DOI: 10.3901/JME.2021.03.267

成型面干磨削用旋转热管砂轮换热性能研究^{*}

陈佳佳¹ 傅玉灿² 钱 宁² 姜华飞¹

(1. 南京林业大学机械电子工程学院 南京 210037;

2. 南京航空航天大学机电学院 南京 210016)

摘要: 制约难加工材料成型磨削的主要问题是磨削烧伤。现有的冷却技术大多基于冷却液进行冷却, 而鲜有学者从砂轮基体本身的换热潜能出发来解决磨削热的疏导问题。提出借鉴高效传热性能热管技术实现磨削弧区强化换热的构想, 针对典型盘类零件型面特征, 制作了轴向旋转热管砂轮, 通过监测热管内部的温度分布, 分析了不同转速、充液率以及热流密度条件下轴向旋转热管砂轮的等效换热系数。通过对比有、无热管两种砂轮在干磨削钛合金 TC4 成型面时热管内部温度、磨削弧区温度、工件表面质量及工件表层金相组织等, 证实了热管在强化成型磨削过程换热的优势。最终, 对比了在使用热管和冷却液两种冷却方式下, 所产生的能源消耗和 CO₂ 排放量, 证实了旋转热管技术在难加工材料绿色制造中的发展潜力。

关键词: 成型磨削; 难加工材料; 轴向旋转热管; 强化换热; 绿色制造

中图分类号: TG580

Investigation on Heat Transfer Performance of Rotating Heat Pipe Grinding Wheel in Dry Profile Grinding

CHEN Jiajia¹ FU Yucan² QIAN Ning² JIANG Huafei¹

(1. College of Mechanical and Electronical Engineering, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037;

2. College of Mechanical and Electronical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016)

Abstract: The key issue that restricts the development of profile grinding in difficult-to machine materials is usually the thermal damage. Most studies have focused on the cooling efficiency of the coolant; however only few have investigated the heat transfer potency of the grinding wheel matrix. A new cooling method that incorporates a rotating heat pipe (RHP) in the grinding wheel has been proposed. A rotating heat pipe grinding wheel (RHP-GW) is fabricated according to the characteristic of the typical profile surface. The heat transfer performance of the RHP-GW is analyzed for different factors as rotational speed, heat flux and filling ratio by monitoring the internal temperature distribution. Comparative dry grinding of Ti-6Al-4V between a normal grinding wheel (N-GW) and the RHP-GW, a great cooling advantage of the latter one is demonstrated. The workpiece surface quality and the grinding temperature in both the RHP and along the grinding zone are monitored. The energy consumption and CO₂ emission is compared by both coolant cooling and RHP cooling, results show great potency on green machining of heat pipe technology.

Key words: profile grinding; difficult to cut material; axial rotating heat pipe; enhanced heat transfer; green machining

0 前言

缓进给成型磨削工艺指采用大切深对成型面进行磨削加工的工艺, 该工艺可通过一次或数次进给

将毛坯直接加工为成品, 极大程度上降低了生产成本、提高了生产效率, 从而可以部分替代传统的粗加工工序, 实现切削与磨削工艺的合并^[1-4]。正是由于上述优势, 使得成型磨削技术在航空、航天、汽车等领域表现出无可比拟的优势, 成为了诸如航空发动机涡轮盘榫头、榫槽、冷冲模具、齿轮、光学自由曲面反射镜模芯等零部件加工的重要手段^[5-7]。然而, 随着各种新型难加工材料的不断涌现, 成型

^{*} 国家自然科学基金(51905275)和江苏省基础研究计划(自然科学基金)(BK20190752)资助项目。20200310 收到初稿, 20201105 收到修改稿

磨削工艺在推广应用过程中出现了一些限制因素。由于砂轮型面上修整状态的差异,加之磨粒随机分布造成的切入角变化,使得型面不同位置的磨削过程和冷却状态不尽相同,造成不同区域的工件质量有所差异。在磨削难加工材料时,工件表面质量不一致和局部烧伤的现象更为明显^[8-9]。因此,当前成型磨削工艺发展中遇到的问题归根结底就是磨削热及其引起的热损伤的控制问题。

为解决磨削弧区的热损伤问题,学者们在强化磨削弧区热量的疏导方面开展了大量的研究工作。目前的研究工作主要集中于对切削液供给方式(喷嘴参数和射流速度)的优化。WEBSTER 等^[10]从喷嘴参数的角度出发,优化了喷嘴的几何形状,使磨削液以集束射流的形式进入磨削弧区换热,一定程度上降低了磨削弧区的温度;KIRSCH 等^[11]则从喷嘴数量的角度出发,研制出一种“鞋型”多喷嘴系统,从正面和侧面同时对磨削弧区进行浇注。研究表明,多喷嘴系统相比于单喷嘴系统具有更好的换热效果。从射流速度的角度出发,JAN 等^[12]开发了泵式内冷却砂轮,研究了不同流速条件下磨削弧区的换热效果。GVINIASHVILI 等^[13]通过数值分析的方法研究了射流速度对弧区液膜厚度的影响,通过提高射流速度实现对磨削弧区的有效换热。国内徐鸿钧等^[14]研发了一种高压水射流供液系统,该系统能够将冷却液以 110 m/s 的速度定向注入磨削弧区,成功地将弧区温度控制在 100 ℃ 左右。然而,这种方法需要对设备进行改造,使得加工成本大幅度提高。纵观已有的冷却方式,无论是常规浇注、砂轮内冷却^[15]还是到后来的高压射流冲击冷却、液氮冷却^[16]亦或是微量润滑冷却技术^[17],无一不是从冷却液的角度着手实现磨削弧区的强化换热。然而冷却液的使用会造成一系列负面影响,包括增加制造成本、引起环境问题、损害工人健康等。鉴于上述问题,受到热管技术在钻削和铣削领域强化换热的启发,近年来傅玉灿等^[18-19]提出了在砂轮基体内部构造出环形旋转热管结构,通过改变砂轮基体的传热能力,使磨削弧区的热量通过砂轮带走。利用环形旋转热管砂轮开展了高温合金干磨削试验,成功地将弧区的温度控制在 120 ℃ 以下^[19],确证了热管技术强化磨削弧区换热的潜力。

鉴于热管在平面磨削中有效降低磨削温度的成功经验,本文提出了对成型磨削弧区实施热管强化换热的构想。通过干磨削钛合金 TC4 磨削试验,分析转速、热流密度和充液率等因素对轴向旋转热管砂轮换热性能的影响规律,确定适合的工艺参数并

通过轴向旋转热管砂轮和无热管砂轮成型磨削钛合金 TC4 的对比试验验证热管技术在成型磨削中的强化换热效果。最后从经济、社会和环境等多个视角比较传统冷却液冷却方式与热管冷却方式的影响,验证旋转热管在绿色加工中的应用前景。

1 轴向旋转热管砂轮

1.1 轴向旋转热管砂轮换热原理

图 1 示意了轴向旋转热管砂轮的换热原理。为减小热阻,轴向旋转热管直接制作在砂轮基体内部。其中带有磨粒的成型磨削面为轴向旋转热管砂轮的蒸发段,上端带有翅片结构的区域为冷凝段,位于蒸发段和冷凝段之间的区域为绝热段。砂轮磨削时,热管内部工质受到离心力的作用,分布于蒸发段和绝热段的内壁面。磨削热通过磨粒、砂轮基体热传导到达热管蒸发段。分布于蒸发段的工质吸收热量,发生相变,汽化的工质在蒸发段与冷凝段内部压差的作用下携带热量向冷凝段移动。冷凝段外壁面设置有低温空气射流冷却,到达冷凝段的工质与低温内壁面发生热交换释放热量;由于冷凝段带有锥角结构,液化的工作介质将在重力和离心力的综合作用下回流至蒸发段,形成稳定的热循环,实现磨削过程的强化换热^[20]。

图 1 轴向旋转热管砂轮换热原理示意图

1.2 轴向旋转热管砂轮制备

砂轮内部热管的制作在轴向旋转热管砂轮的制作过程中有着举足轻重的地位。

热管的制作过程包括抽真空、精确注液以及真空密封。图 2 为热管的制作平台,包括真空泵、真空阀、真空计组、注液器几个环节。真空计组可实时监测热管内部的真空度;真空阀用于隔离真空泵和热管砂轮,实现注液和封尾操作。为确保轴向旋

转热管砂轮的换热能力，注液之前一般将热管内部抽真空至 3.0×10^{-2} Pa。随后关闭阀门，并通过注液器注入相应体积的工质，完成热管的密封后再将抽真空管路移除，轴向旋转热管砂轮便制作完成，如图 3 所示，其中砂轮工作面钎焊有立方氮化硼磨粒（粒径为 40#~50#，即 297~420 μm ），磨粒以 1.2 mm 的排布间距呈 45° 斜排。

图 2 轴向旋转热管砂轮抽真空、注液平台

图 3 轴向旋转热管砂轮

2 轴向旋转热管砂轮的换热性能分析

2.1 试验条件及试验方案

图 4 为轴向旋转热管砂轮换热性能分析平台。冷凝段为低温空气射流，空气温度为 4.5 $^{\circ}\text{C}$ 。工件材料为钛合金 TC4，为确保测量磨削弧区温度时热管已达到稳态，工件由长度 130 mm 和 10 mm 的两块工件组成，并通过虎钳安装在工作台上。具体试验参数如表 1 所示。其中充液率指充液量占整个热管体积的比例。试验过程中热管内部的温度通过集流环电刷系统导出。测温节点的位置如图 5 所示，其中热管内部设有三个测温节点，分别布置在蒸发段($T_{e,i}$)，绝热段($T_{a,i}$)和冷凝段($T_{c,i}$)。工件的凹面和凸面两个典型位置处也布置有热电偶，以监测磨削

弧区的温度，分别记为 T_1 和 T_2 。

图 4 换热性能分析平台

表 1 试验参数表

参数	数值
砂轮进给速度 $v_w/(\text{mm}/\text{min})$	80, 100
切深 a_p/mm	0.05, 0.10
砂轮转速 $n/(\text{r}/\text{min})$	5 000, 8 000, 10 000, 12 000, 15 000
充液率(%)	78, 81, 84, 87, 90
冷凝段	4.5 $^{\circ}\text{C}$ 低温空气

图 5 测温热电偶节点示意图

2.2 轴向旋转热管成型砂轮启动性能分析

热管的启动性能直接关系到磨削过程中的换热效果。图 6 为砂轮转速 5 000 mm/min，工件进给速度 80 mm/min，切深 0.05 mm 以及热管充液率 84% 的条件下，干磨 TC4 时热管内部的温度曲线。从 $T_{e,i}$ 可以看出，内部热管的启动过程包括 ab 和 bc 两个温升阶段。 ab 段近似于线性温升阶段，反映了磨削行程初期，磨削热通过砂轮磨粒和基体到达热管内部的热传导过程；当热量到达热管内部，工质吸收热量发生对流换热，蒸发段内部的热量被工质快速带走，使得温度的上升速率有所下降，随着热量地输入蒸发段工质的对流换热程度的加剧，温升速率逐渐减小，呈非线性状态(图中 bc 段)。随着磨削过

程的持续,蒸发段内部由最初的对流换热逐渐转变为沸腾换热,由于换热模式的进一步变化以及沸腾换热效率的提高,温升速率进一步减小,最终达到稳定状态(cd段),蒸发段温度约 38.2 °C。由此可见,一旦蒸发段内壁温度由线性温升转变为非线性温升(即图中 *b* 点),就意味着轴向旋转热管砂轮开始启动,故而可以认为在此工艺条件下大约经过 8 s,热管开始启动,而热管从启动到稳定需经历 55 s 左右。

图 6 轴向旋转热管砂轮磨削时测温点温度信号曲线

轴向旋转热管砂轮的启动过程类似于控制系统中的一阶系统的单位阶跃响应。通常,一阶系统的传递函数可以表示为

$$\phi(s) = \frac{C(s)}{R(s)} = \frac{1}{Gs+1} \quad (1)$$

式中, G 为一阶系统的时间常数。对系统输入阶跃函数 $R(s) = \frac{K}{s}$, 其输出响应为

$$C(s) = \phi(s)R(s) = \frac{1}{Gs+1} \cdot \frac{K}{s} \quad (2)$$

求 $C(s)$ 的拉氏反变换, 可得

$$C(t) = K - Ke^{-\frac{t}{G}} \quad (3)$$

式中, K 为输出的稳态分量, $Ke^{-\frac{t}{G}}$ 为瞬态分量。当稳态误差允许范围为 2%, 启动时间可由式(4)求出

$$t_s = 4G \quad (4)$$

从而可以求出符合轴向旋转热管砂轮启动特性的蒸发段内壁面温度表达式, 其理论曲线如图中虚线所示。

$$T(t) = 38.2 - 38.2e^{-\frac{t}{12.5}} \quad (5)$$

此外值得注意的是, 随着磨削热量到达蒸发段内壁面(图中 *b* 点对应的时刻), 绝热段和冷凝段内壁面的温度也随即升高, 没有出现延迟现象, 这一

结果也证实了热管响应的快速性。

2.3 各因素对换热性能的影响规律

2.3.1 热流密度对换热性能的影响

实际磨削过程所产生的热量与其磨削用量的大小密切相关。改变磨削工艺参数, 即可研究热流密度对轴向旋转热管砂轮总体换热能力的影响。

根据 JEAGER^[21]移动热源理论, 磨削热一般分布在磨削液、切屑、工件以及砂轮中, 即

$$q_{total} = q_{workpiece} + q_{wheel} + q_{chip} + q_{coolant} \quad (6)$$

鉴于绿色制造的理念, 在干磨削条件下冷却液带走的热量不做考虑。另外在干磨削时, 若切深较小, 一般认为由磨屑带走的热量可忽略不计^[22], 因此可对热量分配模型做出简化

$$q_{total} = q_{workpiece} + q_{wheel} \quad (7)$$

磨削总热量 q_{total} 可由切向磨削力和砂轮线速度求出

$$q_{total} = F_t v_s \quad (8)$$

其中 F_t 通过磨削 TC4 钛合金的经验公式进行估算^[23]

$$F_t = 10.08 \cdot v_s^{-0.21} \cdot v_w^{0.33} \cdot a_p^{0.25} \quad (9)$$

式中, v_s 为砂轮线速度; v_w 为工件进给速度; a_p 为切深。假设磨削弧区内, 相互接触的工件与砂轮表面温度相等, 工件与砂轮之间的热量分配比为^[22]

$$\varepsilon = \left\{ 1 + \left[\frac{(\lambda \rho c)_{wheel}}{(\lambda \rho c)_{workpiece}} \right]^{0.5} \right\}^{-1} \quad (10)$$

式中, c 为比热容; λ 为工件和砂轮的导热系数。

于是, 由式(7)~(10)可推导出在干磨 TC4 时, 进入砂轮的热流密度公式为

$$q_{wheel}'' = \frac{q_{wheel}}{A} = 1.78 \times 10^4 v_w^{0.7} \cdot a_p^{0.1} \cdot n^{0.3} \quad (11)$$

由式(11)可估算出不同磨削用量对应的热流密度(见表 2)。轴向旋转热管的充液率为 84%。

表 2 磨削用量与热流密度对应表

转速 $n/(r/min)$	进给速度 $v_w/(mm/min)$	切深 a_p/mm	热流密度 $q''/[\times 10^4 W/(m^2 \cdot K)]$
8 000	80	0.05	3.3
10 000	80	0.05	3.5
10 000	80	0.10	3.8
10 000	100	0.05	4.2

轴向旋转热管砂轮的换热性能由其内部的等效换热系数进行评价

$$h = q_{wheel}'' / (T_{e,i} - T_{c,i}) \quad (12)$$

由图 7 可以看出, 在表 2 所示的磨削用量范围内, 蒸发段和冷凝段的温度均维持在 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下, 说明在该工艺条件下所对应的热流密度范围内, 轴向旋转热管砂轮可以正常工作。等效换热系数随着磨削热流密度的增加而上升, 最大等效换热系数出现在热流密度为 $4.2\times 10^4\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 时, 这是因为热流密度的提高, 使得蒸发段近壁面的工质的过热度更大, 热管内部的核态沸腾换热更加剧烈所致。

图 7 热流密度对换热性能的影响规律

2.3.2 充液率对换热性能的影响

图 8 为充液率(充液量占整个热管体积的比例)78%, 81%, 84%, 87%和 90%的条件下轴向旋转热管砂轮的等效换热系数和相应的测温点温度, 其中 $v_w=80\text{ mm}/\text{min}$, $a_p=0.05\text{ mm}$, $n=10\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 。轴向旋转热管砂轮的等效换热系数随着充液率的提高先增大后减小, 当充液率为 84%时, 蒸发段和冷凝段的温差最小, 等效换热系数最高, 约 $1\text{ }579\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 。当充液率为 78%, 热管的等效换热系数下降了 18.4%, 此时充液率较少, 蒸发段部分区域液膜较薄, 当冷凝的工质来不及回流时, 这些区域便会出现“干涸”而使热管失效, 导致热管换热性能下降。

图 8 充液率对换热性能的影响规律

当充液率提高到 87%和 90%时, 砂轮的等效换热系数下降。砂轮高速旋转时, 工质在离心力的作

用下以液膜的形态分布在热管内壁, 提高充液率会增加液膜的厚度, 从而增加蒸发段的热阻, 且液膜厚度增加时, 壁面区域的工质压强变大, 饱和温度提高, 热管的启动受到影响。同时充液率提高时, 部分工质覆盖到冷凝端, 冷凝段的热阻也同时增加, 不利于气态工质凝结换热, 从而降低了热管整体的换热性能。因此在当前结构下, 可选用 84%作为砂轮的充液率。

2.3.3 转速对换热性能的影响

为了确定轴向旋转热管砂轮适用的转速条件, 在 $5\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 、 $8\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 、 $10\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 、 $12\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 以及 $15\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 等转速下开展了换热试验。其中 $v_w=80\text{ mm}/\text{min}$, $a_p=0.05\text{ mm}$, 充液率为 84%。

从图 9 中可以看出, 随着转速的提高, 砂轮的等效换热系数先减小后增大。当砂轮转速为 $5\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 时, 蒸发段内部主要为沸腾换热, 因此砂轮的等效换热系数最高, 约 $4\text{ }721\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$, 热管内部温度及温差均较小, 仅为 $6\text{ }^{\circ}\text{C}$ 左右。当砂轮转速逐渐提高到 $8\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 时, 蒸发段内部的沸腾换热逐渐被抑制, 对流换热逐渐占据主导地位, 使得换热系数出现明显下降。当转速进一步升高, 虽然核态沸腾继续被抑制, 但自然对流换热逐渐加强, 并且转速提高后冷凝段外部的由旋转和低温空气射流形成的强迫对流换热效果加强, 导致蒸发段和冷凝段的温度和温差逐渐下降, 轴向旋转热管砂轮的总体换热性能呈现上升趋势。因此, 在转速为 $5\text{ }000\text{ r}/\text{min}$ 时轴向旋转热管砂轮可获得最佳换热效果。

图 9 转速对换热性能的影响规律

2.4 有无热管对比磨削试验

结合第 2.3 节中不同因素条件下轴向旋转砂轮的换热性能分析的结果, 选取充液率为 84%, 进给速度为 $80\text{ mm}/\text{min}$, 砂轮转速为 $5\text{ }000\text{ r}/\text{min}$, 切深为 0.05 mm , 开展了有无热管砂轮干磨削 TC4 对比试验。为保证磨削条件的一致性, 采用未进行抽真空、

注液的砂轮机基体作为普通成型砂轮进行磨削试验。

2.4.1 有无热管干磨削时砂轮基体内部温度分布

图 10 为无热管磨削时, 砂轮基体内部三个测温点的温度信号曲线。与图 6 进行对比, 发现有热管时, 蒸发段内壁面的温度上升至 $38.2\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时达到稳定状态, 而无热管砂轮磨削时, 蒸发段的温度持续不断地升高, 最终在磨削行程结束时达到约 $130\text{ }^{\circ}\text{C}$, 相对于轴向旋转热管砂轮磨削时的 $T_{e,i}$ 升高了约 70.6%。可以发现, 有热管时 $T_{e,i}$, $T_{a,i}$ 以及 $T_{c,i}$ 三者的差距明显小于无热管的情况, 证实了热管优异的均温性能。

另外, 当采用轴向旋转热管砂轮时, 蒸发段温度上升后, 绝热段和冷凝段响应迅速, 两处的温度均随即开始上升, 而无热管砂轮磨削时, 绝热段的温度上升有明显延迟。这是因为在磨削过程中, 热管启动, 蒸发段内部工质发生相变, 产生大量水蒸气, 水蒸气在蒸发段与冷凝段压差作用下携带热量经绝热段快速迁移至冷凝段, 使得绝热段和冷凝段温度迅速升高; 而无热管时, 热量主要依靠砂轮基体热传导到达绝热段和冷凝段, 因此响应速度较低, 相对于有热管的情况有明显的迟滞现象。

观察图 10 中 $T_{c,i}$ 的变化趋势, 发现无热管冷凝段的温度不升反降, 这是由于冷凝段在高速旋转过程中与外界空气形成了强烈的对流换热, 而弧区的热量通过固体导热到冷凝段需要一定的时间, 在弧区热量到达冷凝段之前, 该处的温度必然出现下降趋势, 这一现象更加说明了, 当砂轮基体内部没有形成热管时, 磨削弧区的热量难以通过砂轮基体本身疏导出去, 进一步证实了热管强化换热的优势。

图 10 无热管磨削时内部测温点温度信号曲线

2.4.2 有无热管干磨削时磨削温度

为验证轴向旋转热管砂轮的换热效果, 对工件的凸面和凹面位置的弧区温度分别进行了监测, 如

图 11 和图 12 所示。

从图 11 工件凸面处磨削弧区温度信号可以看出, 使用轴向旋转热管砂轮磨削时, 工件凸面的弧区温度可控制在 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下; 无热管时, 工件凸面的弧区温度迅速上升至 $580\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这是因为干磨削时, 磨削弧区的热量通常分配在切屑、工件和砂轮上。由于成屑所消耗的能量是有限的, 而 TC4 钛合金的导热性差, 因此弧区的温度则主要取决于砂轮的“吸热”能力。采用轴向旋转热管砂轮磨削时, 弧区的热量能够及时通过热管疏导出去, 可有效控制磨削弧区的温度。当采用无热管成型砂轮进行干磨削时, 砂轮基体不具备强化换热能力, 磨削热量无法及时疏导而大量积聚, 导致磨削弧区的温度不断升高。

图 11 有无热管干磨削时工件凸面测温节点温度信号

图 12 为磨削过程中工件凹面所在的弧区温度。使用轴向旋转热管砂轮磨削时, 弧区的平均温度可控制在 $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下; 而采用无热管砂轮磨削时, 工件凹面的弧区温度大约为有热管时的两倍, 约 $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这一结果同样证实了轴向旋转热管有利于强化磨削弧区的换热效果, 有效控制磨削弧区温度。

图 12 有无热管成型磨削时工件凹面测温节点温度信号

2.4.3 磨削工件宏观形貌

图 13a 为无热管成型砂轮干磨削的工件实物。可以发现, 工件表面尤其是在磨削行程的后半段有明显变色现象, 同时伴有非常严重的挤压变形。产

生这一现象的原因是无热管砂轮磨削时，磨削弧区的热量不能够及时疏导，热量积聚引起弧区温度急剧升高，高温条件下工件表层出现明显变色。由于高温时切屑易粘附于砂轮工作面，造成砂轮堵塞，而被粘附的磨粒失去切削能力，在进一步的磨削过程中对工件表层滑擦挤压，导致工件表面发生严重的挤压变形；同时由于滑擦挤压的作用，磨削弧区的温度进一步升高，加剧了工件的变色现象。工件凸面处变色和挤压变形更为严重，这应该这是由于砂轮凹面处堵塞和粘附严重所致。而轴向旋转热管砂轮磨削后工件表面光滑、颜色一致，沿整个磨削方向和型面方向没有变色现象，如图 13b 所示。

图 13 有、无热管成型磨削后的工件

2.4.4 磨削工件表层金相组织

为了确认两种砂轮磨削后工件的表面质量，对不同位置的金相组织进行了分析。试样分别取自工件磨削行程末端(图 13a、13bA-A 截面位置)的凹面和凸面位置，如图 14 所示。

图 14 成型磨削 TC4 工件金相位置示意图

无热管成型砂轮干磨削后，工件凸面(图 15a)的金相组织出现了一层约 $50\text{ }\mu\text{m}$ 的“白层”，该区域

不存在任何晶粒和晶界组织。导致这一结果的原因在于磨削过程中，工件凸面所对应的弧区温度积聚，而钛合金的导热性差，磨削热主要集中在工件表层，导致工件表层的金相组织发生变化。这层变质层的产生会使得工件表面易产生剥落和疲劳裂纹等缺陷，严重影响工件的质量。虽然通过热电偶测到的工件凸面的弧区温度为 $580\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，该温度条件下并不会产生如此厚的变质层，但是由于该温度仅反映了测温节点所在位置的磨削温度，不能代表整个行程的温度；而金相试样取的是变色最为严重的 A-A 截面位置，故而推断，金相所在位置的磨削温度应远高于 $580\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。图 15b 为无热管砂轮干磨削工件凹面的金相组织，可以看出该处的金相组织没有明显的异常现象，与母材组织基本保持一致，这一现象说明了无热管砂轮磨削时工件沿成型面温度严重不均匀。

(a) 凸面表层金相组织

(b) 凹面表层金相组织

图 15 无热管成型砂轮磨削后工件表层金相组织

图 16 为轴向旋转热管成型砂轮干磨削后工件的表层金相组织，无论是凸面还是凹面，其表层金相组织均无明显变化，与母材组织基本保持一致，结合所测得的磨削温度，说明在此工艺条件下，轴向旋转热管能够有效疏导磨削弧区热量，避免磨削烧伤。

(a) 凸面表层金相组织

(b) 凹面表层金相组织

图 16 轴向旋转热管砂轮磨削后工件表层金相组织

3 在绿色制造中应用实例

当前,环境问题已经成为世界各国关注的热点,绿色制造、清洁生产已经成为制造业发展的必然趋势。在传统的成型磨削过程中,为了确保工件质量通常使用大量的冷却液。而冷却液的大量使用不仅会对环境造成严重的污染、对工人健康造成严重损害,同时也会造成大量的资源浪费^[24]。轴向旋转热管砂轮的研发为减少或避免使用冷却液以及简化生产工序提供了可能性。

图 17 对比了轴向旋转热管和传统冷却方式的磨削加工流程。从图 17a 可以看出在使用传统成型砂轮磨削时由于冷却液的使用,带来了诸如工件的清洁与防锈、冷却液的过滤处理、湿切屑的清洁回收等一系列复杂的后续处理。然而当使用轴向旋转热管砂轮磨削时(图 17b),由于热管可取代冷却液实现磨削换热,从而大大简化了加工过程和后续处理。在 $n=10\,000\text{ r/min}$, $v_w=80\text{ mm/min}$ 以及 $a_p=0.05\text{ mm}$ 条件下分别采用上述两种冷却方式开展磨削试验,由冷却液系统所产生的能源消耗和 CO_2 排放的如表 3 所示。其中采用冷却液冷却时,冷却液的浇注

速度分别为 20 m/s , 35 m/s 和 45 m/s 。结果表明使用冷却液冷却所造成的能源消耗随着浇注速度的增加由 $12\,500\text{ J}$ 增加至 $93\,750\text{ J}$,而相应的 CO_2 排放量由 $0.000\,32\text{ kg}$ 增至 0.24 kg 。

图 17 不同冷却方式下磨削过程对比

表 3 热管冷却方式与冷却液冷却方式能量消耗对比

冷却参数		普通冷却方式		轴向旋转热管	
冷却液速度/(m/min)	冷却液供给功率/W	冷却液供给消耗能量/J	CO_2 排放/kg	冷却液供给消耗能量/J	CO_2 排放/kg
45	500	93 750	0.024 000	0	0
35	300	45 000	0.011 000	0	0
20	100	12 500	0.000 322	0	0

然而,使用热管进行冷却时可以大大简化生产流程,从而成功将冷却液供给所带来的能源消耗和 CO_2 排放降为 0。因此,轴向旋转热管砂轮的研发将大大节约生产成本,并有望实现难加工材料的绿色制造。

4 结论

(1) 轴向旋转热管砂轮的启动过程类似于一阶系统的阶跃响应。从磨削开始到热管开始启动的时间约为 8 s ,从启动到稳定的时间约 55 s 。

(2) 轴向旋转热管砂轮的换热性能随着热流密度的升高而提高;在充液率为 84% 左右,轴向旋转热管砂轮的换热性能最佳;随着砂轮转速的提高,轴向旋转热管砂轮的换热系数由 $5\,000\text{ r/min}$ 时的 $4\,721\text{ W}/(\text{m}^2\text{ K})$ 迅速下滑至 $1\,300\text{ W}/(\text{m}^2\text{ K})$,降低了约 72.5% ,随着转速进一步提高到 $15\,000\text{ r/min}$,换热系数出现些许回升。

(3) 采用无热管砂轮干磨削时,工件凸面温度

达到 580 ℃ 以上, 工件表层出现了约 50 μm 的“白层”; 当采用轴向旋转热管砂轮干磨削时, 整个型面的温度均可控制在 80 ℃ 以下, 且工件表面质量完好, 表层晶粒组织无异常现象。

(4) 相比于普通的冷却液冷却方式, 轴向旋转热管换热技术可有效避免因冷却液浇注带来的能源消耗和 CO₂ 排放。轴向旋转热管砂轮有望在确保工件质量的前提下, 实现难加工材料的绿色制造。

参 考 文 献

- [1] MIAO Q, DING W F, KUANG W J, et al. Tool wear behavior of vitrified microcrystalline alumina wheels in creep feed profile grinding of turbine blade root of single crystal nickel-based superalloy[J]. *Tribology International*, 2010, 145: 106-144.
- [2] SHI Z, ELFIZY A, ATTIA H. An experimental study on grinding fir tree root forms using vitrified CBN wheels[J]. *Advanced Material Research*, 2014, 1017: 55-60.
- [3] MIAO Q, LI H N, DING W F. On the temperature field in the creep feed grinding of turbine blade root: Simulation and experiments[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 147: 118957.
- [4] SHI K N, LIU N, WANG S B, et al. Experimental and theoretical investigation of milling tool selection towards energy-efficient process planning in discrete parts manufacturing[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 104 (1-4): 1099-1107.
- [5] ABBAS A T. A general algorithm for profiling and dressing of complicated shape grinding wheels[J]. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 2004, 20: 313-327.
- [6] DENKENA B, GROVE T, SUNTHARAKUMARAN V. Porous metal bonds increase the resource efficiency for profile grinding[J]. *Procedia CIRP*, 2018, 69: 265-270.
- [7] DENKENA B, KOHLER J, WANG B. Manufacturing of functional riblet structures by profile grinding[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science & Technology*, 2010, 3(1): 14-26.
- [8] 徐九华, 张志伟, 傅玉灿. 镍基高温合金高效成型磨削的研究进展与展望[J]. *航空学报*, 2014(2): 351-360.
XU Jiuhua, ZHANG Zhiwei, FU Yucan. Study on high efficiency profile grinding of nickel-based superalloy[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2014(2): 351-360.
- [9] ROWE W B. Thermal analysis of high efficiency deep grinding[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2001, 41(1): 1-19.
- [10] WEBSTER J A, CUI C, MINDEK R B. Grinding fluid application system design[J]. *Annals of the CIRP*, 1995, 4(1): 333-338.
- [11] KIRSCH B. The impact of contact zone flow rate and bulk cooling on the cooling efficiency in grinding applying different nozzle designs and grinding wheel textures[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2017, 18: 179-187.
- [12] JAN C, BENJAMIN K, PETER H. Hydraulic design of a grinding wheel with an internal cooling lubricant supply[J]. *Production Engineering*, 2011, 5: 119-126.
- [13] GVINIASHVILI V K, WOOLEY N H, ROWE W B. Useful coolant flowrate in grinding[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2004, 44: 629-636.
- [14] 傅玉灿, 孙方宏, 徐鸿钧. 缓进给断续磨削时射流冲击强化磨削弧区换热的实验研究[J]. *南京航空航天大学学报*, 1999(2): 151-154.
FU Yucan, SUN Fanghong, XU Hongjun. Experimental investigation on impingement cooling efficiency in the grinding zone during creep feed intermittent grinding[J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics*, 1999(2): 151-154.
- [15] LI X, CHEN Z T, CHEN W Y. Suppression of surface burn in grinding of titanium alloy TC4 using a self-inhaling internal cooling wheel[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2011, (24): 96-101.
- [16] PAUL S, CHATTOPADHYAY A B. Determination and control of grinding zone temperature under cryogenic cooling[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, 36 (4): 491-501.
- [17] SILVA L R, BIANCHI E C, FUSSE R Y. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant-MQL in grinding[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47 (2): 412-418.
- [18] 傅玉灿, 陈佳佳, 赫青山, 等. 基于热管技术的磨削弧区强化换热研究[J]. *机械工程学报*, 2017, 53(7): 189-199.
FU Yucan, CHEN Jiajia, HE Qingshan, et al. Investigation of enhancing heat transfer in the grinding contact zone based on heat pipe[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 53(7): 189-199.
- [19] CHEN J J, FU Y C, HE Q S, ZHU Y B, ZHANG W. Experimental investigation on high-efficiency grinding of

- Inconel 718 with heat pipe grinding wheel[J]. *Machining Science and Technology*, 2017, 21(1): 86-102.
- [20] CHEN J J, FU Y C, GU Z B, Shen H F, He Q S. Study on heat transfer of a rotating heat pipe cooling system in dry abrasive-milling[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 115, 736-743.
- [21] JAEGER J C. Moving source of heat and temperature at sliding contacts[J]. *Proceedings of the Royal Society. New South Wales*, 1942, 76: 203-224.
- [22] RAMANATH S, SHAW M C. Abrasive grain temperature at the beginning of a cut in fine grinding[J]. *Journal of Engineering for Industry*, 1988, 110(1): 15-18.
- [23] 任敬心. 难加工材料的磨削[M]. 北京: 国防工业出版社, 1999: 126-128.
- REN Jingxin. Grinding of difficult to machine materials[M]. Beijing: National Defence Industry Press, 1999: 126-128.
- [24] DENKENA B, GROVE T, DITTRICH M A, SUNTHARAKUMARAN V. Porous metal bonds increase the resource efficiency for profile grinding II[J], *Procedia CIRP*, 2019, 80: 114-119.
-
- 作者简介: 陈佳佳, 女, 1988 年出生, 博士, 讲师。主要研究方向为绿色加工。
E-mail: Jiajiachen@njfu.edu.cn
- 傅玉灿(通信作者), 男, 1972 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为高效精密加工。
E-mail: yucanfu@nuaa.edu.cn