

## 硬脆性材料在磨削过程中的热瞬态仿真分析

杨 林, 谢晓光

(中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033)

**摘 要:** 硬脆性材料在磨削过程中的加工质量和效率成为目前制约硬脆性材料应用的主要问题之一, 如何在加工工艺环节提高生产效率和加工质量成为亟待解决的问题, 制约问题解决的主要原因是加工效率在很大程度上会引起加工质量变差, 在提高加工效率的同时保证良好的加工质量极其困难。主要从影响加工质量的因素之一磨削温度入手, 以硬脆性材料中的碳化硅、氧化铝为例, 利用有限元分析软件对硬脆性材料的磨削过程进行热瞬态分析, 分析了在不同的磨削加工参数(砂轮转速、磨削深度和工件速度)即不同加工效率时大口径碳化硅工件和氧化铝工件的最高温度及其变化曲线, 并横向对比了氧化铝材料和碳化硅材料在同等磨削加工参数时的磨削热状态。针对性地研究了硬脆性材料在磨削加工过程中的一些特性, 为硬脆性材料的加工工艺提供参考。

**关键词:** 热瞬态分析; 硬脆性材料; 磨削热; 加工参数

中图分类号: TH-16 文献标志码: A 文章编号: 1007-2276(2014)S-0169-08

## Transient thermal analysis for grinding fabrication of hard and brittle material

Yang Lin, Xie Xiaoguang

(Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, China)

**Abstract:** One of the major problems that restricts the widely use of hard and brittle materials is the quality and efficiency of fabrication. To deal with this, improving fabrication efficiency and quality of hard and brittle materials needs to be quickly solved. To a large extent, high efficiency could imply the quality may get worse. Keeping up high efficiency and good quality seems to be contradictory in the meantime. Since the grinding thermal situation was one of the key elements that could affect the fabrication quality, this article aims to analyze the thermal situation in the process of fabrication of carbon dioxide and aluminum oxide by studying the relationships between grinding temperature and grinding parameters which include grinding wheel linear velocity, grinding depth and workpiece speed. In the meanwhile, it compared the thermal results between carbon dioxide and aluminum oxide in purpose of providing useful information and reference for fabrication.

**Key words:** transient thermal analysis; hard and brittle material; grinding heat; grinding parameters

收稿日期: 2014-10-10; 修订日期: 2014-11-15

基金项目: 国家 863 计划(2012AA121502)

作者简介: 杨林(1989-), 男, 工程师, 主要从事空间机电方面的研究工作。Email: yanglincas@163.com

## 0 引言

大口径非球面光学元件是激光核聚变装置、大口径天文望远镜、卫星遥感系统、IC 光刻装置等系统中的核心部件,其口径尺寸和表面质量严重影响并制约着其在相关领域的应用和发展<sup>[1]</sup>。近年来,随着一批国家重大工程及国防尖端技术研究的开展,对大口径非球面光学元件( $\Phi 400$  mm 以上)提出了极大的需求,要求其口径越来越大,表面质量越来越高。例如美国国家点火装置(NIF),在其光学系统内,需要约 7 500 件  $420$  mm $\times$  $420$  mm 以上尺寸的大型光学元件<sup>[2-3]</sup>;而在建的欧洲特大天文望远镜(E-ELT),其主镜直径达到  $39.3$  m,由近 800 块  $1.4$  m 宽的镜片拼接而成<sup>[4]</sup>。这对大型超精密光学元件的制造技术提出了严峻的挑战,如何在满足精度要求的前提下尽可能高效、稳定的生产大型超精密光学元件,各国家均就此展开了相关研究,如何在加工工艺环节提高生产效率和加工质量成为亟待研究和解决的问题。

光学元件一般由硬脆性材料加工制造。主要包括碳化硅,氧化铝,氮化硅等,这类材料具有传统金属材料所不具备的优势,比如强度高,耐高温,硬度高,热强性高,能承受复杂应力及耐腐蚀等,凭借一系列优良的机械物理性能,硬脆性材料在航空、航天、光学领域得到了广泛的应用。

硬脆性材料传统的加工过程主要包括磨削成形、研磨和抛光这几个步骤,由于研抛过程需要进行反复的加工与检测,而且其材料去除率很低,这将导致加工周期过长,往往需要花费上百小时甚至是更长的时间,这对于光学领域的重大工程如对地观测系统,天文台观测系统等涉及上千块大型非球面元件的工程来说是不能接受的<sup>[5-6]</sup>。如何提高磨削阶段的加工效率,对于提高硬脆性材料的加工经济性有很重要作用。

硬脆性材料的硬度高而韧性不足,所以磨削时的抗力很大,使得对它的磨削加工层的厚度受到特定条件的约束,优良的耐磨性意味着硬脆性材料的切削加工性很差,生产效率低下,生产成本低。其次,硬脆性材料元件对应力和损伤十分敏感,由于其自身的硬脆性特点,在加工过程中容易产生变形层、表

面和亚表面损伤、材料粉末化、模糊表面、残余应力等缺陷<sup>[7]</sup>,严重影响光学元件的质量,进而影响其功能性。因此,在较大尺寸范围上保证光学元件的面形精度,表面粗糙度,表面和亚表面的完整性是非常困难的,这是加工过程中的难点之一。如何设法提高硬脆性材料的加工效率,降低生产成本,改善表面质量,提高产品生产质量和可靠性,已经成为该领域的重点研究内容<sup>[8]</sup>。这就迫切需要对硬脆性材料加工过程有更加深入的认识。

## 1 磨削热影响

磨削加工时,大部分能量转化为热,使得磨削区的温度升高,而磨削温度对加工零件的表面质量和砂轮磨粒的切削性能有很大的影响。大尺寸非球面光学镜片的检测有几个关键的特征,主要包括表面和亚表面完整性,表面粗糙度,面型精度等。当磨削温度较高时,会使零件表面产生热应力并最终产生残余拉应力,甚至产生裂纹。为了得到良好的表面和亚表面完整性,需要考虑表面和亚表面裂纹的产生机理,目前一致认为,影响表面和亚表面完整性的主要是磨削热和磨削力两大因素。磨削力过大,直接作用到光学元件表面,会形成表面裂纹甚至是亚表面裂纹,磨削热过高,在磨削液的冷却下,会形成热应力进而产生残余拉应力,当应力超过工件强度极限时,会产生裂纹,这会直接影响表面和亚表面完整性。

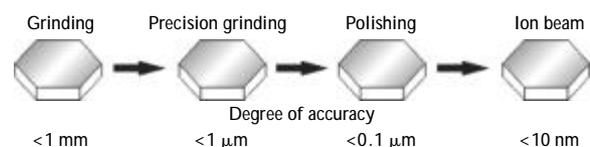


图 1 超精密大口径非球面元件加工过程<sup>[9]</sup>

Fig.1 Process of ultra-precision large dimension glasses

无论是磨削热还是磨削力,都会直接受到砂轮转速,工件速度,磨削深度,冷却方式等因素的影响。选择合适的磨削参数和加工条件,并从理论层面分析磨削机理是研究超精密磨削的主要任务。

目前由于硬脆性材料的广泛应用,对于硬脆性材料的研究也逐渐增多。作为磨削过程中重要的物理现象,磨削温度直接影响砂轮寿命、加工成本、生产率和加工质量。较高的磨削温度会引起磨削表面的热损伤,在零件表面产生变质层,从而严重影响零

件的使用性能。分析典型硬脆性材料磨削温度的特点和规律及影响因素有重要意义。

磨削加工的大部分热量转化为热,使磨削区的温度升高,而磨削温度对被加工零件的表面质量和砂轮磨粒的切削性能有很大的影响。当磨削温度较高时,会使零件表层组织发生变化,出现磨削烧伤。当瞬时温度升高到一定程度时,在磨削和冷却过程中会形成热应力,使被磨削零件表层产生较大的残余应力,对于硬脆性材料碳化硅、氧化铝来说,可能会因此产生表面和亚表面损伤。较高的磨削温度也会影响零件的尺寸精度和形状精度。另外,磨削温度过高时,磨粒硬度会大大下降,且磨粒与被磨削材料之间会产生粘结磨损和扩散磨损,会使磨粒快速钝化,失去原有的切削能力。因此研究磨削区温度场及磨削区温度分布具有重要的意义。

对于磨削热瞬态分析,主要分为实验测试和仿真分析。实验测试可以更多地考虑到加工过程中的实际情况,包括环境温度变化、磨削液的冷却效应以及材料缺陷等因素的影响,广泛应用的测试方法是在工件上开槽,将热电偶埋入工件,并进行磨削,当砂轮与工件开始接触时,在线测量实际磨削温度。这种方法的弊端在于:一不能准确描述磨削接触区域磨削温度;二破坏材料;三改变了工件与砂轮接触区的接触情况,与实际不符。因此,这更凸显了仿真分析的重要性。

## 2 热分析理论基础

一般认为,磨削热主要源自磨粒与工件之间的摩擦和磨屑的剪切变形。硬脆性材料则有所不同,磨削硬脆性材料的磨削热主要来自于摩擦和显微塑性变形。磨削硬脆性材料时所消耗的功率通过摩擦和显微塑性变形几乎全部转化为磨削热功率  $Q$ , 形成新生表面能、储存在系统的弹性能只占磨削功率的极小部分。因此磨削功率为<sup>[9]</sup>:

$$Q = F_r \cdot v_s \quad (1)$$

同时,磨削功率在转化为热能时,也有一部分转化为动能。

$$Q_d = \frac{a_p \cdot v_w \cdot \rho \cdot v_s^2}{2l_s} \quad (2)$$

显然磨削过程中凡是使得磨削力增大的因素,

在砂轮速度保持不变下,都将会使磨削热功率增加。同时,影响磨削过程中摩擦状态的因素也将对磨削热功率的大小产生影响。

在磨削硬脆性材料时,磨削区的热流密度大小为:

$$q_t = \frac{Q_s \cdot Q_d}{bl_s} \quad (3)$$

式中:  $b$  为磨削区宽度;  $l_s$  为磨削区接触弧长。

一般情况下,认为磨削热的发热功率系数为 0.5,即:

$$q_t = \frac{0.5F_t v_s}{bl_s} \quad (4)$$

注意,这里的热流密度不仅传入了工件,也传入了砂轮。确定磨削热传入工件与传入砂轮的分配比是非常复杂的问题,通常有以下两种方法。

### (1) 按照经验确定

根据现有的大量实验数据和分析,认为在磨削加工硬脆性材料时,由于剪切变形极少发生,摩擦和显微塑性变形作为硬脆性材料磨削热的主要热源,将有 90% 传入工件<sup>[9]</sup>。

### (2) 理论模型推导

一般认为在实际加工过程中,磨削热主要传给工件、砂轮、磨屑、磨削液。可以表示为:

$$Q = Q_s + Q_w + Q_l \quad (5)$$

式中:  $Q$  为总热量;  $Q_s$  为传入砂轮的热量;  $Q_w$  为传入工件的热量;  $Q_l$  为磨削液带走的热量。

其中关于磨削液对磨削区的影响,学者 Des Ruisseaux 研究发现对于典型的 Pelect 数和对流换热系数,在接触区域并不会发生明显的对流换热,磨削液的作用主要体现在非接触区域。同时,Howes 发现在磨削区当磨削温度超过冷却液的沸腾温度时,磨削液甚至会对冷却产生负面影响。因此在精密磨削时,可以认为<sup>[9]</sup>:

$$R_w + R_s \approx 1 \quad (6)$$

$$R_w = \frac{\lambda_w}{\lambda_w + \lambda_s} \quad (7)$$

式中:  $R_w$  为传入工件的热量比;  $R_s$  为传入砂轮的热量比;  $\lambda_w$  为工件导热系数;  $\lambda_s$  为砂轮导热系数。

由于砂轮是一种非均质多相复合材料,计算砂轮的导热系数比较复杂。在文中,将砂轮认为是粘剂剂和金刚石的两相混合物,结合剂一般为青铜粉。麦克斯韦研究了两相混合物的导热系数计算公式:

$$\lambda_s = \lambda_1 \left[ \frac{1+2x-2\phi(x-1)}{1+2x+\phi(x-1)} \right] \quad (8)$$

式中:  $\lambda_1$  为结合剂导热系数;  $x$  为金刚石导热系数与结合剂导热系数之比;  $\phi$  为金刚石磨粒体积系数。

### 3 有限元仿真分析

在施加热载荷时, 必须考虑实际的工作状况。在磨削加工时, 磨削热主要产生于砂轮与工件的磨削接触面, 实际加工过程中, 砂轮与工件固定表面的接触时间很短, 随着工作台的移动, 砂轮与工件的接触弧也在移动, 这不仅影响热载荷的加载方式, 同时也影响热对流的加载方式。

仿真实验中采用的材料为氧化铝和碳化硅, 这两种材料在仿真实验中所用到的参数均为理想化的平均值, 同时认定材料是没有缺陷, 且性质为各向同性, 这与将来的工艺实验的状况也不太相同。在进行误差分析时, 需要考虑到这些实际情况。

在仿真磨削时, 根据将要研发的机床的功能参数, 设定仿真时所用的磨削深度, 砂轮转速, 工件速度, 磨削液等。据此, 可以在机床研发之后, 进行工艺实验时, 对现有的仿真模型进行验证和完善, 对将来的大型非球面镜片工艺仿真研发建立基础并提供一定的参考指导。

为了模拟实际工作状态, 在使用 ANSYS 软件时, 选择了瞬态热分析的方式。热载荷在工件表面不断移动, 载荷的大小默认为均匀不变的, 由于实际加工在连续移动, 体现在有限元软件分析时, 采用的是紧密离散化, 即将单元格的尺寸尽量缩小, 每次热源向前一步, 原有施加热密度的单元格自然死亡, 并在死亡的单元格引入热对流载荷。这是由于在磨削加工中, 磨削液所起到的对流换热效用并不会直接进入到了砂轮与工件的接触弧上, 只有当砂轮向前移动或工件移动, 热对流载荷才会施加到非接触区域。

热对流的加载方式也较为复杂。同样的, 在实际加工中, 工件支撑在工作台上, 在磨削加工开始时, 首先打开冷却液覆盖整个工件表面, 工件下表面与工作台紧密结合, 并不会引入热对流载荷, 如果是真空吸附工作台, 一般引入空气对流换热系数, 这远远小于磨削液起到的对流换热效果。

当砂轮与工件开始接触时, 接触区域的对流换

热载荷被热密度载荷所取代, 即首先要消除该接触弧区域的热对流载荷, 并施加热密度载荷。当砂轮在工件上不断移动时, 原有在热密度载荷施加区域不断变为热对流载荷施加区域, 从而完成对实际工作状况的模拟。

氧化铝在热源载荷影响下, 当对流换热系数为  $12\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  时, 轮在氧化铝工件表面随着加工过程而不断移动, 热密度载荷也在随之移动, 但是大小基本不变。最高温度点及热云图的中心也随之变化。在热载荷移动的同时, 待磨削加工表面成为磨削加工表面, 磨削加工表面又成为已磨削加工表面, 对流换热系数也在这些表面上发生着变化。只有当砂轮移开, 磨削加工表面才会施加对流换热系数。

在仿真过程中使用的参数如下。

表 1 仿真参数

Tab.1 Simulation parameters

Name	Value
$v_s/\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	30-50
$v_w/\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$	700-2 500
$ap/\mu\text{m}$	5-60
$H[\text{h}(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})]$	200
Wheeldimension/mm	350×25×5
Grading of wheel	120/140
Viscosity of wheel	150%
Size of grain/ $\mu\text{m}$	150
Structure number	5
Material	$\text{Al}_2\text{O}_3, \text{SiC}$
Workpiece size	400 mm×400 mm×40 mm

其中,  $v_s$  指的是砂轮速度,  $v_w$  指的是工件的进给速度,  $ap$  指的是磨削深度,  $H$  指的是对流换热系数。

在硬脆性材料的仿真磨削过程中, 磨削参数, 砂轮参数及性质, 工件几何尺寸和特性对于最终的仿真结果都有很大影响, 因此在仿真实验前, 必须对所有的参数进行统一。

砂轮转速变化时, 当磨削深度  $ap=20\ \mu\text{m}$ , 工件速度  $V_w=1\,500\text{ mm}/\text{min}$ 。观察砂轮速度在  $40\text{ m}/\text{s}$ ,  $44\text{ m}/\text{s}$ ,  $50\text{ m}/\text{s}$  时磨削温度的变化, 如图 2 所示。选择  $0.5\text{ s}$  时的某固定节点 A (2, 2, 2) 的温度变化进行对比。

图 2 为 A 点温度变化趋势, 温度是先升高, 到达峰值后, 不断降低, 并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 2 所示。

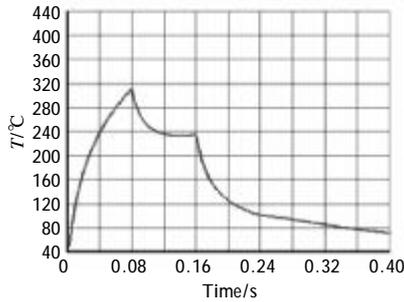


图 2 砂轮转速变化时 A 点的温度变化曲线

Fig.2 Change temperature curve of aluminum dioxide in position A under different wheel linear velocity

表 2 氧化铝工件砂轮转速与温度仿真结果

Tab.2 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different wheel linear velocity

$v_s/m \cdot s^{-1}$	Max temperature/ $^{\circ}C$	Other parameters
40	325	$ap=20 \mu m,$ $V_w=1\ 500\ mm/min$
44	274	
50	235	

实验之前,根据对磨削过程的初步认识,砂轮转速越高,发热量也应该越大,温度也应该相应增大,然而在仿真实验后,发现磨削温度不仅没有增加,反而开始下降。分析这个原因,可以得出以下结论:砂轮转速增加,在其他参数不变的条件下,相当于砂轮每转一周,切削掉的磨屑体积是减小的,根据体积能原理可以得出,消耗的摩擦能量也是相应减小的,所以砂轮的磨削能是降低的,温度也随之降低。

在最初阶段,A点的温度都是急剧上升,达到峰值后,开始下降,并在某一时间段内,保持不变,然后继续下降至室温。热密度载荷在工件速度和磨削深度不变的情况下,砂轮转速越高,则热密度载荷越大,对应的磨削温度峰值也就越高。

分析变化曲线,当热密度载荷施加到工件上,热量开始积累,温度自然会升高到一个最高值,随着热密度载荷的移开,并通过热传导对改点持续施加较小载荷,当与外界的对流换热系数达到平衡时,自然会出现短暂的平衡期即温度保持不变,当热载荷逐渐移开到更远位置,对流换热成为了主体行为,温度继续下降,保持在室温达到稳态。

磨削深度变化时,  $V_s=50\ m/s, V_w=1\ 500\ mm/min,$

磨削深度在  $20\ \mu m, 25\ \mu m, 30\ \mu m$  时,磨削温度的变化如图 3 所示。

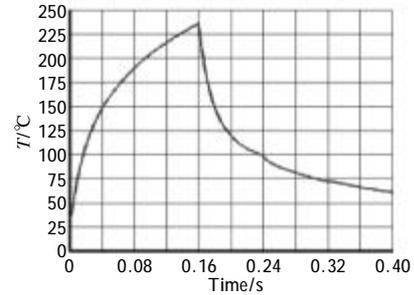


图 3 磨削深度变化时 A 点温度变化曲线

Fig.3 Change temperature curve of aluminum dioxide in position A under different grinding depth

图 3 为 A 点温度变化趋势,温度是先升高,到达峰值后,不断降低,并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 3 所示。

表 3 氧化铝工件磨削深度与温度仿真结果

Tab.3 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different grinding depth

$ap/\mu m$	Max temperature/ $^{\circ}C$	Other parameters
20	240	$V_s=50\ m/s,$ $V_w=1\ 500\ mm/min$
25	265	
30	300	

分析所得数据,在不同磨削深度时,热密度载荷的大小不同。磨削深度越大,则热密度载荷越高,对应的磨削温度峰值也就越高。在温度下降阶段,同样的出现了一个平台期,表面热密度载荷的增加量不断减小,与对流换热系数的散热效率达到了一个平衡值,很快这种平衡随着热载荷移动到更远距离而被打破,温度继续下降至室温。

工件速度变化时,  $V_s=50\ m/s, ap=20\ \mu m$ 。工件速度在  $1\ 000\ mm/min, 1\ 400\ mm/min, 1\ 600\ mm/min$  时,磨削温度的变化如图 4 所示。

图 4 为 A 点温度变化趋势,温度是先升高,到达峰值后,不断降低,并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 4 所示。

随着工件速度的提高,最高温度点的峰值也不断升高。当工件移动速度增加时,砂轮每转一周切除的平均切屑体积在增加,因而磨削能也增加,相应

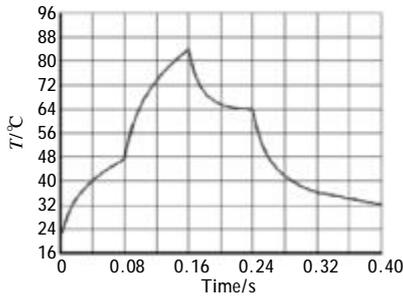


图 4 工件速度变化时 A 点变化曲线

Fig.4 Change temperature curve of aluminum dioxide in position A under different workpiece speed

表 4 氧化铝工件速度与温度仿真结果

Tab.4 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different workpiece speed

$v_s/m \cdot s^{-1}$	Max temperature/ $^{\circ}C$	Other parameters
1 000	90	
1 400	200	$V_s=50 \text{ m/s}$ , $a_p=20 \mu\text{m}$
1 600	310	

地,热密度载荷变大,在其他条件保持不变的情况下,磨削温度有了较大的升高。在温度曲线下降阶段,同样出现了温度平台期。

碳化硅在热源载荷影响下,热分布云图与氧化铝类似。随着砂轮在工件表面的移动,热密度载荷也在不断移动。最高温度点及热云图的中心也随之变化。在热载荷移动的同时,待磨削加工表面成为磨削加工表面,磨削加工表面又成为已磨削加工表面,对流换热系数也在这些表面上发生着变化。只有当砂轮移开,磨削加工表面才会施加对流换热系数。

砂轮转速变化时  $a_p=20 \mu\text{m}$ ,  $V_w=1\ 500 \text{ mm/min}$ 。砂轮转速在 40 m/s, 44 m/s, 50 m/s 时,碳化硅的热云图及 A 点温度变化曲线情况如图 5 所示。

图 5 为 A 点温度变化趋势,温度是先升高,到达峰值后,不断降低,并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 5 所示。

温度变化趋势与之前氧化铝的分析大致相似,碳化硅的磨削温度也是在其他参数条件不变时,随着砂轮转速的增加而减小,这可以用磨削能的概念来解释,即砂轮每转一周,切除的工件切屑体积相比

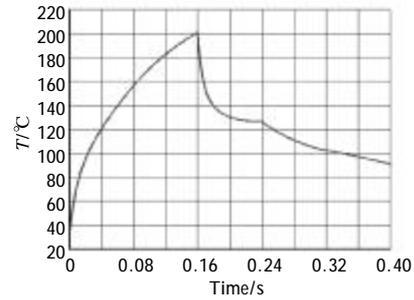


图 5 砂轮转速变化时 A 点温度变化曲线

Fig.5 Change temperature curve of silicon carbide in position A under different wheel linear velocity

表 5 碳化硅工件砂轮转速与温度仿真结果

Tab.5 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different wheel linear velocity

$v_s/m \cdot s^{-1}$	Max temperature/ $^{\circ}C$	Other parameters
40	200	
44	205	$a_p=20 \mu\text{m}$ , $v_w=1\ 500 \text{ mm/min}$
50	140	

转速低时减小了,磨削能的消耗也减小,因此温度降低。此外,转速的增大,更利于砂轮与磨削液的快速浸润,达到良好的散热效果。这也是温度降低的另一个原因。

分析文中的数据,在最初阶段 A 点的温度都是急剧上升,达到峰值后,开始下降,并在某一时间段内,保持不变,然后继续下降至室温。在工件速度和磨削深度不变的情况下,砂轮转速越高,则热密度载荷越大,对应的磨削温度峰值也就越高。

分析变化曲线,当热密度载荷施加到碳化硅工件上,热密度载荷保持不变,在时间上积分,总体热量开始积累,温度自然会升高到一个最高值,随着热密度载荷的移开,虽然有持续的热密度载荷通过热传导对 A 点持续施加,但数值较小,当与外界的对流换热系数达到平衡时,会出现短暂的平衡期即图中所示的平台期,这时温度基本保持不变,但当热载荷逐渐移开到更远位置,对流换热成为了热运动主体行为,温度将继续下降,直至室温达到稳态。

当  $V_s=50 \text{ m/s}$ ,  $V_w=1\ 500 \text{ mm/min}$ , 碳化硅工件在磨削深度为  $20 \mu\text{m}$ ,  $25 \mu\text{m}$ ,  $30 \mu\text{m}$  时的热云图及 A 点温度变化曲线如图 6 所示。

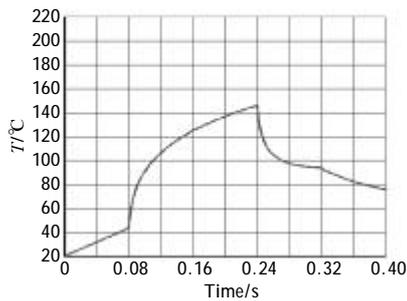


图 6 磨削深度变化时 A 点温度变化曲线

Fig.6 Change temperature curve of silicon carbide in position A under different grinding depth

图 6 为 A 点温度变化趋势, 温度是先升高, 到达峰值后, 不断降低, 并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 6 所示。

表 6 碳化硅工件磨削深度与温度仿真结果

Tab.6 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different grinding depth

ap/ $\mu\text{m}$	Max temperature/ $^{\circ}\text{C}$	Other parameters
20	220	$V_s=50\text{ m/s}$ , $V_w=1\ 500\text{ mm/min}$
25	265	
30	295	

此时的温度变化趋势与氧化铝的磨削温度变化趋势大致相似, 也是在磨削深度增大时, 磨削温度增加, 只是增加的幅度略有不同。

分析可知, 在不同磨削深度时, 热密度载荷的大小不同。磨削深度越大, 热密度载荷越高, 对应的磨削温度峰值也就越高。在温度下降阶段, 同样的出现了一个平台期, 表面热密度载荷的增加量不断减小, 与对流换热系数的散热效率达到了一个平衡值, 很快这种平衡随着热载荷移动到更远距离而被打破, 温度继续下降至室温。

当砂轮工作参数  $V_s=50\text{ m/s}$ ,  $ap=20\ \mu\text{m}$ 。碳化硅工件速度为  $1\ 000\text{ mm/min}$ ,  $1\ 400\text{ mm/min}$ ,  $1\ 600\text{ mm/min}$  时, 工件热云图及 A 点温度变化曲线。

图 7 为 A 点温度变化趋势, 温度是先升高, 到达峰值后, 不断降低, 并最终稳定到接近环境温度的值。文中所关注的温度最高值仿真结果如表 7 所示。

随着工件速度的提高, 最高温度点的峰值不断升高。当工件移动速度变大时, 砂轮每转一周切除的

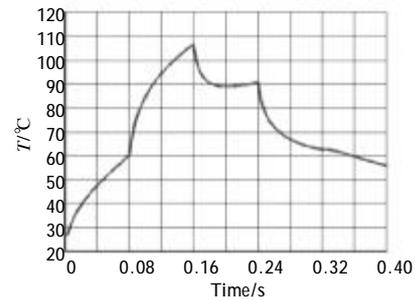


图 7 工件速度变化时 A 点温度变化曲线

Fig.7 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different workpiece speed

表 7 碳化硅工件速度与温度仿真结果

Tab.7 Simulation results of aluminum dioxide temperature under different workpiece speed

$v_w/\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$	Max temperature/ $^{\circ}\text{C}$	Other parameters
1 000	145	$V_s=50\text{ m/s}$ , $ap=20\ \mu\text{m}$
1 400	195	
1 600	245	

平均切屑体积在增加, 磨削能也就随之增加, 相应地, 热密度载荷变大, 在其他条件保持不变的情况下, 磨削温度有了较大的升高。在温度曲线下降阶段, 同样出现了温度平台期。图中显示 A 点的温度曲线变化与前两幅不同也是由于碳化硅比热容变化所引起。

前面两节对于氧化铝和碳化硅所作的分析获得的实验结果, 是比较接近目前大多数实验所实际测得的磨削温度的, 与任敬心编著的《磨削原理》中所采取的磨削温度实验结果较为接近。由于该课题设计研发的机床仍然处于研发当中, 后续的工作将继续完善该磨削温度仿真模型, 完成误差分析等工作。

## 5 结 论

通过对有限元仿真的结果分析可知, 氧化铝的磨削温度低于碳化硅的磨削温度。这与工件的导热系数、比热容等有关。

当砂轮速度增加时, 磨削温度反而降低。这与磨削力模型吻合, 原因是当砂轮速度增加, 砂轮每转一周磨削工件切屑的平均厚度却变小了, 因此产生的磨削热变小, 磨削温度也就随之变小。

当磨削深度增加时, 磨削温度也随之升高。这是

由于单位体积磨削能增高有关。

当工件速度增加时,磨削温度也变大。砂轮转速虽然不变,由于工件速度增加,单位时间内磨屑的体积也变大,因此磨削温度升高。

观察磨削温度的最高点可知,磨削温度的最高值出现在表层以下,这是因为表面与空气、砂轮、磨削液直接接触,温度传导较快。在表层下,温度难以及时散热,所以也就出现了最高温度点。这会产生残余应力,影响工件的表面质量,甚至有可能导致亚表面损伤。

通过比较氧化铝和碳化硅在同等磨削参数,即磨削深度,砂轮转速,工件速度均相同时,固定点 A 的温度峰值有所不同,可以得出,碳化硅的磨削温度是较低的,从这一点来说,碳化硅磨削加工性能更好。

#### 参考文献:

- [1] Jia Zhixin, Ai Dongmei, Zhang Qinhe, et al. Grinding technology of engineering ceramics[J]. Mechanical Engineering Materials, 2000(1): 1-4.(in Chinese)  
贾志新,艾冬梅,张勤河,等.工程陶瓷材料加工技术现状[J].机械工程材料,2000(1):1-4.
- [2] Atherton Lj. Optics for the national ignition facility [C]// ICOXVIII 18th congress of the International Commission for Optics. International Society for Optics and Photonics, 1999: 250-251.
- [3] Lu Zhenwu, Liu hua, Li Fengyou. Aspheric surface testing with CGH on curved surface [J]. Optics and Precision Engineering, 2004, 12(6): 555-557.(in Chinese)
- [4] Cen Zhaofeng, Li Xiaotong, Zhu Qihua. Stray light analysis for optical system [J]. Infrared and Laser Engineering, 2007, 36(3): 300-304.(in Chinese)  
岑兆丰,李晓彤,朱启华.光学系统杂散光分析[J].红外与激光工程,2007,36(3):300-304.
- [5] Zhang Nan, Lu Zhenwu, Li Fengyou. Optical system design for diffractive telescope[J]. Infrared and Laser Engineering, 2007, 36(1): 106-108.(in Chinese)  
张楠,卢振武,李凤有.衍射望远镜光学系统设计[J].红外与激光工程,2007,36(1):106-108.
- [6] Song Yanfeng, Shao Xiaopeng, Xu Jun. Research on off-axis three-mirror optical system [J]. Infrared and Laser Engineering, 2008, 37(4): 706-709.(in Chinese)  
宋岩峰,邵晓鹏,徐军.离轴三反射镜光学系统研究[J].红外与激光工程,2008,37(4):706-709.
- [7] He WenFang, Wang Cheng, Yang Wenbing. Pattern matching based on chaos genetic algorithm [J]. Infrared and Laser Engineering, 2003, 32(1): 13-16. (in Chinese)  
何仁芳,王乘,杨文兵.基于混沌遗传算法的图像匹配[J].信息处理,2003,32(1):13-16.
- [8] Ohmori H, Nakagawa T. Mirror surface grinding of silicon wafers with electrolytic in-process dressing [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 1990, 39(1): 329-332.
- [9] Ren Jingxin, Kang Renke. Technology of Difficult-to-Machine Material[M]. Beijing: Electrical engineering publisher, 2011: 310-320. (in Chinese)  
任敬心,康仁科.难加工材料磨削技术[M].北京:电子工业出版社,2011:310-320.