

颗粒增强钛基复材缓进深切磨削加工研究*

李 征,丁文锋,徐九华,申 龙

(南京航空航天大学机电学院,南京 210016)

[摘要] 颗粒增强钛基复合材料(PTMCs)属于典型的难加工材料,在航空航天领域具有广阔应用前景。本文开展了PTMCs材料的缓进深切磨削研究,揭示了磨削用量和磨削方式(顺磨与逆磨)对磨削力与磨削温度的影响规律,同时利用有限元法分析了磨削温度场特征和材料去除机理。研究发现,缓进深切磨削PTMCs时,磨削力随工件进给速度和切深增加而增加,顺磨时的磨削力比逆磨大10%~20%,而顺磨的磨削温度要比逆磨约低10%。由于逆磨和顺磨工件的温度分布不同,当切深大于0.6mm、工件进给速度大于400mm/min时,顺磨比逆磨更易发生烧伤。在此基础上,提出了顺磨与逆磨条件下磨削温度场仿真计算的不同热源模型与边界条件,分别获得了两种磨削方式的温度分布特征,有限元仿真结果与试验结果相符。颗粒增强钛基复材磨削表面典型加工缺陷是表面涂覆和硬脆增强相破碎和拔出导致的孔洞,单颗磨粒切厚对硬脆增强相的去除行为有显著的影响。

关键词: 缓进深切磨削;颗粒增强钛基复合材料;磨削力;磨削温度;表面缺陷

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2017.1/2.048



李 征
博士研究生。主要从事难加工材料高效磨削技术及应用研究。

颗粒增强钛基复合材料(简称PTMCs)是以钛合金(Ti-6Al-4V)为基体、以TiC颗粒等为增强相的金属基复合材料。在极大地改善钛合金基体材料的比强度、比模量的同时,也综合了基体金属材料的延展性与韧性,使之具有更好的高温性能、耐腐蚀性能和抗疲劳性能。现阶段,PTMCs在航空航天等高端装备领域显示出了广阔的应用前景。PTMCs优异的力学性能和较低的导热率,属于典型的难加工材料,不仅切削加工效率低,而且易形成表面缺陷^[1-2]。

缓进深切磨削是在普通磨削速度条件下,通过工件缓慢进给,大幅度提高切深(如0.1~30mm)以增大材料去除率,从而实现材料高效去除的磨削加工方法,可实现以磨代切,在钛合金、镍基合金机械加工中应

用广泛。例如,Hood等^[3]使用SiC砂轮缓进给磨削钛铝合金Ti-45Al-8Nb-0.2C和阻燃钛合金Ti-25V-15Cr-2Al-0.2C,结果发现缓进深切磨削可有效提高材料去除率,实现工件无烧伤磨削。因此,开展钛基复合材料的缓进深切磨削技术研究具有重要意义。

本文采用微晶刚玉砂轮开展了PTMCs材料的缓进深切磨削试验,研究了磨削用量和磨削方式(顺磨和逆磨)对磨削力与磨削温度的影响规律,并利用有限元法研究了磨削温度的分布,提出了两种不同磨削方式下的热源模型与边界条件,同时分析了磨削表面主要缺陷及影响因素。研究结果可为实现颗粒增强钛基复合材料的高效精密磨削加工提供基础数据和理论支持。

* 基金项目:江苏省普通高校学术学位研究生创新计划项目(No.KYLX16_0317)。

磨削试验条件及方法

磨削试验在 BLOHM PROFIMAT MT-408 高速精密平面磨床上进行。磨削方式分别为顺磨和逆磨。选用微晶刚玉砂轮,如图 1 所示,砂轮外径 350mm,工作面宽度 30mm,磨料粒度 60#, 硬度等级 J 级,陶瓷结合剂,砂轮最高使用线速度为 45m/s。砂轮修整工具为金刚石笔,修整用量见表 1。试验条件见表 2,采用水基冷却液。试验所用 PTMCs 材料是以钛合金(Ti-6Al-4V)为基体,以 TiC 颗粒为主要增强相的钛复合材料,增强颗粒尺寸为 2~10 μm ,如图 2 所示。

磨削力和温度的测试系统如图 3 所示。测力系统由瑞士 KISTLER 9272 型四向压电晶体测力传感器、

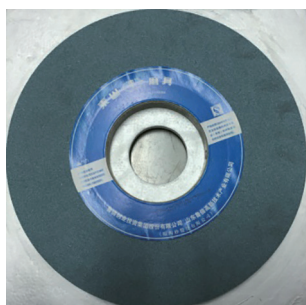


图1 微晶刚玉砂轮

Fig.1 Microcrystalline corundum wheels

表1 砂轮修整用量

修整参数	数值
砂轮线速度 v_s	20m/s
单次切深 a_d	80 μm
金刚石笔轴向进给速度 f_d	200mm/min

表2 磨削试验条件

参数	数值
砂轮	微晶刚玉砂轮
砂轮线速度 $v_s / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	20
工件进给速度 $v_w / (\text{mm} \cdot \text{min}^{-1})$	200, 300, 400, 500, 600
切深 a_p / mm	0.1, 0.3, 0.6, 0.8, 1.0
冷却	5%乳化液
磨削方式	顺磨或逆磨

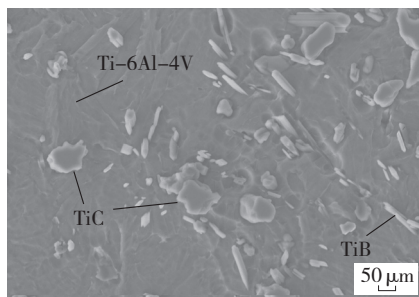


图2 颗粒增强钛基复合材料
Fig.2 Microstructure of PTMCs

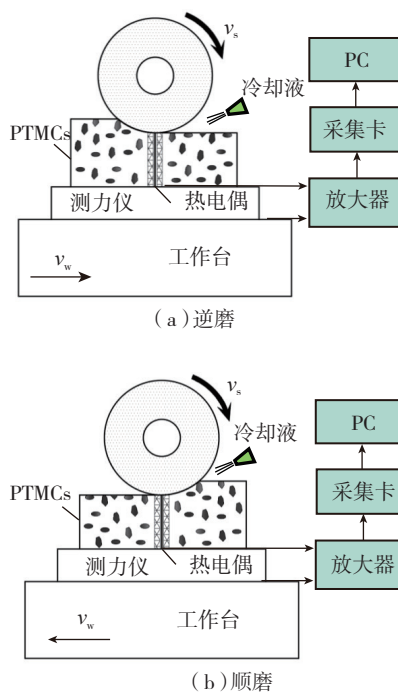


图3 磨削力与温度测量系统
Fig.3 Schematics of the grinding experimental set-up

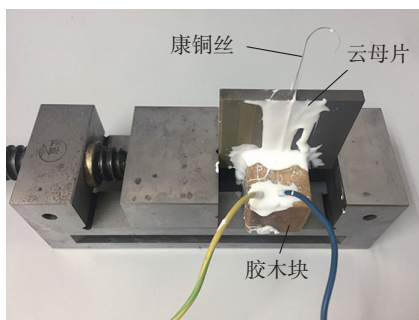


图4 半人工热电偶测温夹块
Fig.4 Semi-artificial thermocouple temperature measuring device

KISTLER 5070 多通道电荷放大器以及相应的数据采集与处理系统组成,可同时采集垂直和水平两个方向的

磨削力。采用分块夹丝的半人工热电偶测量磨削温度,用数据采集软件实时记录夹丝热电偶输出的热电势信号。

图 4 为半人工热电偶测温夹块。实际试验中,砂轮切入工件时的冲击对康铜丝与工件之间的绝缘性带来巨大冲击,因此要求云母片剥取得非常薄(厚度不超 0.02mm),与工件紧密贴合;康铜丝也需经过碾压成片状,避免产生过大压力挤破云母片,并且采用 704 胶涂抹各处夹缝,防止冷却液进入,从而导热内部,干扰真实测温信号。

试验结果分析与讨论

1 磨削力

磨削力是磨削加工过程中一个极为重要的物理量,主要包括法向磨削力 F_n 和切向磨削力 F_t ,它直接影响砂轮耐用度、磨削表面粗糙度、加工硬化和表面残余应力等。又因磨削力相对容易测量,常被选作监测磨削过程的重要参数。因此,分析磨削用量对磨削力的影响规律,具有重要意义^[5]。本文所列磨削力值均为稳定磨削阶段力信号的平均值。

试验过程中,法向磨削力 F_n 和切向磨削力 F_t 都随着切深 a_p 和工件进给速度 v_w 增大而增大,如图 5 所示。依据图 5 (a),固定砂轮线速度为 20m/s、切深为 0.3mm,当工件进给速度从 200mm/min 增大到 600mm/min 时,法向磨削力 F_n 顺磨时从 85N 增大到 255N,增幅达 200%;逆磨时从 80N 增大到 218N,增幅达 173%。切向磨削力 F_t 顺磨时从 41N 增大到 99N,增幅达 140%;逆磨时从 35N 增大到 86N,增幅达 146%。分析原因,主要在于,保持切深不变,随着工件进给速度增加,单颗磨粒切削厚度增大,工件材料去除率增加,必然导致磨削力增大。

从图 5 (b)可以看出,在砂轮线速度为 20m/s、工件进给速度为

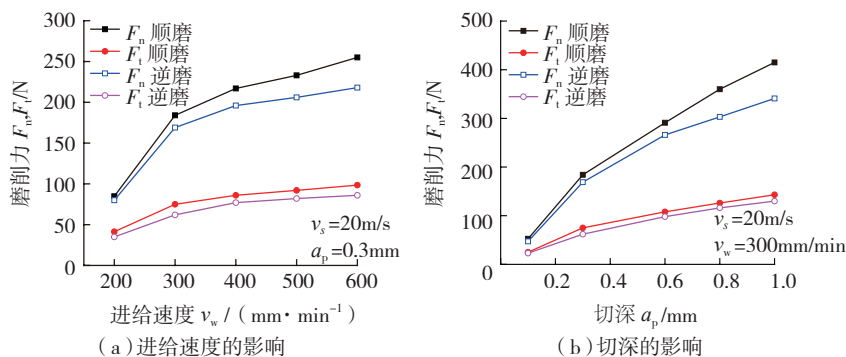


图5 磨削用量对磨削力的影响规律
Fig.5 Effects of grinding parameters on grinding forces

300mm/min 情况下,当切深从 0.1mm 增大到 1.0mm,法向磨削力 F_n 顺磨时从 53N 增大到 415N,增幅达 683%;逆磨时从 47N 增大到 341N,增幅达 626%。切向磨削力顺磨时从 25N 增大到 143N,增幅达 472%;逆磨时从 23N 增大到 130N,增幅达 465%。这是由于,一方面,随着切深增加,单颗磨粒切削厚度增大,单颗磨粒的磨削力增加;另一方面,切深增加使砂轮的磨削弧长变大,磨削弧区内参与磨削的动态有效磨粒数增多,也导致总的磨削力增大。同时可以发现,磨削力随切深增大的幅度要远大于随工件进给速度变化的增幅。顺磨时,法向磨削力随切深增大的增幅约为其随工件进给速度变化的增值的 3.4 倍,逆磨时约为 3.6 倍;顺磨时,切向磨削力随切深增大的增幅约为其随工件进给速度变化的增值的 3.4 倍,逆磨时亦约为 3.2 倍。

此外,由图 6 可知,缓进深切磨削钛基复材时磨削力也受磨削方式的影响。顺磨钛基复材的法向磨削力 F_n 和切向磨削力 F_t 都要略高于逆磨时相应的磨削力,随着切深和工件进给速度增大,顺、逆磨磨削力的差别亦增大。依据上述结果,可以发现在缓进深切磨削过程中,无论磨削参数如何变化,顺磨的磨削力总比逆磨时大 10%~20%。这是由于,顺、逆磨时磨屑的形成以及变形状态、砂轮与工件的接触状态,热量的传递与冷

却散热等条件都是不同的。从运动学方面,在顺磨时,磨粒的运动轨迹曲率比逆磨时大,磨屑呈厚而短的形状,而逆磨时则呈细而长的形状,由于顺磨时磨粒的运动轨迹的曲率比逆磨时大,因此顺磨时磨屑的变形比逆磨时大,这就使得顺磨的磨削力大于逆磨。另一方面,逆磨时,单颗磨粒切厚从小到大变化,单颗磨粒受到的磨削力从零均匀缓慢上升,最后迅速减小到零,磨粒受力比较平稳,如图 6 (a) 所示。因此整个磨削过程经过滑擦、犁耕、切削 3 个阶段,当磨粒进入切削阶段时,最大切削厚度处的材料被滑擦过程所加热,其机械强度有所降低,故需要的磨削力小。顺磨时,单颗磨粒切厚从大到小变化,单颗磨粒受到的磨削力从零急剧增大然后逐渐下降,磨粒受力变化比较剧烈,如图 6 (b) 所示。这时磨粒在磨削过程中几乎不经过滑擦阶段而

直接进入犁耕、切削阶段,这样工件最大切厚处的材料处于较冷状态,其机械强度高,需要的磨削力大。

2 磨削温度

图 7 显示了采用夹丝热电偶方法测量获得的 PTMCs 磨削温度的典型信号。可以看出,温度曲线由尖峰形成的“磨粒点温度”信号和内包络形成的“背景温度”信号叠加而成。背景温度是磨削弧区全部工作磨粒对温度贡献的统计平均,即工件表面磨削温度^[4]。该温度直接影响零件的表面烧伤、裂纹与残余应力等。图 7 (a) 与 7 (b) 是在砂轮线速度为 20m/s、工件进给速度为 300mm/min 和切深为 0.3mm 的磨削用量条件下,逆磨和顺磨 PTMCs 时的磨削温度信号。可以看出,逆磨时磨削温度约为 58℃,如图 7 (a) 所示;而顺磨时的磨削温度约为 52℃,如图 7 (b) 所示。

从温度信号曲线中可以得到一些非常有意义的特征。首先,从图 7 可以看出,在两种磨削方式下,温度信号的内包络线都类似三角形。逆磨的类似直角三角形,如图 7 (a) 所示;顺磨的类似不等边三角形,如图 7 (b) 所示。其次,逆磨时,磨削弧区外工件表面前缘的温度缓慢上升,随后温度快速上升到弧区温度最高点,之后温度逐渐下降到磨削温度低点,磨削弧区外工件表面后缘温度最小且无明显变化。顺磨时,磨削弧区外工件表面前缘的温度保持在较低

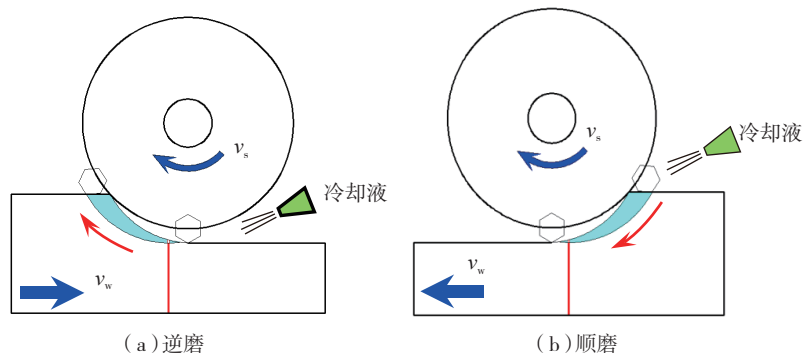


图6 不同磨削过程中单颗磨粒切厚变化示意图
Fig.6 Schematics of the variation of undeformed chip thickness in different grinding

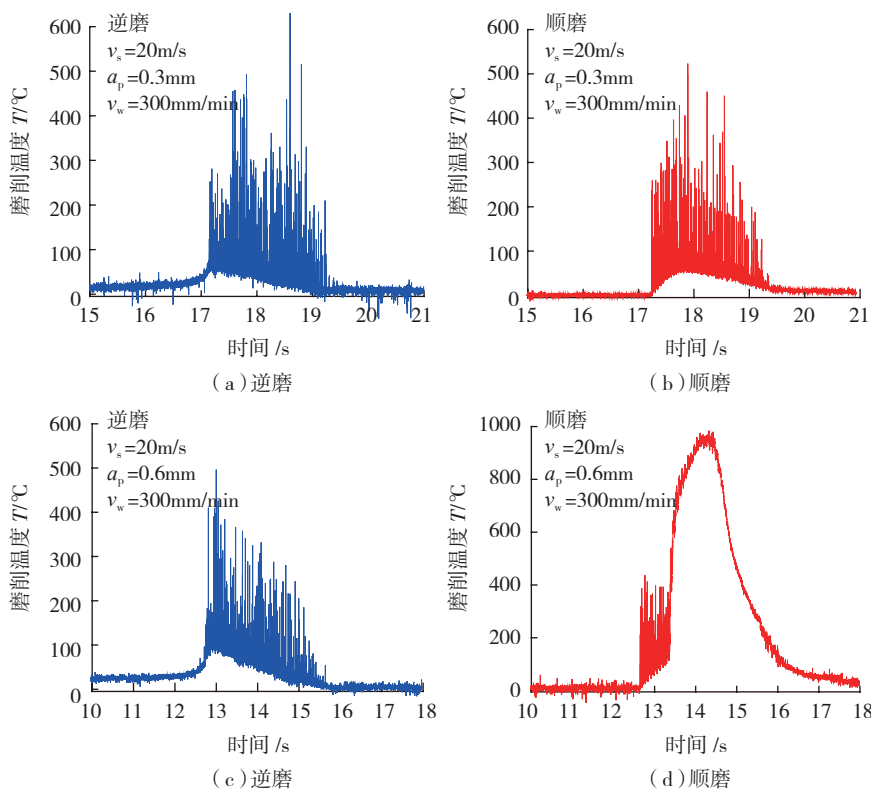


图7 缓进深切磨削钛基复合材料典型磨削温度信号

Fig.7 Typical grinding temperature curves during creep-feed deep grinding

值,进入磨削弧区后温度逐渐上升到最高值,然后逐渐下降,而磨削弧区外工件表面后缘温度也逐渐下降。可以看出,逆磨与顺磨时,磨削弧区外工件表面前缘与后缘的温度变化情况是相反的。最后,从图7可以看出顺磨的磨削温度要比逆磨时低,其差值约为12%。这是由于逆磨的磨削弧长要比顺磨的略长,在相同材料去除率情况下,逆磨的磨削弧区产生的热量比顺磨略高,故逆磨的温度要比顺磨略高。

图7(c)和图7(d)是在砂轮线速度20m/s、工件进给速度300mm/min和切深0.6mm的磨削用量条件下,逆磨和顺磨PTMCs时的磨削温度信号。可以看出,逆磨时磨削温度约为95℃,而顺磨时的磨削温度突发上升至890℃。产生这种现象的原因为:磨削弧区的冷却液输送是影响缓进深切磨削PTMCs时磨削温度分布的一个重要因素。缓进深

切磨削通常需要充足的高压冷却液输送到磨削弧区以带走产生的磨削热。冷却液通过砂轮与工件间的间隙被输送到磨削弧区,逆磨时冷却液从磨削弧区前缘输送,如图6(a)所示,而顺磨时冷却液从磨削弧区后缘输送,如图6(b)所示。一部分冷却液被旋转的砂轮带进磨削弧区,由于

磨削弧区很难有效输送进冷却液,故大多数剩下的冷却液落回到工件的上表面,而另一部分穿过磨削弧区的冷却液,在砂轮较高转速的影响下,直接沿砂轮旋转方向甩出,故实际上只有少部分冷却液输送到了磨削弧区前边的工件表面上。因此,逆磨和顺磨时工件表面的对流冷却情况不同。逆磨时,由于冷却液的直接输送,工件表面前缘的对流冷却状况应该优于后缘;顺磨时则相反,工件表面后缘的对流冷却状况应该好于前缘。因此,逆磨和顺磨PTMCs时,工件磨削温度的分布是不同的。正是由于这种温度分布特征的不同,逆磨弧区磨削最高温度处于前缘,接近前部冷却液,易被冷却,而顺磨弧区磨削最高温度处于弧区内部不易冷却,造成了逆磨时工件不易突发上升。

图8显示了磨削用量对磨削温度的影响规律。磨削温度随工件进给速度和切深增大而增大。这是因为增大进给速度和切深,单颗磨粒切厚增加,因而磨削温度升高。顺磨的磨削温度要比逆磨时的磨削温度低,其差值在10%~12%。磨削温度的差异不仅和单颗切厚、磨削力有关,还与磨削冷却状态和磨削温度分布有关。正是由于上文所述中,顺、逆磨温度分布状态和冷却条件的不同,才导致顺、逆两种磨削方式得

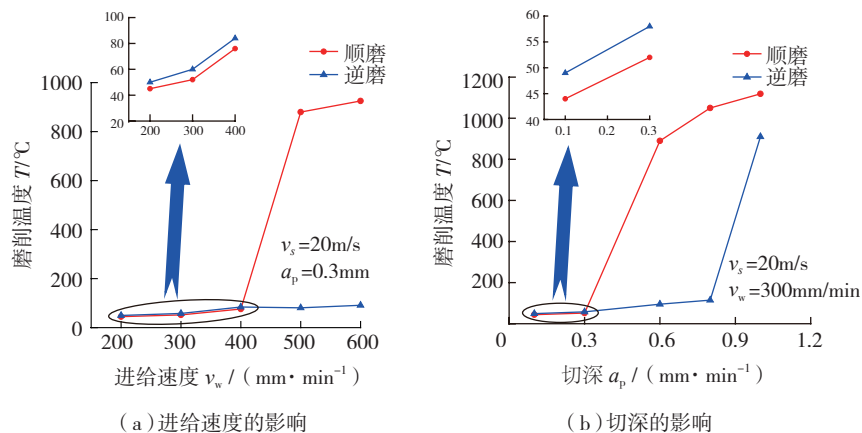


图8 磨削用量对磨削弧区温度的影响

Fig.8 Effects of grinding parameters on grinding temperature

到的磨削温度有所差异。当切深大于 0.6mm 时,工件进给速度 v_w 大于 400mm/min 时,顺磨比逆磨更容易发生烧伤;并且磨削弧区高温一般在 800~1200℃ 之间,工件表面发生明显烧伤。这是因为在磨削过程中冷却液发生了膜状沸腾。由于汽膜的热导率很低,冷却液传热性能急剧下降,磨削温度急剧升高,从而引起突发烧伤。这和前面得到的结论是一致的。

3 磨削温度场仿真分析

缓进深切磨削 PTMCs 时,大量的磨削热传入磨削弧区易造成冷却液的膜状沸腾,由于汽膜的热导率很低,冷却液传热性能急剧下降,磨削温度显著升高,造成突发烧伤。此外,磨削温度的测量通常是逐点进行,难以进行温度场的测试。因此,采用有限元法预测磨削温度场被认为是简单有效的方法^[5]。

磨削区产生的总热流密 q_t ,包括传入工件的热流密度 q_w ,传入砂轮的热流密度 q_s ,传入磨屑的热流密度 q_{ch} ,以及传入磨削液的热流密度 q_f 。一般情况下,通常认为缓进深切磨削传入工件的热比例 R_{ws} 为 5.4%^[6],而当冷却液处于膜沸腾状态时,传入工件的热量分配比例在 70%~80%。根据经典磨削热分配模型可得出传入工件的热流密度 q_w ^[7]。

以往的研究认为,顺磨和逆磨过程的磨削弧区传入工件热源模型都为直角三角形。从温度信号可以判断,三角形热源模型确实更适合缓进深切磨削钛基复材的温度分析。但是,从温度信号也可以发现,逆磨时,传入工件的热源模型为直角三角形热源,如式(1)所示;顺磨时,传入工件的热源模型为不等边三角形,如式(2)所示。

$$q_{\Delta}(x) = \begin{cases} q_w(2 - \frac{6x}{l_c})x \in [0, l_c/3] \\ q_w(2 + \frac{3x}{l_c})x \in [-2l_c/3, 0] \end{cases} \quad (1)$$

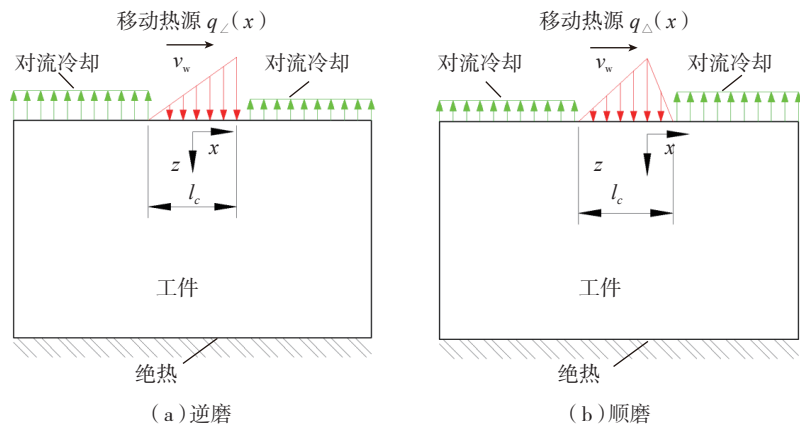


图9 有限元模型的边界条件
Fig.9 Finite element model boundary condition

$$q_L(x) = q_w(1 + \frac{2x}{l_c})x \in [-l_c/2, l_c/2] \quad (2)$$

由于逆磨和顺磨时工件表面的对流冷却情况不同,逆磨和顺磨时有限元的边界条件分别如图 9 (a) 和 9 (b) 所示。逆磨时,工件表面前沿的对流换热系数为 20000W/m²k,工件表面后缘的对流换热系数为 5000 W/m²k,顺磨时则相反。

在砂轮线速度 v_s 为 20m/s、工件进给速度 v_w 为 300mm/min、切深 a_p

为 0.3mm 的磨削用量下,仿真计算获得的两种不同磨削方式下工件的温度场分布结果如图 10 (a) 与 10 (b) 所示。总体而言,有限元仿真得到的磨削温度与试验测得的磨削温度基本吻合。逆磨时,磨削温度为 65℃,并且弧区最高温度处于工件前缘,如图 10 (a) 所示;顺磨时,磨削温度为 56℃,弧区最高温度处于弧区内部,如图 10 (b) 所示。图 10 (c) 与图 10 (d) 为砂轮线速度 v_s 为 20m/s、工件进给速度 v_w 为 300mm/

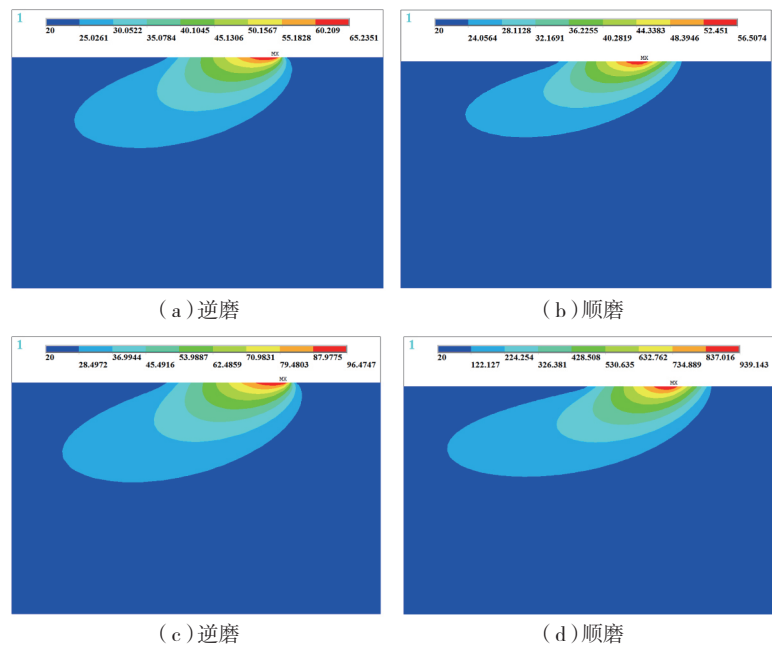


图10 仿真计算获得的磨削温度场分布
Fig.10 Simulated grinding temperature distribution

min、切深 a_p 为0.6mm的磨削用量下,仿真的得到的两种不同磨削方式下工件的温度场分布结果。依据图10(c),逆磨时,磨削温度为95℃,工件磨削温度较低;顺磨时,磨削温度突发上升到939℃,如图10(d)所示,较高的磨削温度易导致工件发生烧伤。工件烧伤情况与磨削表面完整性将在后续工作中深入研究。

4 磨削表面形貌

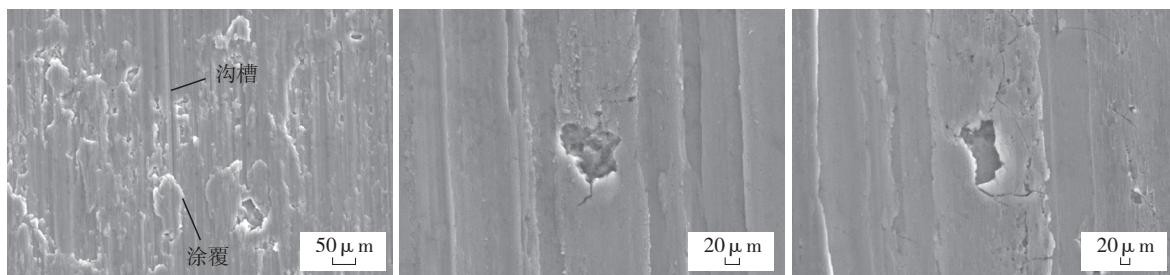
采用扫描电镜观察钛基复材磨削表面,可以发现典型加工缺陷的形貌特征,如图11所示。这些缺陷主要包括两类,一类是由磨削钛合金基材造成的表面涂覆;另一类是硬脆增强相破碎和拔出导致的孔洞。由图11(a)可以观察到钛合金基材表面的涂覆现象,这是由于钛合金的塑性流动导致磨粒在工件表面耕犁后向两边形成隆起,切屑不能完全流出而导致。增强颗粒有时也会在形成切屑过程中在表面耕犁钛合金基体,形成一条由深到浅的沟槽状划痕。而脱落后没有被及时带走的增强颗粒,会留在磨削表面充当磨料,在磨

削表面划擦出浅且深度均匀的划痕,如图11(a)所示的微沟槽。在图11(b)中,可以发现硬脆增强颗粒在砂轮磨粒冲击和挤压作用下破碎而脱落。由于增强颗粒存在多个解理面,所以当砂轮磨粒去除硬脆增强颗粒时,就会导致硬脆增强颗粒沿着不同解理面发生破碎。图11(c)为局部增强颗粒拔出产生的孔洞。这是由于当增强颗粒与钛合金基体结合界面首先被破坏时,硬脆增强颗粒从基体内部脱离而被直接拔出。

采用二维有限元仿真揭示了硬脆增强颗粒的去除机理,利用ABAQUS/Explicit商业软件进行有限元仿真计算。硬脆颗粒的形状设置为椭圆,长轴半径为 $2.75\mu\text{m}$,短轴半径为 $2\mu\text{m}$ 。基体与颗粒的结合界面简化为单元捆绑方式,即将基体与颗粒共用网格节点。钛合金基体材料高应变速率高温条件下的本构方程采用Johnson-Cook模型,采用剪切失效准则作为切屑分离准则。TiC增强颗粒简化为服从胡克定律的理想弹性体,选择脆性破裂

模型作为TiC增强颗粒的失效准则。刀-屑接触区的摩擦模型采用满足库伦定律的摩擦接触模型,摩擦系数 $\mu=0.3$ 。磨削加工过程中,磨粒的强度、硬度都远大于工件材料,磨粒的变形很小,故假设磨粒为刚体。本文选择了三种不同的单颗磨粒切厚来研究磨粒与硬脆增强颗粒的相互作用,如0.2、0.7、 $1.2\mu\text{m}$ 。

图12(a)为单颗磨粒切厚 $1.2\mu\text{m}$ 时 $v_s=20\text{m/s}$, $v_w=300\text{mm/min}$, $a_p=1.0\text{mm}$ 增强颗粒的去除有限元仿真结果。磨粒大约去除了增强颗粒的1/3,在这种情况下,TiC增强颗粒由于裂纹的深入扩展发生了严重破碎,因此,较大的孔洞留在了已加工表面,在较大单颗磨粒切厚的条件下钛基复材会产生较严重的表面缺陷。图12(b)为单颗磨粒切厚 $0.7\mu\text{m}$ 时 $v_s=20\text{m/s}$, $v_w=300\text{mm/min}$, $a_p=0.6\text{mm}$ 增强颗粒的去除仿真结果。磨粒大约去除了增强颗粒的四分之一,由于单颗切厚减小,裂纹萌生扩展的深度减小,磨削表面形成了增强颗粒小破碎而造成的小孔



(a) 基体表面涂覆

(b) 增强颗粒破碎

(c) 增强颗粒拔出

图11 磨削表面典型加工缺陷

Fig.11 Morphology of PTMCs surface defects produced in creep-feed deep grinding

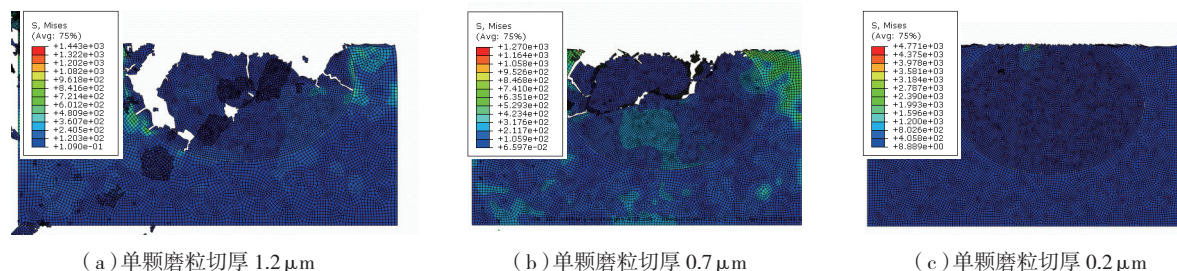
(a) 单颗磨粒切厚 $1.2\mu\text{m}$ (b) 单颗磨粒切厚 $0.7\mu\text{m}$ (c) 单颗磨粒切厚 $0.2\mu\text{m}$

图12 PTMCs材料内部增强颗粒的去除形式仿真计算结果

Fig.12 Simulation results of material removal behavior of reinforced particle in grinding

洞。图 12 (c) 为最小单颗磨粒切厚 $0.2 \mu\text{m}$ 时 $v_s=20\text{m/s}$, $v_w=200\text{mm/min}$, $a_p=0.1\text{mm}$ 增强颗粒的去除结果。可以看出,磨粒只去除了增强颗粒上表面的很小部分,由于 TiC 硬脆增强颗粒的延性域去除,获得了较好的钛基复材的磨削表面。

结论

(1) 缓进深切磨削 PTMCs 时,磨削方式对磨削力与温度具有重要影响,顺磨的磨削力比逆磨大 10%~20%,而顺磨的磨削温度要比逆磨约低 10%。由于顺磨和逆磨工件的温度分布不同,当切深大于 0.6mm 、工件的进给速度大于 400mm/min 时,顺磨比逆磨更易发生烧伤。

(2) 提出了顺磨与逆磨条件下磨削温度场仿真计算的不同热源模型与边界条件,获得了逆磨和顺磨两

种方式的温度分布特征。有限元仿真结果与试验结果相符。

(3) 钛基复材磨削表面典型加工缺陷是表面涂覆、表面沟槽和硬脆增强相破碎和拔出导致的孔洞。单颗磨粒切厚对钛基复合材料内部硬脆增强颗粒的去除形式具有直接影响。

参考文献

[1] 邓朝晖,万林林,张荣辉. 难加工材料高效精密磨削技术研究进展[J]. 中国机械工程, 2008, 19(24):3018-3023.
DENG Zhaohui, WAN Linlin, ZHANG Ronghui. Research progresses of high efficiency and precision grinding for hard to machine materials [J]. China Mechanical Engineering, 2008, 19(24): 3018-3023.

[2] GE Y F, XU J H, HUANG H X. Tool wear during high speed turning in situ, TiCp/TiBw, hybrid reinforced Ti-6Al-4V matrix composite[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2016, 29(5):1425-1435.

[3] HOOD R, LECHNER F, ASPINWALL D K, et al. Creep feed grinding of gamma titanium aluminide and burn resistant titanium alloys using SiC abrasive[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2007, 47: 1486-1492.

[4] DING W F, ZHAO B, XU J H, et al. Grinding behavior and surface appearance of (TiCp+TiBw)/Ti-6Al-4V titanium matrix composites[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2014, 27:1334-1342.

[5] DOMAN D A, WARKENTIN A, BAUER R. Finite element modeling approaches in grinding[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2009, 49(2):109-116.

[6] MALKIN S, GUO C. Thermal analysis of grinding[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2007, 56(2):760-782.

[7] ROWE W B, JIN T. Temperatures in high efficiency deep grinding (HEDG)[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2001, 50(1):205-208.

通讯作者: 丁文锋, 教授、博导, 研究方向为难加工材料高效精密磨削技术, E-mail: wfding@nuaa.edu.cn.

Research on Creep-Feed Deep Grinding of Particle-Reinforced Titanium Matrix Composites

LI Zheng, DING Wenfeng, XU Jiuhua, SHEN Long

(College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

[ABSTRACT] Particle-reinforced titanium matrix composites (PTMCs) has great application potentials in aviation and aerospace industries. However, it is a typical difficult-to-cut material. Creep-feed deep grinding experiments were carried out on PTMCs. The effect of grinding parameters and grinding mode on grinding forces and grinding temperatures was investigated. The grinding temperature distribution and materials removal mechanism were discussed by finite element method. The results show that the grinding forces increased with the increasing of the workpiece infeed speed and depth of cut. The grinding forces for down grinding are always 10%~20% higher than that for up grinding, the grinding temperatures for down grinding are always 10% lower than that for up grinding. When the depth of cut is greater than 0.6mm or the workpiece infeed speed is larger than 400mm/min , grinding burn is easy to occur for down grinding because the grinding temperature distribution is different between up grinding and down grinding. Furthermore, heat source model and the boundary condition under the down grinding and up grinding conditions are proposed, respectively. The grinding temperature distribution for two different grinding modes is simulated. The grinding temperature predicted by finite element method agrees very well with the experimental data measured in the current investigation. The main ground-induced defects are adherence and the voids produced due to the fracture and pull-out of the reinforced particles. The undeformed chip thickness per grain has a significant effect on the removal mechanism of the hard-brittle reinforcements of PTMCs during grinding.

Keywords: Creep-feed deep grinding; Particle-reinforced titanium matrix composites; Grinding force; Grinding temperature; Surface defects

(责编 大漠)