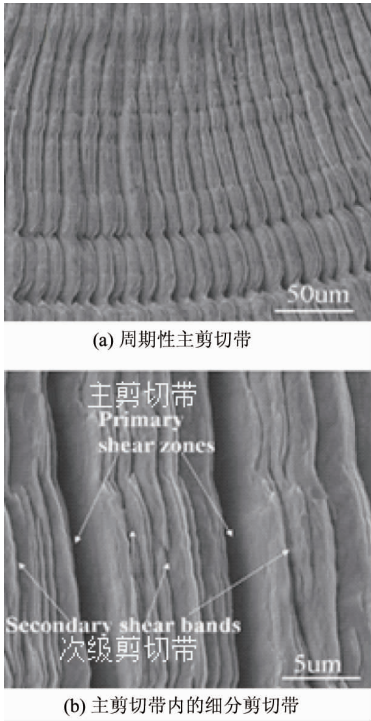


图4 片状切屑自由表面局部放大图^[23]

全不同的物理机制。蒋敏强教授基于切削实验,同时考虑主剪切区内应力、自由体积和温度的平衡关系,发展了一种热力耦合的正交切削模型来定量表征片状切屑的形成。

从上述众多学者的研究结果中可以看出,无论是单轴拉-压实验还是切削加工,金属玻璃都表现出与晶态金属不同的形变特征,主要表现在:(1)金属玻璃有着更小的剪切带间距;(2)金属玻璃有着更小的剪切位移;(3)金属玻璃的主剪切带形成的同时伴随着许多次剪切带的产生。金属玻璃片状切屑的形成可以认为是一个从挤压到剪切滑移的往复循环过程,期间必然经历由弹性向塑性状态的转变,接下来我们将重点讨论什么屈服准则适用于描述金属玻璃的形变过程,并最终找到一种可以用于金属玻璃切削加工机理研究的屈服准则。

2 金属玻璃的剪切屈服准则研究

从金属玻璃的拉-压实验结果可以看出,它们绝大多数都是沿某一平面以剪切断裂的方式发生破坏,而在切削过程中,形成的片状切屑也类比印证了这一点。因此,金属玻璃以剪切模式发生破坏是一种普遍的现象。无论是拉-压实验还是切削过程,在弹性阶段,应力-应变总是服从弹性本构关系的 Hooke 定律,在塑性阶段所建立的是应力增量与应变增量之间的本构方程,称为塑性势理论。而要想定量地判断变形是处于弹性状态还是塑性状态,其依据就是屈服准则。

2.1 金属玻璃轴向拉压过程中的屈服准则

正如前文所述,与晶态金属材料相比,对金属玻璃进行拉压实验发现了明显的拉伸强度与压缩强度不等,同时其断裂角不等于 45° 的现象,说明材料的剪切强度不是一个定值。因此反映晶态金属的屈服准则如 Tresca、von Mises 准则都不再适用于金属玻璃。上述现象不仅出现在金属玻璃的相关实验中,同样在岩土类材料的力学实验中也有出现。材料的微观结构决定其宏观性质,鉴于金属玻璃的非晶态结构本质(短程有序,长程无序)与岩土类材料内部颗粒宏观无序态之间的相似性。使得我们将岩土类

材料的屈服准则引入到金属玻璃的形变分析中成为可能。

研究表明,岩土类材料在塑性变形过程中具有明显的“剪胀效应”^[24],这是岩土以及金属玻璃这种结构无序材料所特有的现象,即材料在受剪应力的作用下会产生一个球应力(即静水应力),从而引起体积的变化。在一般应力水平下,剪应力与球应力之间的关系可以表示为 $\tau = c + \sigma \tan \varphi$, 其中 c, φ 分别为材料内摩擦系数和内摩擦角,上述表达式即为岩土类材料的 Mohr-Coulomb 准则。

为了验证 M-C 屈服准则是否适用于描述金属玻璃的形变过程,Schuh 和 Lund^[25-28] 采用 4 原子和 9 原子模型模拟了金属玻璃发生塑性剪切的过程,其主要结果如图 5 所示。在模拟过程中通过给上下两层原子(如 5(a)、(b)所示)加载不同的正应力 σ_n ,得到图(c)所示的实验结果。这两组实验数据呈现出非常好的线性关系,且与 $\sigma_n = 0$ 这条直线相交于一点,而这一点的纵坐标恰是金属玻璃的屈

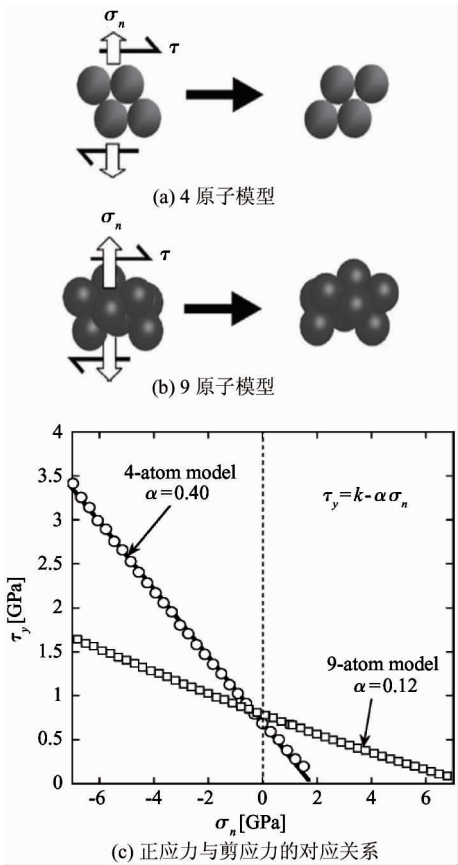


图 5 4 原子和 9 原子剪切转变区模型模拟

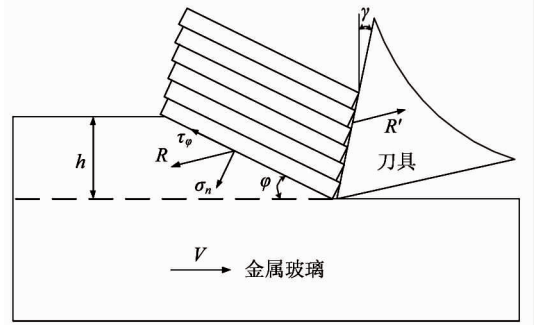
服特性常数 k 。这一模拟结果用数学表达式表示,即为前述 M-C 屈服准则,从而从仿真的角度证明了金属玻璃的剪切过程符合 M-C 屈服准则。

与岩土力学中其它屈服准则相比,M-C 准则模型参数少,计算简单。然而其是否可以较好地描述切削这种复杂应力状态下(同时受到切削高温的影响)的金属玻璃变形过程还有待进一步确认。

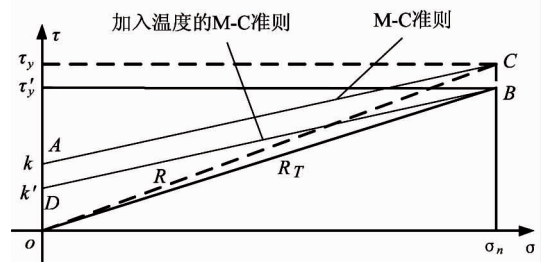
2.2 金属玻璃切削过程中的屈服准则

首先我们对金属玻璃的切削过程作一分析。图 6(a) 为金属玻璃的正交切削示意图,假定在剪切平面(具有一定厚度的剪切带)上作用有刀具对材料的均布压应力,其合力用 R 表示。其中 τ_φ 是 R 在剪切面上的切应力分量, σ_n 为其正应力分量(即静水应力),有 $\tau_\varphi^2 + \sigma_n^2 = R^2$, 其中 τ_φ 和 σ_n 的大小均与 R 和剪切角 φ 有关, τ_y 表示材料的剪切屈服应力。由 M-C 屈服准则可知,这里的剪切屈服应力 τ_y 是正应力 σ_n 的一次函数。由于金属玻璃的结构与岩土材料类似,是由原子团簇自由堆砌而成,在剪切过程中,由于原子团簇的咬合作用,团簇间会相互干扰,若要产生相对的剪切位移,团簇必须相互翻越或抬起,这是金属玻璃相比较于对应晶态金属会产生较大膨胀的主要原因。由于切削过程中的挤压会在主剪切区内产生较大的静水应力,同时由于金属玻璃材料内部存在内摩擦,静水应力的存在会增加剪切面方向的摩擦力,使剪切滑移受阻,屈服应力增大。由此可见,剪切面上的正应力使屈服现象“推迟”。当剪切面上的切应力分量达到剪切屈服强度时即 $\tau_\varphi = \tau_y$, 如图 6(b) 所示,在交点 C 处材料开始屈服。

接下来,我们分析金属玻璃对温度的敏感性问题。中科院力学研究所戴兰宏^[25,29]教授的研究表明,金属玻璃的屈服强度满足 $(T/T_g)^{1/2}$ 的温度依赖关系,其中 T 为温度, T_g 为玻璃转变温度。可见,温度对金属玻璃的屈服强度具有明显的弱化作用。如果不考虑温度对屈服的影响,那么通过 M-C 准则计算得到的屈服应力值(图 6(b) 中的 C 点)将偏高,显然这与许多切削力实验测得的相对较低的切削力不符。由于金属玻璃低的热导率和低的玻璃转变温度,使其在高应力、高应变速率的作用下,剪切带内



(a) 金属玻璃二维切削示意图



(b) 考虑温度和没考虑温度的 M-C 准则的应力应变曲线

图 6 金属玻璃正交切削剪切变形示意图及屈服准则

原子的剧烈运动产生的高温来不及扩散,当温度上升到玻璃转变温度附近时,剪切带内的粘度将急剧下降即发生软化,这极大地减小了剪切变形的阻力,从而又使屈服现象“提前”。如图 6(b) 所示,此时屈服实际发生在交点 B 处, $|OC|$ 和 $|OB|$ 分别表示合力 R 和 R_T 的大小(R_T 为考虑温升后的实际切削力),在考虑温度对屈服的影响后, $|OB| < |OC|$, 即合力 R_T 更小,相应地剪切面对刀具的反作用力也减小,即切削力减小。因此,金属玻璃的剪切强度与温度呈负相关。

研究表明,金属玻璃的剪切屈服强度与温度之间有如下关系^[25]:

$$\tau \propto - \sqrt{\lambda \cdot T/T_g}$$

在这里 $\lambda = (k/\beta) \ln(\omega_0/C\dot{\gamma})(G_{0T}/G_{0T_g})$, k 为波尔兹曼常数, ω_0 为尝试频率, $\dot{\gamma}$ 为应变速率, G_{0T} 为 T 温度下不施加应力时的剪切模量, β, C 均是无量纲常数^[30]。通过计算, λ 可认为是一个常数,约等于 0.2^[25]。综合现有研究成果,考虑金属玻璃对静水应力和温度的敏感性,学者们对 M-C 准则进行了修正,改进后的表达式为

$$\tau_n = k(1 - \sqrt{\lambda \cdot T/T_g}) + \alpha \sigma_n \quad (1)$$

式(1)为中科院力学研究所 Sun^[31]等的理论研

究结论,接下来本文将通过建立的基于式(1)的切削力模型以及切削力测量实验来验证经过温度修正的 M-C 屈服准则能否应用于金属玻璃的切削力预报及切削机理分析。

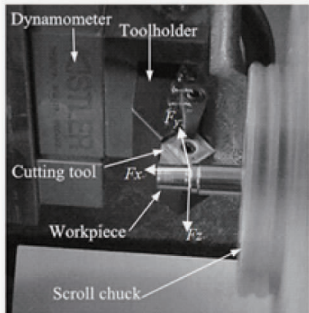
3 实验验证与分析

为了验证经过温度修正的 M-C 屈服准则(式(1))对金属玻璃切削机理研究的适用性问题,进行了如

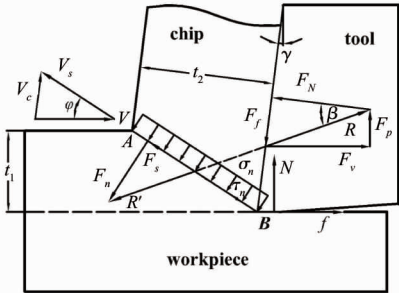
图 7(a) 所示的切削力测量试验,将 Tresca 屈服准则、经典 M-C 屈服准则以及经过温度修正的 M-C 屈服准则分别带入同一种正交切削模型 (Merchant 模型) 中,如图 7(b) 所示,分别获得各自的切削力表达式。

传统基于 Tresca 准则的切削力的表达式为

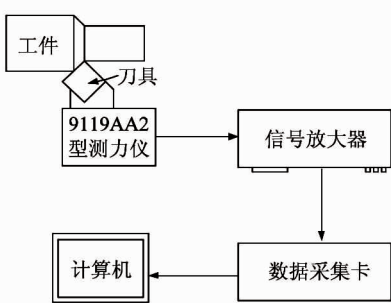
$$F_v = \frac{k \cdot t_1 \cdot w \cdot \cos(\beta - \gamma)}{\sin\varphi \cdot \cos(\varphi + \beta - \gamma)} \tag{2}$$



(a) 工件、刀具及测力仪的安装位置



(b) 正交切削模型



(c) 车削测力流程图

图 7 金属玻璃车削切削力测量实验

基于经典 M-C 屈服准则的切削力表达式为

$$F_v = \frac{k \cdot t_1 \cdot w \cdot \cos(\beta - \gamma)}{[1 - \alpha \cdot \tan(\varphi + \beta - \gamma)]} \cdot \frac{1}{\sin\varphi \cdot \cos(\varphi + \beta - \gamma)} \tag{3}$$

基于经过温度修正的 M-C 屈服准则的切削力表达式为

$$F_v = \frac{k \cdot (1 - \sqrt{\lambda \cdot T/T_g})}{[1 - \alpha \cdot \tan(\varphi + \beta - \gamma)]} \cdot \frac{k \cdot t_1 \cdot w \cdot \cos(\beta - \gamma)}{\sin\varphi \cdot \cos(\varphi + \beta - \gamma)} \tag{4}$$

F_v 为图 7(b) 中沿刀具运动方向的主切削力。
式(2) ~ 式(4) 中参数的含义及获取方法见表 1。

实验在数控车床上进行,工件材料为直径 9.45mm,长度 90mm 的 Vit1 型金属玻璃圆棒。实验中使用硬质合金刀具,其刀尖半径约为 0.14mm,刀具前角 $\gamma = 4^\circ$,主偏角 $\kappa_r = 45^\circ$ 。由于实验为了模拟正交切削,故将刃倾角 $\lambda = 0^\circ$ 。

表 1 式(2) ~ 式(4) 中参数的含义及获取方法	
符号(及其含义)	获取方法(公式)
	$\beta = \frac{\pi}{2} + \gamma$
式(2) 中 β (刀屑摩擦角)	$- 2 \arctan \frac{t_1 \cos\gamma}{t_2 - t_1 \sin\gamma}$
	$\beta = \arctan \frac{1}{\alpha} + \gamma$
式(3)、(4) 中 β^*	$- 2 \arctan \frac{t_1 \cos\gamma}{t_2 - t_1 \sin\gamma}$
φ (剪切角)	$\varphi = \arctan \frac{t_1 \cos\gamma}{t_2 - t_1 \sin\gamma}$
γ (刀具前角)	4°
α (内摩擦角)	0.123
k (剪切强度)	1GPa
t_1 (切削层厚度)	实验获得
t_2 (切屑厚度)	实验获得
w (切削宽度)	实验获得

注: * 式(3)、(4) 中用到的屈服准则考虑了材料的内摩擦角

实验中用的是 kistler 9119AA2 测力仪,图 8 给出了其切削力实测值。

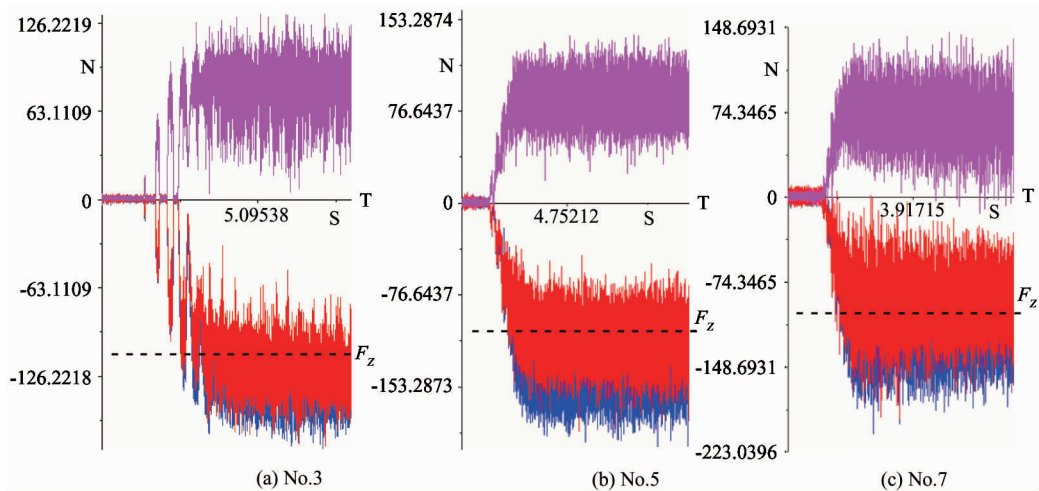


图 8 Kistler 9119AA2 测力仪实测切削力

实验中给定不同的主轴转速、进给量和切削深度,通过使用高精度压电式测力仪(Kistler 9119A2)测量实验中3个相互垂直的切削力,用游标卡尺测量切削前后金属玻璃工件的直径尺寸,实验测力流程如图7(c)所示,整个切削实验的参数及所测得的切削力数据如表2所示,在这里选取了第3组、第5组、第7组的测力仪时域值进行分析(以3/5/7组

实验数据为代表进行分析是因为实验中发现由于Vit1金属玻璃硬度高,强度大,切削中刀具磨损严重,3/5/7组实测切削力为新刀具首次切削所得,认为此时刀具磨损尚不严重,测量数据最准确)。另外,切削加工研究中因主切削力(即垂直于前刀面上的力 F_z)是三向分力中最具代表性的力,故以下研究均针对主切削力进行。

表 2 Vit1 金属玻璃切削力测量实验数据

实验 A 次数	主轴 转速 n (r/min)	进给量 f (mm/r)	切削 深度 a_p (mm)	切削 速度 v (m/s)	主切 削力 F_z (N)	进给力 F_x (N)	背向力 F_y (N)	车削 前直径 d_1 (mm)	车削 后直径 d_2 (mm)	实际 切深 Δ d (mm)	切深 误差 δ^* (mm)
1	160	0.08	0.1	0.068	55.3	22.7	88.0	8.22	8.10	0.06	0.04
2	160	0.10	0.2	0.078	106.1	62.5	149.5	9.44	9.16	0.14	0.06
3	160	0.12	0.3	0.077	121.1	79.8	139.2	9.45	8.93	0.26	0.04
4	250	0.08	0.2	0.118	91.6	59.7	136.5	9.16	8.85	0.155	0.045
5	250	0.10	0.3	0.114	116.2	85.8	148.3	8.93	8.43	0.25	0.05
6	250	0.12	0.1	0.105	35.2	16.3	55.4	8.10	7.98	0.06	0.04
7	400	0.08	0.3	0.172	94.9	71.2	124.2	8.43	7.95	0.24	0.06
8	400	0.10	0.1	0.158	46.3	18.4	78.3	7.60	7.48	0.06	0.04
9	400	0.12	0.2	0.182	88.0	50.6	119.4	8.85	8.53	0.16	0.04

注: $\delta = a_p - d$ 表2中的 $F_x/F_y/F_z$ 与图7(a)中的坐标系方向一致

切削实验中用主偏角为 45° 的方刀片切削圆柱棒料属于三维切削,为了将其实验结果应用到二维切削模型之中,需要将测得的切削力依据空间几何关系转化到二维切削模型中,转换后的主切削力表达式如下:

$$F_v = \frac{F_z - \sqrt{2} \cdot \tan\beta \cdot F_x}{1 - \tan\beta \cdot \tan(\beta - \gamma)}$$

(5)

式中 F_z 、 F_x 分别对应于实验过程中的主切削力和进给力, γ 为刀具前角, β 为刀屑摩擦角,可通过下式获得:

$$\arctan \frac{1}{\alpha} - (\beta - \gamma) = 2 \cdot \arctan \frac{t_1 \cos \gamma}{t_2 - t_1 \sin \gamma}$$

(6)

其中 t_1 、 t_2 分别代表实验过程中的切削厚度以及测得切屑的厚度。

前述 3 组实测数据带入式(2)、(3)、(4)得出计算主切削力与实测值的对比结果如图 9 所示,误差对比见表 3。对比结果表明,应用 Tresca 屈服准则的切削力计算值与实验值的误差最大(平均为 80.78%),应用 M-C 屈服准则的切削力计算误差因考虑了剪切面正应力的影响而有所减小,但依然在 50.4%。应用温度修正后的 M-C 屈服准则的切削力误差值最小(8.92%),说明该材料不仅是一种应力敏感材料也是一种温度敏感材料,进而证明温度修正后的 M-C 屈服准则更适用于描述金属玻璃在切削加载过程中的切削力及形变过程。(切削模型的建立、剪切角的求取、温度求解等问题将在后续论文中进行详细说明。)

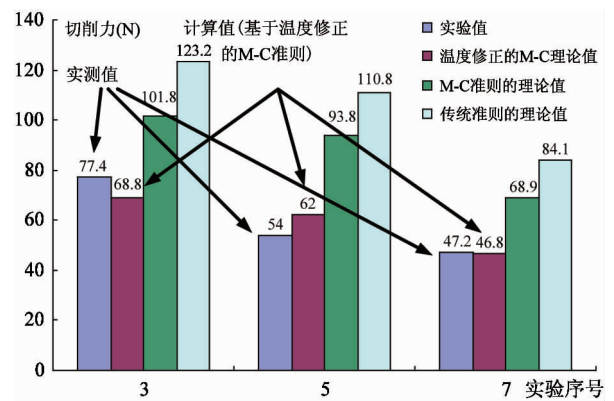


图 9 三种屈服条件下理论切削力与实验值的比较

表 3 三种模型理论值与实验值的平均误差

应用的屈服准则	与实验值的平均误差 *
传统的屈服准则	80.78%
M-C 屈服准则	50.40%
温度修正 M-C 屈服准则	8.92%

注: * 平均误差 = $\Sigma[(\text{理论值}-\text{实验值})/\text{实验值}]/3$

4 结 论

金属玻璃长程无序、中短程有序的非晶态微观

组织结构使其具有高硬度、高强度、大弹性、耐腐蚀、抗磨损等优良特性。研究发现传统的 Tresca、Mises 屈服准则因忽略材料变形时剪切面上正应力的影响而不能表达金属玻璃材料力学实验中的“拉压非对称”等现象。考虑到岩土类材料内部颗粒的宏观无序态与金属玻璃的非晶态结构本质之间的相似性,本文认为源于岩土领域并经过温度修正的 M-C 屈服准则理论上可以描述金属玻璃切削加工时材料的屈服形变机制。本文以传统屈服准则、未经温度修正的 M-C 屈服准则以及经过温度修正的 M-C 屈服准则为基础,分别建立了切削力解析模型,在同样的切削条件下,三个模型所得切削力解析解中使用了经过温度修正的 M-C 屈服准则的解析解与切削力实测值最为接近,平均误差 8.92%,远小于其他两种屈服准则下所得的切削力解析解。实验结论表明,经过温度修正的 M-C 屈服准则可以较好地描述金属玻璃在切削这种大应变、高应变速率下的材料形变过程,为后续金属玻璃切削机理的深入研究奠定了理论基础。

参考文献

[1] 汪卫华. 非晶态物质的本质和特性. 物理学进展, 2013,33(5):178-344

[2] 丁大伟,汪卫华. 神奇的金属玻璃. 物理教学,2012, 34(7):1-4

[3] 惠希东,陈国良. 块体非晶合金. 北京:化学工业出版社,2007

[4] 张宝庆,曹国华,郎庆斌. Zr47Cu44Al9 大块非晶合金的制备及其力学性能. 中国有色金属学报,2010,20(1):112-117

[5] 李继承,陈小伟. 块体金属玻璃及其复合材料的压缩剪切特性和侵入/穿甲”自锐”行为. 力学进展,2011, 41(5):480-518

[6] Bakkal M, Shih A J, Scattergood R O. Chip formation, cutting forces, and tool wear in turning of Zr-based bulk metallic glass. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2004, (44): 915-925

[7] 肖华星,陈光. 大块非晶研究的现状和动态. 材料导报,2002,16(7):18-20

[8] Inoue A, Nobuyuki N. New bulk metallic glasses for applications as magnetic- sensing, chemical, and structural materials. *Mrs Bulletin*, 2007. 32: 651-658

[9] 张海峰,丁炳哲,胡壮麒. 块状金属玻璃研究与进展. 金属学报,2001,37(11):1131-1141

[10] 谢建新,周成,张志豪. 非晶合金精细零部件的超塑性成形技术. 材料导报, 2003, 17(2): 8-11

- [11] 苏超,牛玉超,黄国威. 非晶合金焊接技术进展. 焊接技术,2011, 40(3): 1-5
- [12] Wei J, Peng Z N, Wang Z J, et al. The effect of femto-second laser micromachining on the surface characteristics and subsurface microstructure of amorphous FeCuNbSiB alloy. *Applied Surface Science*,2006, 253(3):1299-1303
- [13] 赵岩,魏勋利,张艳等. 非晶态合金的零件成形加工技术与形变机理分析. 高技术通讯,2014,24(11):1176-1186
- [14] Kazutaka F, Yasuo M, Nobuyuki N, et al. Cutting characteristics of bulk metallic glass. *Materials Transactions*, 2005 .46(12):2856-2863
- [15] 贺自强,王新林. 非晶态合金的局域剪切变形与断裂机制. 材料科学与工程学报,2007,25(1):132-138
- [16] 张哲峰,伍复发,范吉堂. 非晶合金材料的变形与断裂. 中国科学,2008,38(4):349-372
- [17] Bakkal M, Liu C T, Watkins T R, et al. Oxidation and crystallization of Zr-based bulk metallic glass due to machining. *Intermetallics*, 2004,12: 195-204
- [18] 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. *Acta Mater*, 2003, 51(4): 1167-1179
- [19] Bakkal M, Shih A J, Scattergood R O, et al. Machining of a Zr-Ti-Al-Cu-Ni metallic glass. *Scripta Materialia*, 2004, 50: 583-588
- [20] 卡恰诺夫 L M 著,周承倜译. 塑性理论基础. 北京:人民教育出版社,1983. 13-15
- [21] 周益春,郑学军. 材料的宏微观力学性能. 北京:高等教育出版社,2009. 26-30
- [22] 蒋敏强. 块体金属玻璃的剪切带行为:[博士学位论文]. 北京:中国科学院研究生院,2009. 20-25, 99-111
- [23] Jiang M Q, Dai L H. Formation mechanism of lamellar chips during machining of bulk metallic glass. *Acta Materialia*, 2009, 57: 2730-2738
- [24] 魏汝龙. 论土的剪胀性. 水利学报,1963, 8(6): 31-40
- [25] Schuh C A, Hufnagel T C, Ramamurty U. Mechanical behavior of amorphous alloys. *Acta Materialia*, 2007, 55: 4067-4109
- [26] Schuh C A, Lund A C. Atomistic basis for the plastic yield criterion of metallic glass. *Nature Materials*, 2003, 2: 449-452
- [27] Lund A C, Schuh C A. The Mohr-Coulomb criterion from unit shear processes in metallic glass. *Intermetallics*, 2004, 12: 1159-1165
- [28] Lund A C, Schuh C A. Yield surface of a simulated metallic glass. *Acta Materialia*, 2003, 51: 5399-5411
- [29] 陈艳,蒋敏强,戴兰宏. 金属玻璃温度依赖的拉压屈服不对称研究. 物理学报,2012, 61(3): 350-355
- [30] Johnson W L, Samwer K. A universal criterion for plastic yielding of metallic glasses with a $(T/T_g)^{2/3}$ temperature dependence. *Physical Review Letters*, 2005, 95(19): 1-4
- [31] Sun L, Jiang M Q, Dai L H. Intrinsic correlation between dilatation and pressure sensitivity of plastic flow in metallic glasses. *Scripta Materialia*, 2010, 63(9):945-948

The deformation yield criterion of metallic glass in the cutting process and its experimental verification

Zhang Yan^{*}, Wang Yongxuan^{*}, Zhao Yan^{*}, Wang Jiachun^{*}, Lu Jinping^{*}, Huo Dehong^{**}

(* School of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004)

(** School of Mechanical and Systems Engineering, Newcastle University, UK, NE7 7QH)

Abstract

Taking the yield deformation of metallic glass in cutting as the research object, the Mohr-Coulomb (M-C) yield criterion originating from the geotechnical field was adopted to solve the problem that the traditional Tresca criterion and the Mises criterion do not reflect the stress sensitivity of metallic glass. In addition, in view of the temperature sensitivity of metallic glass and high cutting temperature in the cutting process, the M-C yield criterion with temperature correction was applied to the cutting model of metallic glass. The orthogonal experiment on cutting force shows that, in the three cutting force models established respectively based on the traditional yield criterion, the M-C yield criterion without the temperature item, and the M-C yield criterion with temperature correction, the last one's error was smallest (average error of 8.92%). It shows that the M-C yield criterion with temperature correction can be used to describe the deformation process in cutting metallic glasses. The conclusion provides the theoretical foundation for further research on the cutting mechanism of metallic glasses.

Key words: metallic glass, yield deformation, yield criterion, cutting force, temperature correction