

表面质量控制及检测

# 基于环形非均匀热源的磨削温度场 建模与实验研究

李晓强<sup>1,2</sup>, 戴士杰<sup>1,2</sup>, 张慧博<sup>1,2</sup>

(1.河北工业大学 a. 省部共建电工装备可靠性与智能化国家重点实验室 b. 机械工程学院, 天津 300130; 2.河北省机器人感知与人机融合重点实验室, 天津 300130)

**摘要:** **目的** 解决杯形砂轮平面磨削复合材料时的热损伤及温度实时监测困难等问题, 对磨削温度场的动态变化规律进行相关研究。**方法** 通过分析杯形砂轮平面磨削时材料的去除机理, 在柱坐标系下提出周向和径向呈不同函数分布的非均匀热源模型, 并基于该模型建立磨削温度场的数值模型用于预测磨削温度, 最后提出杯形砂轮平面磨削时磨屑带走热量所引起温度预测误差的计算方法。开展人工热电偶测温验证实验, 对比不同热源模型下的预测值和实验值, 验证非均匀热源及其温度场数值模型的准确性。**结果** 相较于均匀热源下的温度场, 非均匀热源下的温度场与实际温度场具有更高的吻合度, 将温度预测的误差从约 23%降低到 6.5%以下。**结论** 磨削深度对磨削温度具有较大的影响, 且在进行高效深磨的时, 为保证温度预测的精度, 需考虑磨屑带走热量所引起的误差。

**关键词:** 非均匀热源; 温度场数值模型; 表面磨削; 杯形砂轮; 复合材料

**中图分类号:** TG580.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)05-0343-11

**DOI:** 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.05.041

## Modeling and Experimental Study of Grinding Temperature Field Based on Annular Non-uniform Heat Source

LI Xiao-qiang<sup>1,2</sup>, DAI Shi-jie<sup>1,2</sup>, ZHANG Hui-bo<sup>1,2</sup>

(1.a. State Key Laboratory of Reliability and Intelligence of Electrical Equipment, b. School of mechanical engineering, Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China; 2.Hebei Key Laboratory of Robot Perception and Human-robot Interaction, Tianjin 300130, China)

**ABSTRACT:** The paper aims to solve the problems of thermal damage and difficulty in real-time temperature monitoring in surface grinding of composite materials by cup wheel and study the dynamic variation law of grinding temperature field. In this paper, by analyzing the material removal mechanism in surface grinding by cup wheel, a non-uniform heat source model under

收稿日期: 2019-05-06; 修订日期: 2019-08-25

Received: 2019-05-06; Revised: 2019-08-25

基金项目: 河北省自然科学基金 (F2017202243); 天津市自然科学基金 (18JCTPJC5700); 国家自然科学基金委员会与中国民用航空局联合基金项目 (U1433117)

Fund: Supported by the Natural Science Foundation of Hebei Province of China (F2017202243); Natural Science Foundation of Tianjin, China (18JCTPJC54700); National Natural Fund Committee and China Civil Aviation Administration Joint Fund Project (U1433117)

作者简介: 李晓强 (1991—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为复合材料的表面处理。

Biography: LI Xiao-qiang(1991—), Male, Master, Research focus: surface treatment of composite materials.

通讯作者: 张慧博 (1985—), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为空间动力学。邮箱: zhanghb@hebut.edu.cn

Corresponding author: ZHANG Hui-bo(1985—), Male, Doctor, Lecturer, Research focus: space dynamics. E-mail: zhanghb@hebut.edu.cn

引文格式: 李晓强, 戴士杰, 张慧博. 基于环形非均匀热源的磨削温度场建模与实验研究[J]. 表面技术, 2020, 49(5): 343-353.

LI Xiao-qiang, DAI Shi-jie, ZHANG Hui-bo. Modeling and experimental study of grinding temperature field based on annular non-uniform heat source[J]. Surface technology, 2020, 49(5): 343-353.

cylindrical coordinate system with different function distribution in circumference and radial direction was proposed. And based on this model, an numerical model of grinding temperature field was established to predict grinding temperature. Finally, a calculation method of temperature prediction error caused by heat carried away by debris was proposed. The validation experiments of thermocouple temperature measurement were carried out, and the predicted and experimental values under different heat source models were compared to verify the accuracy of the non-uniform heat source and its temperature field model. Compared with the temperature field under the uniform heat source, which under the non-uniform heat source was more agreement with the actual temperature field, and the error of temperature prediction was reduced from about 23% to within 6.5%. The experimental results show that grinding depth has a great influence on grinding temperature. To ensure the accuracy of temperature prediction, it is necessary to consider the error caused by heat carried away by debris during high efficiency deep grinding.

**KEY WORDS:** non-uniform heat source; numerical model of temperature field; surface grinding; cup wheel; composite

磨削是一种提高材料表面质量的有效方法,但是磨粒经过磨削区时,工件表面局部温度迅速上升,会形成瞬时热聚集现象。这种现象易造成工件烧伤、局部应力和裂纹,甚至加快砂轮的磨损。复合材料的耐热性能较差,钻削高温极易导致树脂软化、强度降低,对碳纤维的粘结能力降低,最终形成表面沟痕<sup>[1]</sup>,因此人们针对磨削温度进行了大量的研究。

在磨削温度场的研究过程中发现,热源模型会影响到温度场的分布。例如针对平行砂轮平面磨削,1942年Jaeger<sup>[2]</sup>提出矩形带状热源模型,并且通过解析法获得了磨削温度场。在实际的磨削接触面上,热源会随着切屑厚度的改变呈非均匀分布,于是1964年贝季瑶<sup>[3]</sup>提出了三角形热源模型。Mao<sup>[4]</sup>对磨削温度场和热量的分配进行了深入的理论分析,根据砂轮-工件的实际接触状态以及未变形切屑形态,将砂轮-工件的几何接触圆弧面假定为工件产生热源的平面,建立了沿热源面呈抛物线分布的热源模型。王德祥<sup>[5]</sup>创新地利用温度匹配法进行反传热分析,提出了已加工表面热源分布形状的计算方法。平行砂轮平面磨削热源模型如图1所示。

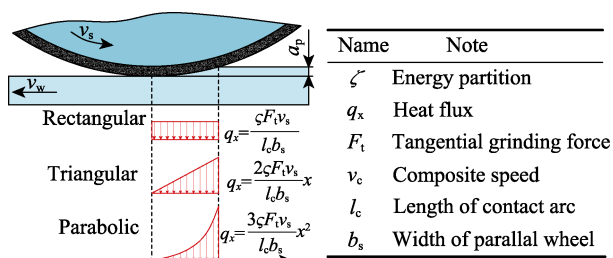


图1 平行砂轮磨削的热源模型

Fig.1 Heat source model of parallel wheel grinding

目前杯形砂轮平面磨削作为提高工件表面质量的有效途径之一,越来越受到人们的重视。杯形砂轮平面磨削时,工件与砂轮接触面大,散热效果差,热损伤更加明显,因此通过预测磨削温度,选择合理的磨削参数是非常重要的。目前针对杯形砂轮平面磨削所建立的温度场,都是基于均匀热源模型<sup>[6-8]</sup>。因此本文通过几何分析杯形砂轮平面磨削时砂轮和工件

的接触形态,将热源形状和热流密度分布规律相结合,建立了适用于杯形砂轮平面磨削的非均匀热源模型,并基于该非均匀热源建立温度场数值模型。

## 1 非均匀热源模型的建立

### 1.1 磨削热的产生

在磨削过程中,通过力传感器可以获得杯形砂轮平面磨削时的法向力  $F_n$  和切向力  $F_t$ 。磨削热主要来源于切向力做功,在磨削力研究中发现,切向力主要包括切削力、耕犁力和摩擦力,区域划分如图2所示。由于杯形砂轮磨削时的材料去除主要发生在前端面,因此前端面会产生切削力、耕犁力和摩擦力;而在砂轮的后端面,砂轮与工件接触,只产生摩擦力。因此切向力  $F_t$  被分成两部分:一部分是切削力和耕犁力,统称为  $F_c$ ,另一部分为摩擦力  $F_f$ ,见式(1)。

$$\begin{cases} F_f = \mu \cdot F_n \\ F_c = F_t - F_f \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $\mu$  为摩擦系数。磨削过程中产生的瞬时磨削热可以表示为:

$$Q_{ins} = (F_c + F_f) v_s = Q_{cutting} + Q_{friction} \quad (2)$$

式中:  $v_s$  为砂轮转速, m/s;  $Q_{cutting}$  和  $Q_{friction}$  分别是由切削力和摩擦力做功产生的瞬时热量, W。

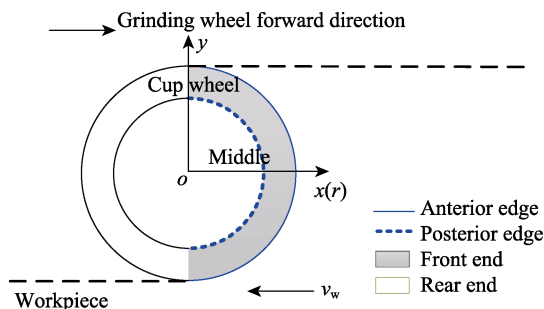


图2 端面区域划分

Fig.2 End area division

根据磨削条件的不同,试验表明,磨削热  $Q_{ins}$  中,进入工件的热量  $Q_w$  约占 60%~85%,进入砂轮

的热量  $Q_g$  约占 10%~30%，磨屑带走的热量  $Q_c$  约占 0.5%~30%，另有少部分  $Q_f$  以传导、对流和辐射形式散出<sup>[2,9]</sup>，如式(3)。

$$Q_{\text{ins}} = Q_w + Q_g + Q_c + Q_f \quad (3)$$

考虑到本研究复合材料磨削条件为干磨以及磨屑带走热量占比较小等因素，因此忽略磨屑和以传导等形式带走的热量，则：

$$Q_{\text{ins}} = Q_w + Q_g \quad (4)$$

工件和砂轮之间的热量分配率  $R_w$  可以依据 Hahn<sup>[10]</sup> 的模型表示为：

$$R_w = \frac{k_w}{k_w + k_g} \quad (5)$$

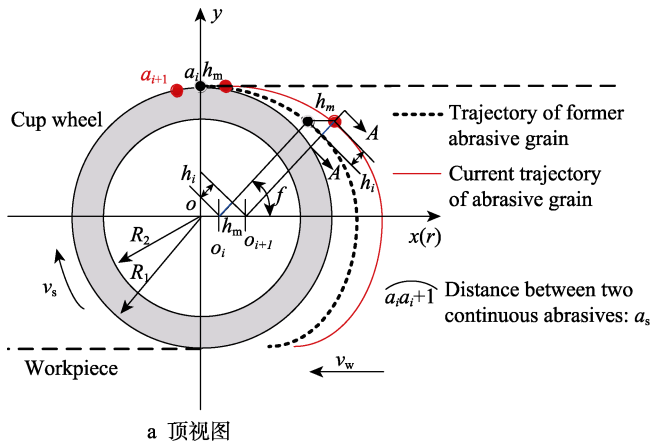
式中： $k_w$  和  $k_g$  分别是工件和砂轮的导热系数，可由式(6)、(7)求得：

$$k_w = V_f \lambda_f + (1 - V_f) \lambda_m \quad (6)$$

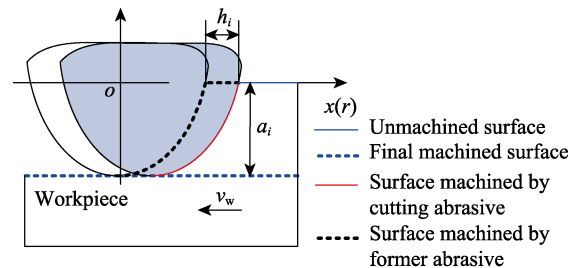
$$k_g = \lambda_r \left[ \frac{1 + 2x - 2V_d(x-1)}{1 + 2x + V_d(x-1)} \right] \quad (7)$$

式中： $V_f$  为纤维的体积分数； $\lambda_f$ 、 $\lambda_m$  分别为纤维和环氧树脂的导热系数； $x$  为结合剂导热系数与金刚石导热系数之比， $x = \lambda_r / \lambda_d$ ； $V_d$  为砂轮磨粒的体积分数。通过以上公式可以得到流入工件表面的热量为：

$$Q_w = Q_{\text{ins}} \cdot R_w = (Q_{\text{cutting}} + Q_{\text{friction}}) R_w \quad (8)$$



a 顶视图



b A-A视图

图3 未变形切削厚度几何分析

Fig.3 Geometric analysis of undeformed cutting thickness: a) top view; b) A-A view

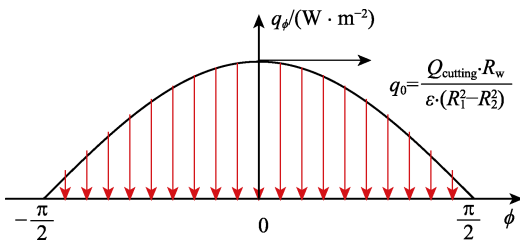


图4 切削热周向分布

Fig.4 Circumferential distribution of cutting heat

通过以上分析得到，在砂轮性能参数和磨削参数确定的时候，切削热在砂轮周向呈余弦函数分布。在极坐标系中，砂轮与工件的瞬时接触区域可用方程组

## 1.2 热源模型的建立

均匀热源模型的建立忽略杯形砂轮平面磨削时的实际工作机理，使得瞬时磨削热均匀地分布在磨削接触面上，其表达式为：

$$q = \frac{Q_{\text{ins}}}{A} = \frac{F_t v_s}{\pi(R_1^2 - R_2^2)} \quad (9)$$

式中： $R_1$ 、 $R_2$  分别为杯形砂轮的外半径和内半径。实际上，杯形砂轮平面磨削过程中，材料去除主要发生在砂轮前进方向的前端面，且在砂轮前进方向的中心区域，会产生较大的切削力，磨粒的负荷大于砂轮的左右端<sup>[11]</sup>，同时切削热的分布与磨削过程中砂轮和工件的接触形态有关<sup>[12]</sup>，如图3所示。对杯形砂轮平面磨削材料去除时未变形切削厚度进行周向分析，先后两连续磨粒参与磨削时，砂轮移动的距离为：

$$h_m = \frac{v_w \cdot a_s}{v_s} \quad (10)$$

式中： $a_s$  为连续磨粒之间的平均距离，其与砂轮的性能参数有关。如图4所示，瞬时切屑厚度随角度成余弦函数：

$$h_i = h_m \cdot \cos \phi = \frac{v_w \cdot a_s}{v_s} \cos \phi \quad (11)$$

(12)表示：

$$\begin{cases} x = r \cdot \cos \phi \\ y = r \cdot \sin \phi \end{cases}, r \in [R_2, R_1], \phi \in [0, 2\pi] \quad (12)$$

假设在杯形砂轮  $\phi=0^\circ$  截面上的切削热流为  $q_0$ ，而流入工件的切削热为  $Q_{\text{cutting}} \cdot R_w$ ，根据能量守恒定律可以得到：

$$Q_{\text{cutting}} \cdot R_w = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{R_1^2 - R_2^2}{2} \cdot \cos \phi \cdot q_0 d\phi \quad (13)$$

通过积分计算可得：

$$q_0 = \frac{Q_{\text{cutting}} \cdot R_w}{R_1^2 - R_2^2} \quad (14)$$

在杯形砂轮前端面任意角度截面上的切削热流  $q(\phi)$  可以用公式(15)表示并如图 4 所示。

$$q(\phi) = q_0 \cdot \cos \phi = \frac{Q_{\text{cutting}} \cdot R_w}{R_1^2 - R_2^2} \cdot \cos \phi, \phi \in \left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right] \quad (15)$$

杯形砂轮平面磨削在径向材料的去除机理类似于平行砂轮的外圆纵向磨削过程<sup>[13]</sup>。沿砂轮宽度方向, 可以将砂轮分成  $t$  阶工作台阶, 每一个工作台阶的宽度为  $s_i$ , 每一台阶的有效磨削深度为  $a_i$ , 各工作台阶有效磨削深度的关系以及与磨削深度的关系可以表示为:

$$a_1 > a_2 > a_3 > \dots > a_i, \sum_{i=1}^t a_i = a_p \quad (16)$$

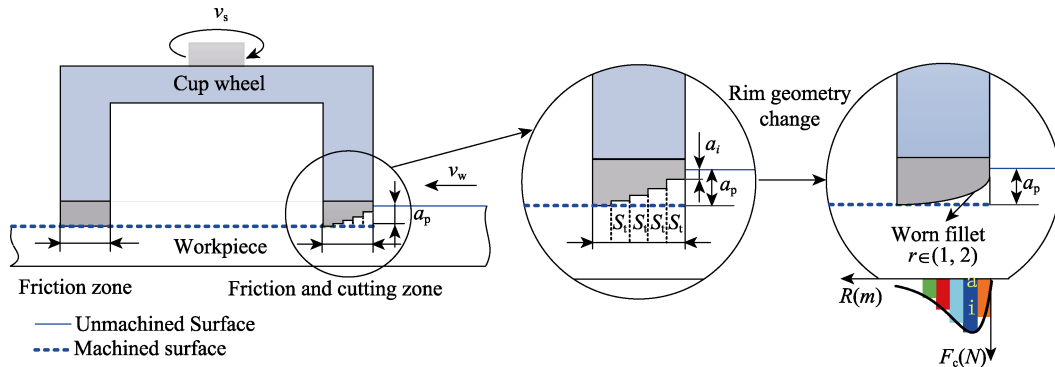


图 5 材料去除径向分析  
Fig.5 Radial analysis of material removal

式(17)为卡方分布函数, 其中  $c_0$  为比例系数,  $k$  为自由度。自由度为 2、3、4、8 的卡方分布如图 6a 所示。综合考虑以上杯型砂轮平面磨削的研究基础和积分计算过程的简化, 选择自由度  $k=4$  的卡方分布函数作为切削热流密度的径向分布, 如图 6b 所示。进一步做对称变换为:

$$f(r) = c_0 \cdot (R_1 - r) \cdot e^{-\frac{R_1 - r}{2}} \quad (18)$$

如图 6c 所示, 在  $\phi=0^\circ$  时, 矩形分布的面积表示为:

$$S_r = \frac{Q_{\text{cutting}} \cdot R_w}{R_1^2 - R_2^2} (R_1 - R_2) = \frac{Q_{\text{cutting}} \cdot R_w}{R_1 + R_2} \quad (19)$$

根据分布后热量不变的原理, 得到卡方分布的面积如图 6d 所示, 计算公式为:

$$S_c = \int_{R_2}^{R_1} c_0 \cdot 10^3 \cdot (R_1 - r) \cdot e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - r}{2}} dr \quad (20)$$

联立公式(19)和(20)得到:

$$c_0 = \frac{S_r}{\left[0.004 - (0.004 + 2R_1 - 2R_2) e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - R_2}{2}}\right] \cdot (R_1 + R_2)} \quad (21)$$

因此热流密度在  $\phi=0^\circ$  的径向分布函数为:

$$q(r) = \frac{10^3 \cdot Q_{\text{cutting}} \cdot R_w \cdot (R_1 - r) \cdot e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - r}{2}}}{\left[0.004 - (0.004 + 2R_1 - 2R_2) \cdot e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - R_2}{2}}\right] \cdot (R_1 + R_2)}, \quad r \in [R_2, R_1] \quad (22)$$

由此可见, 砂轮的磨损从前边缘移向后边缘, 且轮缘由于磨损会形成圆弧面<sup>[14-15]</sup>。当最大磨削量的位置移到接近后边缘的时候, 砂轮的工作表面对工件表面的粗糙度已不起改善的作用, 只是简单的修整工件表面。因此在砂轮前进方向的前边缘区域, 会产生相对较大的磨削力, 而在砂轮的后边缘区域磨削力较小<sup>[11]</sup>, 材料去除径向分析如图 5 所示。依据杯形砂轮平面磨削径向材料去除机理和磨削力分布, 切削热在砂轮前端面径向成卡方分布:

$$f(x) = c_0 x^{\frac{k}{2}-1} \cdot e^{-\frac{x}{2}} \quad (17)$$

由周向热通量公式(15)和径向热通量公式(22)可得切削热流密度在杯形砂轮前端面上的分布函数为:

$$q_c(r, \phi) = \frac{10^3 Q_{\text{cutting}} \cdot R_w \cdot \cos \phi \cdot (R_1 - r) \cdot e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - r}{2}}}{\left[0.004 - (0.004 + 2R_1 - 2R_2) e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - R_2}{2}}\right] \cdot (R_1 + R_2)}, \quad r \in [R_2, R_1], \phi \in \left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right] \quad (23)$$

磨削过程中, 杯形砂轮端面与工件表面完全接触, 因此将摩擦热视为均匀热源模型, 表示为:

$$q_f(r, \phi) = \frac{Q_{\text{friction}} \cdot R_w}{\pi(R_1^2 - R_2^2)}, r \in [R_2, R_1], \phi \in [-\pi, \pi] \quad (24)$$

将切削热模型(式 23)和摩擦热模型(式 24)进行叠加, 便可得到环形非均匀热源模型为:

$$q(r, \phi) = \begin{cases} \frac{10^3 \cos \phi \cdot (R_1 - r) \cdot e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - r}{2}}}{\left[0.004 - (0.004 + 2R_1 - 2R_2) e^{-10^3 \cdot \frac{R_1 - R_2}{2}}\right]} \cdot \frac{Q_{\text{cutting}} \cdot R_w}{R_1 + R_2} + \frac{Q_{\text{friction}} \cdot R_w}{\pi(R_1^2 - R_2^2)}, & r \in [R_2, R_1], \phi \in \left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right] \\ \frac{Q_{\text{friction}} \cdot R_w}{\pi(R_1^2 - R_2^2)}, & r \in [R_2, R_1], \phi \in \left[\frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2}\right] \end{cases} \quad (25)$$

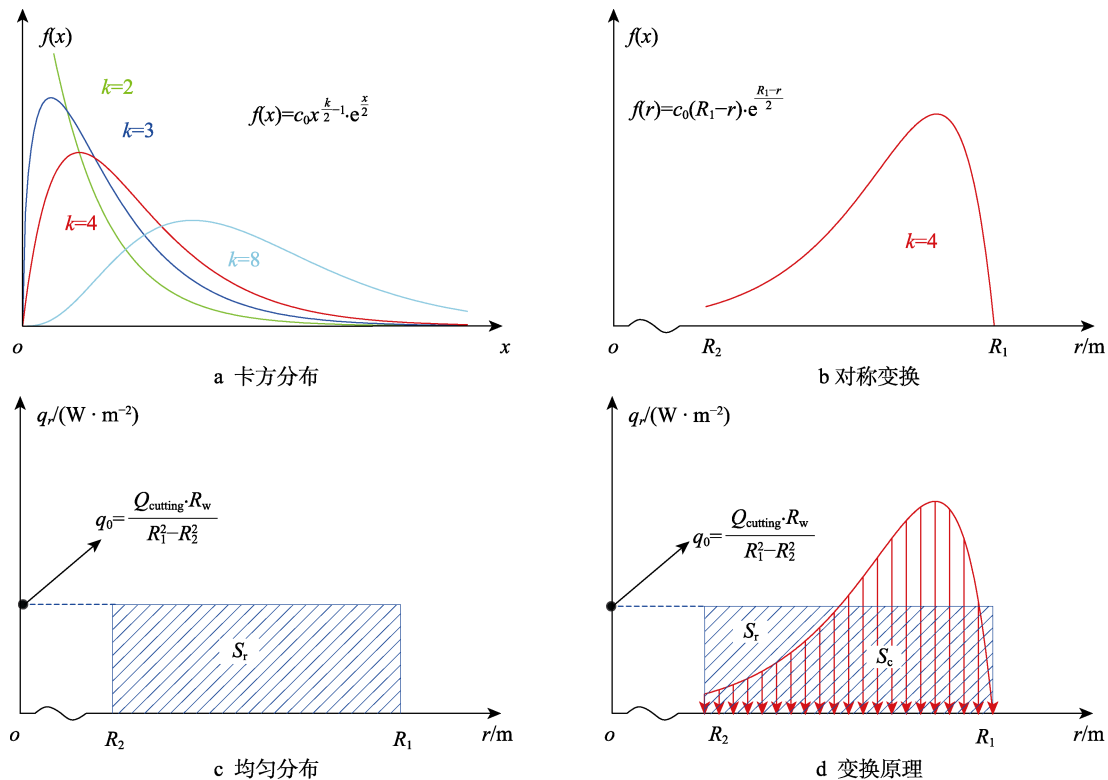


图 6 切削热径向分布

Fig.6 Radial distribution of cutting heat: a) chi-square distribution; b) symmetric transformation; c) uniform distribution transformation; d) conversion principle

式(25)可在 Matlab 中编程得到, 杯形砂轮平面磨削非均匀热源模型如图 7 所示。图 7 中显示, 磨削热流密度在杯形砂轮前端面的中间分布较大, 从中间到砂轮两侧逐渐减小, 同时从前边缘到后边缘先急剧增

大, 后逐渐减小, 而在砂轮的后端面均匀分布。杯形砂轮平面磨削时, 材料去除主要发生在前端面的前边缘, 所以磨削热大量集中在此处, 后端面起到修整作用, 会产生一定的摩擦热。

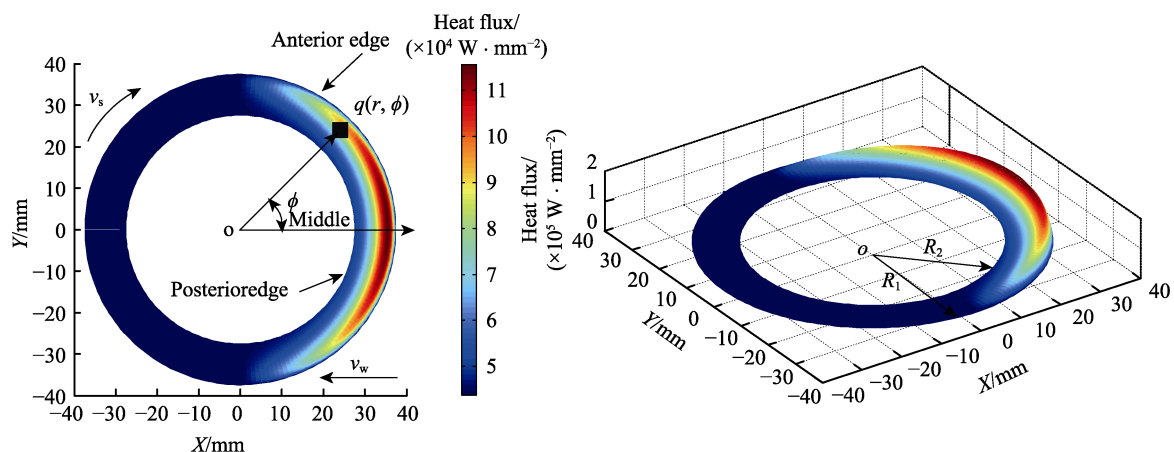


图 7 非均匀热源模型

Fig.7 Non-uniform heat source model

## 2 温度场的数值模型与实验

杯形砂轮磨削过程的热传导是复杂的, 而复合材料由于其材料和结构的特殊性, 使得磨削热传导更加复杂。为了简化计算和仿真过程, 需要作出以下假设: 在磨削接触区, 只有热传导和空气对流, 空气对流只发生在工件的另一侧, 其他面都是绝热面; 复合材料

匀质, 并且各向同性; 复合材料是混合物, 因此忽略热传导在碳纤维和环氧树脂边界相变的影响。

### 2.1 工件和砂轮的材料特性

复合材料是纤维和环氧树脂按照一定比例以一定的铺层方式组成的混合物, 其许多的物理性能均由纤维和环氧树脂的物理性能决定, 见表 1。



表1 碳纤维和环氧树脂物理特性

Tab.1 Physical properties of carbon fiber and epoxy resin

Model	Density/ ( $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )	Specific heat/ ( $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )	Thermal conductivity/ ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )
Carbon fiber	1.76~1.80	676.00	0.50~1.10
Epoxy resin	1.12~1.25	887.40	0.20~0.80

碳纤维复合材料工件：尺寸为  $0.3\text{ m}\times 0.15\text{ m}\times 0.015\text{ m}$ ， $\rho=1.572\text{ g/cm}^3$ ，恒压下的比热容  $c=802.84\text{ J/(kg}\cdot\text{℃)}$ ，碳纤维的体积分数  $V_f=0.6$ ，复合材料的导热系数  $k_w=0.434\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$

B 型号的杯型砂轮 (D75T25H20W10X3)：树脂

结合剂的导热系数  $\lambda_r=0.9\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ ，氧化铝磨粒的导热系数  $\lambda_d=35\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ ，磨粒的体积分数  $V_d=0.75$ ，砂轮的导热系数  $k_s=6.832\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ 。

磨削环境参数：环境温度为  $25\text{ ℃}$ ，空气对流换热系数  $h=20\text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$ ，单向纤维复合材料与砂轮间摩擦系数  $\mu=0.3^{[16]}$ 。

## 2.2 温度场数值模型的建立

数值解法是研究磨削温度场重要的方法之一。在经典 ANSYS 环境下，利用 APDL 参数化语言中的 \*DO-\*ENDDO 循环进行移动热源的加载，建立磨削温度场的三维瞬态传热模型，仿真流程如图 8 所示。

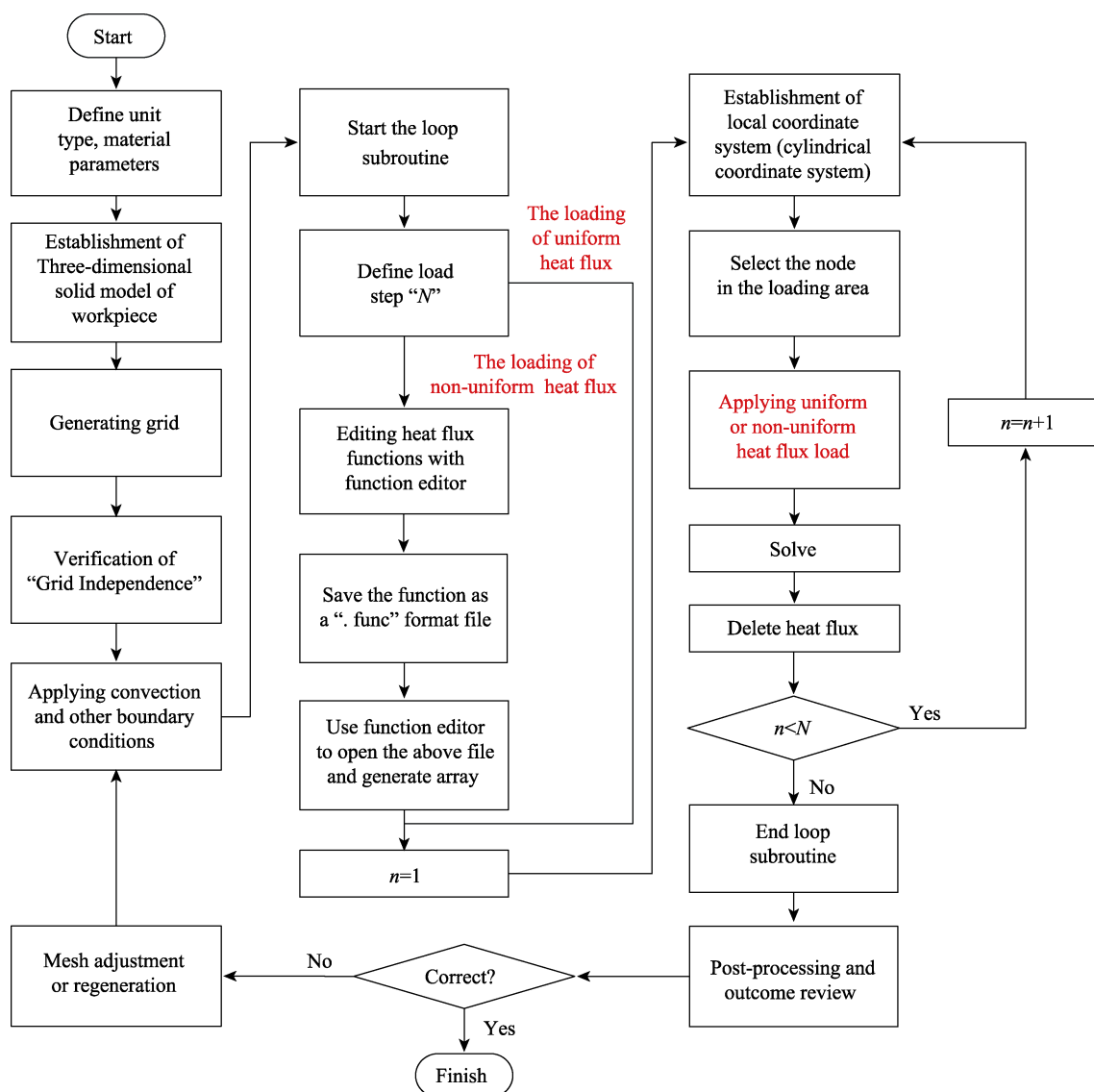


图8 有限元分析流程  
Fig.8 Finite element analysis process

三维瞬态模型中网格的划分会直接影响到仿真的准确性，网格尺寸过小可能会导致仿真时间太长，甚至崩溃，而网格尺寸过大会造成仿真精度降低。为

了优化仿真过程，在远离磨削表面的一侧采用较大尺寸的网格，而磨削接触表面采用精度较高的网格，三维瞬态传热模型网格划分如图 9 所示。

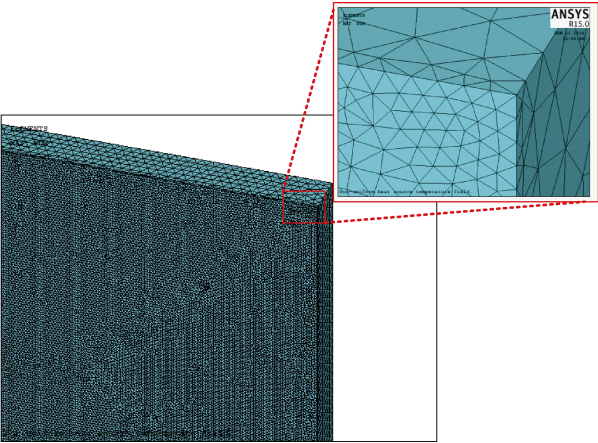


图 9 网格划分  
Fig.9 Mesh generation

相较于均匀热源的加载,函数的加载比较复杂。利用 ANSYS 中的函数编辑器定义非均匀热源函数,并保存为 func.的文件。然后读取函数,生成数组,按照生死单元法进行加载,非均匀移动热源加载效果如图 10 所示。

2.3 温度场的实验研究

表面磨削加工过程中,磨削力和温度是两个重要的参数。磨削力测量是预测温度的前提,而磨削温度会影响到材料性能,进而会影响磨削力,因此必须对

磨削过程中的磨削力和磨削温度进行实时测量。不同于平行砂轮磨削温度场分布,杯形砂轮平面磨削温度场分布的高低温差明显,因此在采用人工热电偶法进行磨削温度测量的过程中,为了保证精确性,热电偶丝埋在工件中的位置需要进一步确定。

如图 11 所示,以杯型砂轮为参考对象,磨削最高温度出现在近似 $\triangle ABC$ 和 $\triangle A'B'C'$ 的区域中,更准确地说会出现在点 $B$ 和 $B'$ 。因为线段 $BE=B'E'>2MN$ ,所以热源在点 $B$ 和 $B'$ 有更长的叠加时间,且叠加效果明显。同理,如果以工件为参考对象,磨削最高温度出现在直线 $DE$ 和 $DE'$ 上的所有点。如图 12 所示,在实验中取一组数据进行仿真分析,采集工件中同一横坐标上点的最高温度发现,在砂轮宽度 $b_s$ 的范围内,最高的磨削温度会出现在靠近内径的一侧,且从外径到内径一侧,磨削温度变化明显,因此热电偶丝的位置会直接影响到测量结果的准确性。

基于以上分析,本实验将型号为 ATL109、直径为 0.5 mm 的 K 型热电偶埋于工件 $A$ 、 $B$ 、 $C$ 三个位置,如图 13a 所示。由于复合材料属于绝缘性材料,所以无需对热电偶丝做绝缘处理,利用温度变送器将热电偶结点获得的热电势放大,并且经数据采集卡将放大的电信号传输给 PC 端进行分析。热电偶丝的具体安装位置和实验流程如图 13b 所示。实验还用到 FLIR T1040 高清红外热像仪(在环境温度为 25 ℃、测温

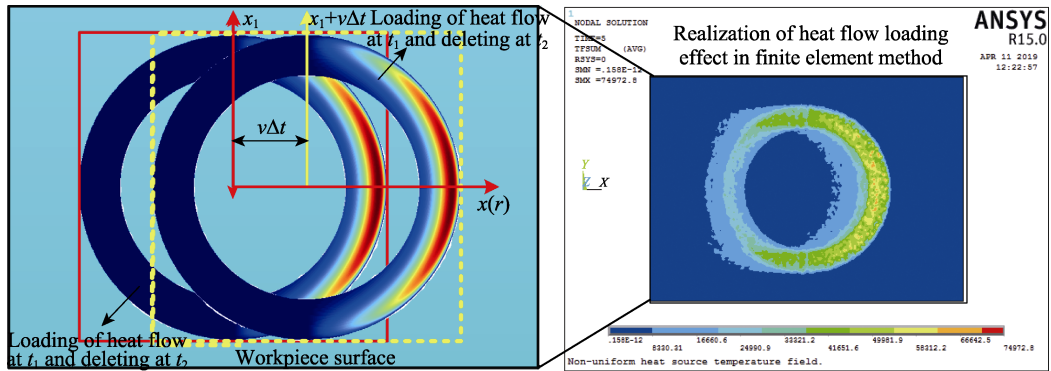


图 10 非均匀热源的加载  
Fig.10 Loading of non-uniform heat sources

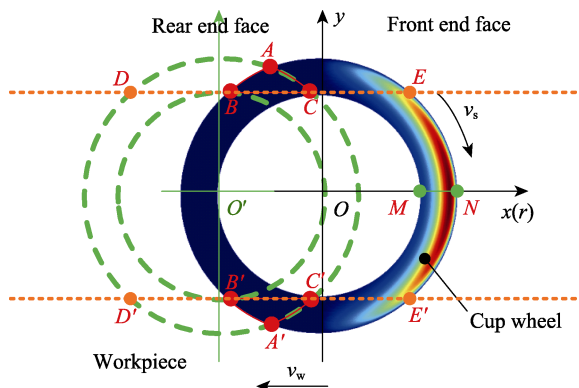


图 11 温度场分布分析  
Fig.11 Analysis of temperature field distribution

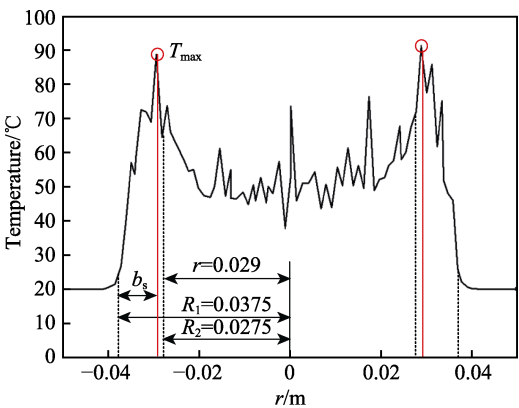


图 12 最高温位置仿真分析  
Fig.12 Simulation analysis of the max temperature position

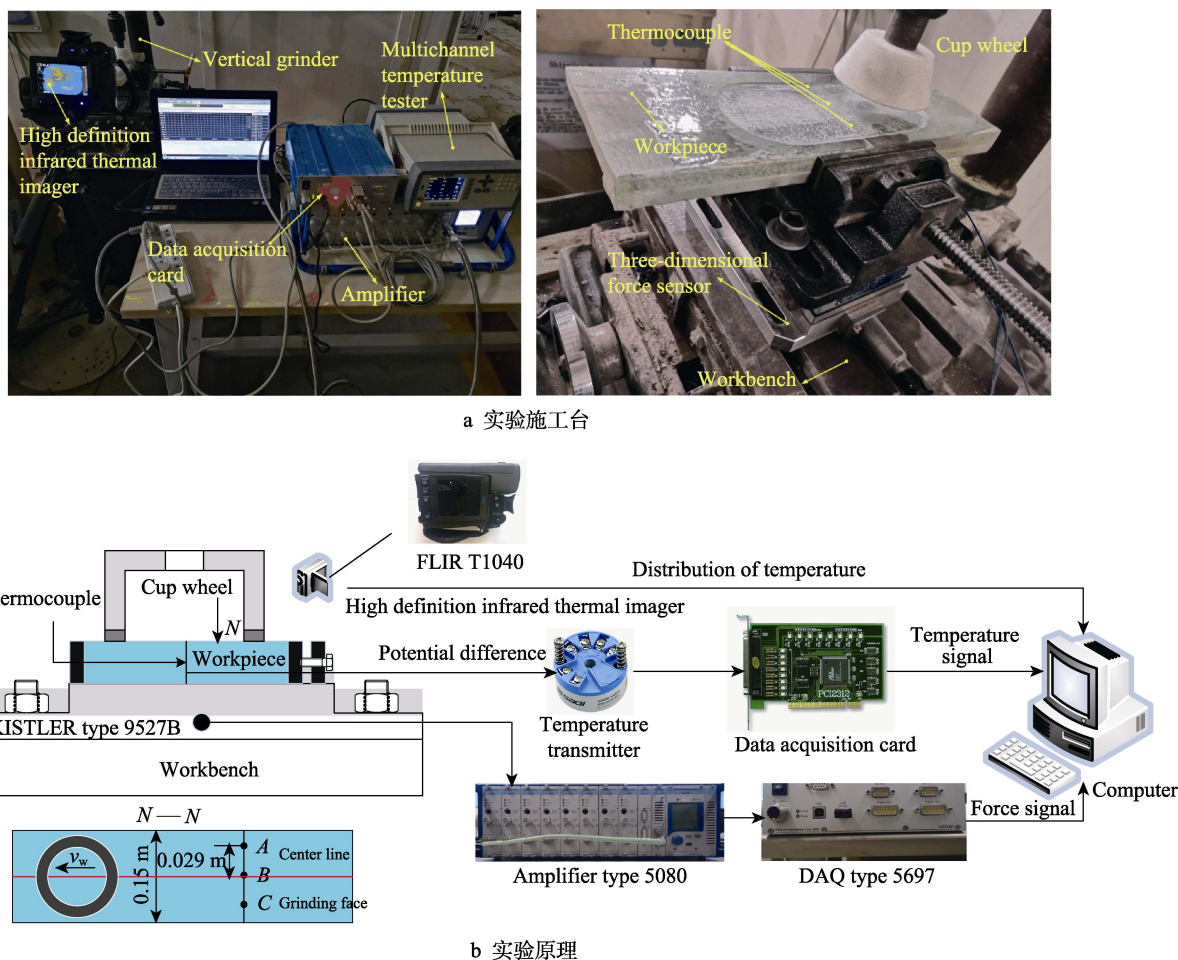


图 13 磨削实验

Fig.13 Grinding experiment: a) construction and testbed; b) principle of experiment

范围为 1200 ℃ 以下时, 精度为  $\pm 2$  ℃), 其可在砂轮退刀瞬间获得磨削温度场的分布和磨屑的温度。

### 3 结果与讨论

#### 3.1 参数的确定和磨削力的测量

在磨削过程中, 采用控制变量的方法测量不同磨削参数下的磨削力, 并在磨削力测量结果的基础上, 分析参数对磨削温度的影响。实验 1—4、5—8、9—12 分别用于研究磨削深度、砂轮转速和工件进给速度对磨削温度的影响。不同磨削参数下, 法向和切向磨削力的测量以及摩擦力与切削力的分配见表 2。从数据中可以看出, 在磨削深度和进给速度不变时, 增大砂轮的转速, 会使磨削力减小。

#### 3.2 数值结果与实验结果比较

按照 2.1 中的材料参数和环境参数以及 3.1 中磨削力参数建立磨削温度场的数值模型。实验 1 中, 均匀和非均匀热源温度场的数值模型如图 14 所示, 不同的热源模型产生不同的温度场。均匀热源温度场最

表 2 磨削力测量结果

Tab.2 Measurement results of grinding force

No	$a_p/\text{mm}$	$v_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_w/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$F_n/\text{N}$	$F_t/\text{N}$	$F_f/\text{N}$	$F_c/\text{N}$
1	0.02	27.22	0.02	45.06	18.20	13.52	4.68
2	0.03	27.22	0.02	52.02	21.58	15.61	5.97
3	0.04	27.22	0.02	57.59	24.35	17.28	7.07
4	0.05	27.22	0.02	62.33	26.74	18.70	8.04
5	0.03	20.42	0.02	63.28	26.22	18.98	7.24
6	0.03	23.82	0.02	56.24	24.05	16.87	7.18
7	0.03	27.22	0.02	52.75	22.31	15.83	6.48
8	0.03	30.63	0.02	46.21	20.89	13.86	7.03
9	0.03	27.22	0.01	40.45	15.07	12.14	2.93
10	0.03	27.22	0.02	52.11	21.39	15.63	5.76
11	0.03	27.22	0.03	60.09	26.42	18.33	8.09
12	0.03	27.22	0.04	68.32	31.07	20.50	10.57

高温出现在砂轮瞬时几何位置  $x$  轴的两侧, 且在  $y$  轴的左侧, 同时  $T_{\max}$  和  $T_{\text{midl}}$  相差约 65 ℃; 而非均匀热源温度场最高温与均匀热源温度场的位置相同, 但是前端面也产生较高的磨削温度,  $T_{\max}$  和  $T_{\text{midl}}$  相差约 17 ℃。磨削温度场的分布符合图 11 的温度场分布几何分析。



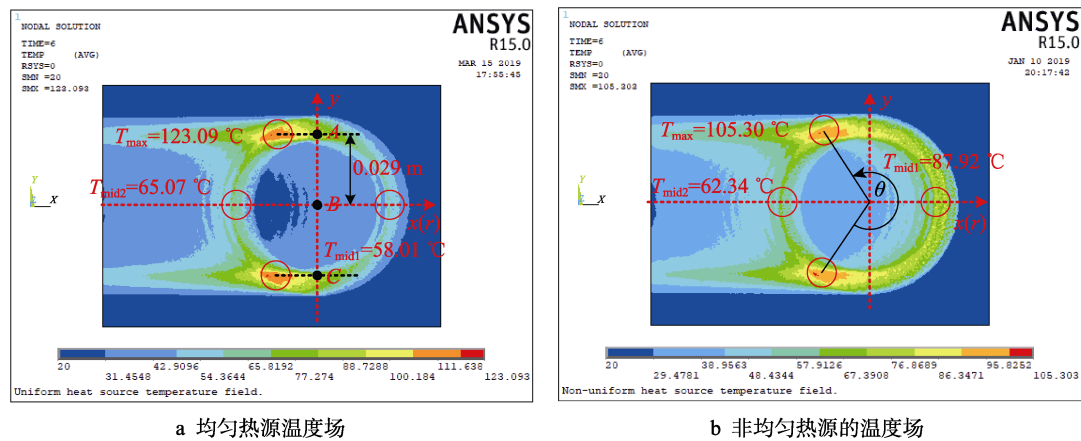


图 14 温度场数值模型

Fig.14 Temperature field numerical model: a) temperature field of uniform heat source; b) temperature field of non-uniform heat source

在实验和数值分析过程中，取工件上相同部位的三个点  $A$ 、 $B$  和  $C$ （如图 14a 所示）， $A$ 、 $B$  和  $C$  三点不同热源模型的数值分析结果与实验结果的温度曲线如图 15 所示。由图 15a、c 可以看出，均匀热源模型温度曲线的最高温度与实验最高温度相差约  $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，而非均匀热源的最高温度与实验最高温度相差在  $10\text{ }^{\circ}\text{C}$

以下，且温度曲线具有较高的吻合度。在图 15b 中，均匀热源预测的最高温度出现在第 2 次波峰中，即杯形砂轮后端面经过热电偶时；而非均匀热源预测和实验的最高温度均出现在第 1 次波峰中，即杯形砂轮前端面经过热电偶时。这是因为砂轮在磨削过程中，前端面去除材料时产生较高的瞬时磨削温度。

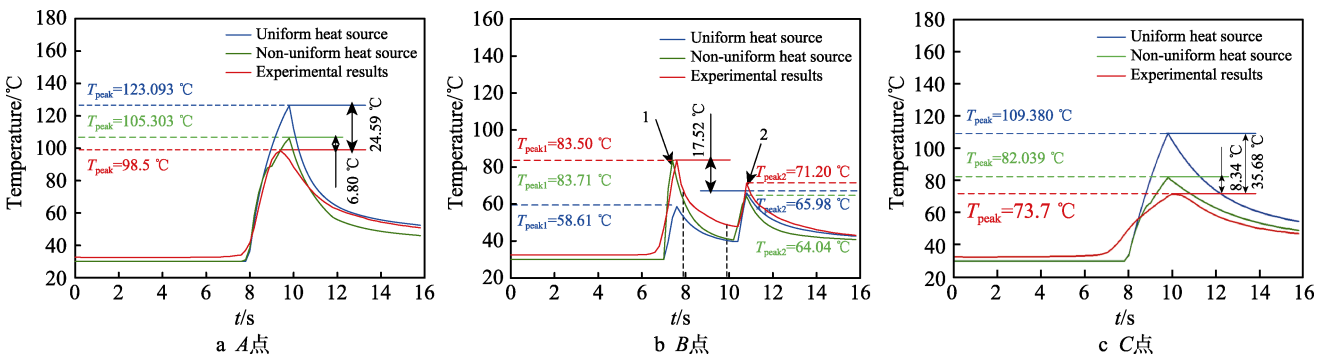


图 15 特殊点温度曲线

Fig.15 Temperature curve at special points: a)  $A$ -point; b)  $B$ -point; c)  $C$ -point

通过数值分析，得到不同磨削深度、砂轮转速、进给速度下，均匀热源和非均匀热源预测的最高温度与实验结果见表 3。相较于均匀热源温度场，非均匀热源温度场预测的最高温度低，且与实验结果具有较好的吻合度，预测误差从 23%降低到 5%左右。

如图 16 所示，随着磨削深度和砂轮转速的增大，磨削温度也在不断地增大，且磨削深度对磨削温度的影响较大，工件进给速度对磨削温度影响较小。因此在实际工程中，在保证工件表面磨削质量的情况下，可以通过提高进给速度，来提高磨削效率。

### 3.3 磨屑带走热量的误差估计

如图 17 所示，在磨削实验过程中获得的高清红外热像显示，磨屑会带走一部分热量。忽略这部分热量，会造成磨削温度预测的误差。以下对杯形砂轮平面磨削时磨屑带走热量及其所造成的预测误差进行统计分析。

表 3 数值结果、实验结果和误差

Tab.3 Numerical results, experimental results and errors

No	Numerical results/ $^{\circ}\text{C}$		Experimental results/ $^{\circ}\text{C}$	Errors/%	
	Uniform	Non-uniform		Uniform	Non-uniform
1	123.093	105.012	100.137	22.92	4.87
2	142.011	119.701	114.546	23.97	4.50
3	157.930	131.264	126.159	25.18	4.05
4	171.468	143.166	138.349	23.94	3.48
5	131.310	110.913	106.149	23.70	4.49
6	139.214	115.529	111.489	24.87	3.62
7	146.251	121.935	117.457	24.51	3.81
8	153.024	128.418	123.135	24.27	4.29
9	138.149	122.432	115.267	19.85	6.22
10	141.044	119.407	114.156	23.55	4.60
11	140.562	118.290	114.146	23.14	4.39
12	145.409	123.986	117.690	23.55	4.46

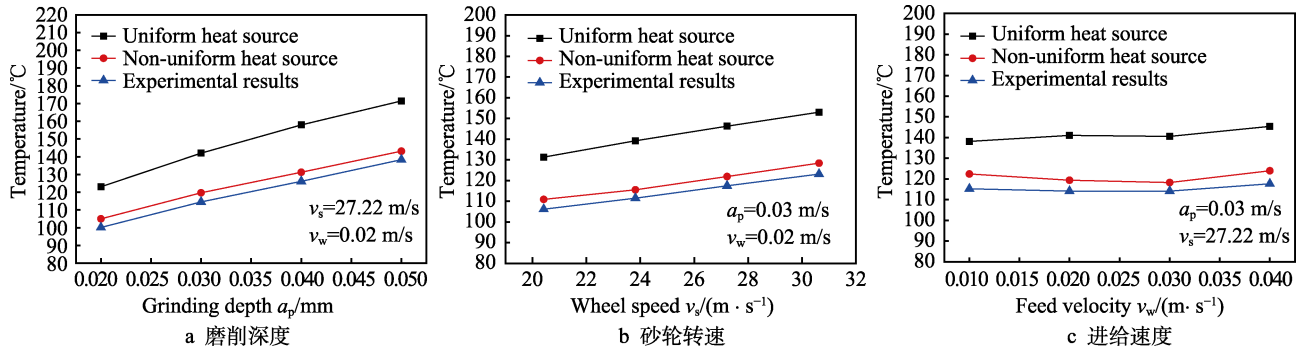


图 16 磨削参数对温度的影响

Fig.16 Effect of grinding parameters on temperature: a) grinding depth; b) wheel speed; c) feed velocity

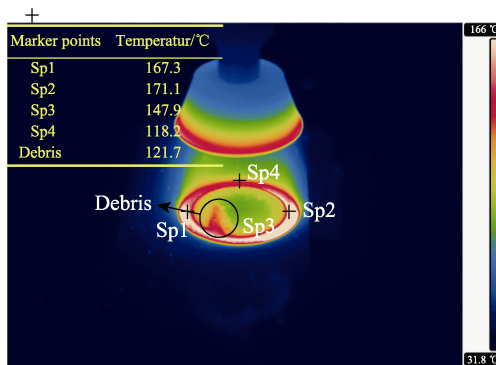


图 17 退刀时磨削温度场的红外图像

Fig.17 Infrared image of grinding temperature field during tool withdrawal

平行砂轮平面磨削时,磨屑带走的热量  $Q_c$ <sup>[16]</sup>可以通过式(26)、(27)获得:

$$Q_c = e_{ch} \cdot v_w \cdot a_p \cdot b_s \quad (26)$$

式中:  $b_s$  为砂轮的宽度。式(26)在原理上可以解释为,单位时间内去除材料所带走的热量。如图 18 所示,对于杯形砂轮平面磨削磨屑所带走的热量需要进一步确定为:

$$Q_c = e_{ch} \cdot v_w \cdot a_p \cdot D \quad (27)$$

式中:  $e_{ch}$  为材料由固体熔化所吸收的热量。  $e_{ch}$

可由式(28)进行计算。

$$e_{ch} = \rho \cdot c \cdot t_{mp} \quad (28)$$

式中:  $\rho$  为材料的密度, kg/m<sup>3</sup>;  $c$  为从环境温度到材料熔化温度的平均比热容, J/(kg·°C);  $t_{mp}$  为接近材料熔化时的温度, °C。在本实验中,工件材料为复合材料,而复合材料的去除属于脆性去除,因此以上公式中的  $t_{mp}$  不适合使用材料熔化时的温度。

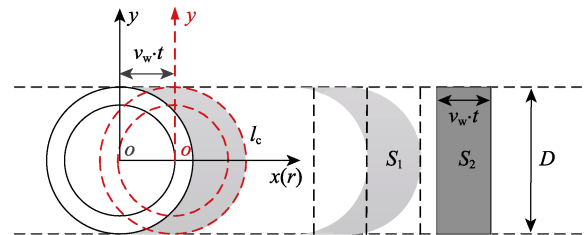


图 18 实际磨削率分析

Fig.18 Analysis of actual grinding rate

如图 17 所示,在磨削温度的研究中,磨屑的温度低于磨削接触区的最高温度。因此在本研究中,将采用高清红外测温仪所采集到的磨屑温度来作为  $t_{mp}$  进行磨削温度预测误差分析。

从表 4 中可以看出,砂轮转速改变时,磨屑带走热量在总热量中的占比基本稳定在 1%。随着磨削深

表 4 磨屑带走热量的误差估计

Tab.4 Error estimation of heat transfer by abrasive debris

No	$a_p$ /mm	$v_w$ /(m·s <sup>-1</sup> )	$Q_{ins}$ /W	Debris temperature/°C	$Q_c$ /W	Percentage/%	Error correction/%
1	0.02	0.02	495.040	87.103	3.298	0.662	0.58
2	0.03	0.02	587.408	93.410	5.305	0.903	0.76
3	0.04	0.02	662.807	108.119	8.187	1.235	1.37
4	0.05	0.02	727.863	121.762	11.525	1.583	1.74
5	0.03	0.02	535.412	91.612	5.203	0.972	1.02
6	0.03	0.02	572.871	98.617	5.601	0.978	1.05
7	0.03	0.02	607.278	104.593	5.940	0.978	1.05
8	0.03	0.02	639.861	109.500	6.219	0.972	1.05
9	0.03	0.01	410.205	97.700	2.775	0.676	0.69
10	0.03	0.02	582.236	100.617	5.715	0.982	1.04
11	0.03	0.03	719.152	99.110	8.444	1.174	1.24
12	0.03	0.04	845.725	109.069	12.390	1.465	1.56

度或进给速度的增大,磨屑带走热量的占比不断增大。这是因为磨削深度和进给速度的增大,均会增大单位时间内的磨削量,使得磨屑所带走的热量增大。如果在磨削温度预测的过程中,考虑磨屑带走热量所引起的误差,在砂轮转速改变时,可以将误差修正约1%。随着磨削深度和进给速度的增大,磨屑带走热量引起的误差逐渐增大,因此在进行高效深磨温度预测时,需要考虑磨屑带走热量来保证预测的精度。

## 4 结论

1) 基于环形非均匀热源所建立的磨削温度场与实际温度场具有较高的吻合度。根据温度场分布发现,在砂轮前进方向两侧最高磨削温度的 $\theta$ 角度之间,均会因材料去除和热源叠加,出现磨削高温。同时将温度预测的误差从约23%降低到6.5%以下,温度预测的准确性为磨削参数的优化和温度控制提供了更加可靠的理论基础。

2) 通过大量实验,统计分析磨削参数对磨削温度的影响发现,磨削深度对磨削温度具有较大的影响,而砂轮的进给速度对磨削温度的影响最小。

3) 分析磨屑带走热量所引起的误差发现,单位时间内材料去除量增大,会使磨屑带走热量引起的误差增大。在进行高效深磨的情况下,为了保证温度预测的精度,需要考虑磨屑带走热量。当然误差的存在有多方面的原因,例如测量、环境和热源模型的先进性,这些均会在以后的研究过程中得到优化。

## 参考文献:

- [1] 鲍永杰,高航,梁延德,等.碳纤维环氧树脂复合材料钻削温度场建模与试验[J].兵工学报,2013,34(7):846-852.  
BAO Yong-jie, GAO Hang, LIANG Yan-de, et al. Modeling and experimental research on drilling temperature field of carbon fiber/epoxy reinforced composites[J]. Acta armamentarii, 2013, 34(7): 846-852.
- [2] JAEGER J C. Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts[J]. Journal and proceedings of Royal Society of New South Wales, 1942, 76(3): 202-224.
- [3] 贝季瑶.磨削温度的分析与研究[J].上海交通大学学报,1964(3):55-71.  
BEI Ji-yao. Analysis and research on grinding temperature[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 1964(3): 55-71.
- [4] 毛聪.平面磨削温度场及热损伤的研究[D].长沙:湖南大学,2008.
- MAO Cong. The research on the temperature field and thermal damage in the surface grinding[D]. Changsha: Hunan University, 2008.
- [5] 王德祥,孙树峰,颜丙亮,等.已加工表面热源模型研究及磨削温度场数值模拟[J].西安交通大学学报,2018,52(4):84-89.  
WANG De-xiang, SUN Shu-feng, YAN Bing-liang, et al. Modeling of heat source on machined surface and numerical simulation for grinding temperature field[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2018, 52(4): 84-89.
- [6] Zhang Xiao-Feng, LIN Bin, XI Hui. Validation of an analytical model for grinding temperatures in surface grinding by cup wheel with numerical and experimental results[J]. International journal of heat and mass transfer, 2013, 58(1-2): 29-42.
- [7] ZHANG Xiao-feng, LIN Bin. Research on the analytical thermal model in surface grinding by cup wheel[J]. International journal of advanced manufacturing technology, 2013, 66: 1-13.
- [8] WANG Rui-qin, DAI Shi-jie, ZHANG Hui-bo, et al. The temperature field study on the annular heat source model in large surface grinding[J]. International journal of advanced manufacturing technology, 2017, 259(17): 1-21.
- [9] OUTWATER J O, SHAW M C. Surface temperature in grinding[J]. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 1952, 74: 73-86.
- [10] HAHNR S. On the nature of the grinding process[C]// Proceeding of the 3rd MTDR Conference. Birmingham: [s. n.], 1962: 129-154.
- [11] FUJIWARA T, TSUKAMOTO S, OHASHI K, et al. Study on grinding force distribution on cup type electroplated diamond wheel in face grinding of cemented carbide[J]. Advanced materials research, 2014, 1017: 9-14.
- [12] BADGER J, DRAZUMERIC R, KRAJNIK P. Grinding of cermets with cup-wheels[J]. Materials science forum, 2016, 874: 115-123.
- [13] 任敬心,华定安.磨削原理[M].北京:电子工业出版社,2011:16-19.  
REN Jing-xin, HUA Ding-an. Grinding principle[M]. Beijing: Electronic Industry Press, 2011:16-19.
- [14] LI Xun. Application of self-inhaling internal cooling wheel in vertical surface grinding[J]. Chinese journal of mechanical engineering, 2014, 27(1): 86-91.
- [15] NAYAK D, BHATNAGAR N, MAHAJAN P. Machining studies of ud-fir composites part 2: Finite element analysis[J]. Machining science and technology, 2005, 9(4): 503-528.
- [16] ROWE B W. Temperature case studies in grinding including an inclined heat source model[J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers, part B: Journal of engineering manufacture, 2001, 215(4): 473-491.