

DOI: 10.3901/JME.2022.15.055

镍基高温合金深切磨削接触区内流体对流换热系数分布反推方法研究^{*}

金滩^{1,2} 马鑫³ 胡浩^{1,2} 曲美娜^{1,2} 尚振涛^{1,2}

- (1. 湖南大学机械与运载工程学院 长沙 410082;
2. 湖南大学国家高效磨削工程技术研究中心 长沙 410082;
3. 中国航发南方工业有限公司 株洲 412008)

摘要: 采用多孔金属结合剂 CBN 砂轮, 对镍基高温合金开展了缓进深切磨削相关理论与试验研究。基于实测磨削温度信号和圆弧接触移动热源模型, 建立了深切磨削条件下磨削区内流体对流换热系数(Convection heat transfer coefficient, CHTC)分布的反推计算方法。在缓进深切模式下, 磨削区内对流换热系数分布形态与传统浅磨明显不同。磨削区内的对流换热系数分布分为两段曲线, 在磨削区前端的小区间, 磨削液对流换热系数有一个明显的上升段, 在主对流换热区, 对流换热系数变化相对平缓。接触弧长和进给速度的变化对主对流换热区的对流换热系数分布影响较小, 磨削速度是影响对流换热系数的主要因素。在磨削速度 28~42 m/s 范围内, 宏观对流换热系数为 23 000~25 000 W/m²·K, 磨削速度提高至 50 m/s, 对流换热系数有所降低, 为 16 000~19 000 W/m²·K。该研究表明, 采用多孔金属结合剂砂轮和油基磨削液, 可在磨削弧长较大的条件下实现对磨削区的有效对流换热。

关键词: 镍基高温合金; 多孔金属结合剂砂轮; 磨削液; 对流换热系数; 缓进深切磨削

中图分类号: TG156

Inverse Approach to Derive the Distribution of Convection Heat Transfer Coefficient of Grinding Fluid within Grinding Zone for Deep Grinding of Nickel Based Super Alloy

JIN Tan^{1,2} MA Xin³ HU Hao^{1,2} QU Meina^{1,2} SHANG Zhentao^{1,2}

- (1. College of Mechanical and Vehicle Engineering, Hunan University, Changsha 410082;
2. National High-efficiency Grinding Engineering Technology Research Center, Hunan University, Changsha 410082;
3. AECC South Industry Company Ltd., Zhuzhou 412008)

Abstract: Theoretical and experimental study has been conducted under creep-feed grinding mode, using a porous metal bond CBN wheel and an oil-based grinding fluid, for the machining of a nickel based super alloy. An inverse heat transfer approach is proposed to derive the distribution of CHTC (convection heat transfer coefficient) in the grinding zone under deep grinding conditions, based on the measured grinding temperature signals and the circular-arc contact moving heat source model. Under creep-feed grinding mode, the CHTC distribution along the grinding zone presents a rather different pattern compared to that in the conventional shallow-cut grinding, at a small region of the front grinding zone, the CHTC shows a sharp rising curve, whilst in the main heat exchange area, the CHTC changes rather smoothly. The change of contact arc length and feed rate has little effect on the distribution of CHTC in the main heat exchange area, and the grinding speed is the main factor affecting the CHTC. As the grinding speed is in the range of 28-42 m/s, the global CHTC is about 23 000 to 25 000W/m²·K, when the grinding speed increases to 50 m/s, the CHTC shows a modest

^{*} 中国航发集团产学研合作资助项目(HFZL2019CXY007)。20210715 收到初稿, 20220111 收到修改稿

decrease, down to about 16 000 to 19 000 W/m²·K. Present study shows that, using a porous metal bond CBN wheel and oil-based grinding fluid, effective convective cooling can be achieved under large grinding contact arc lengths.

Key words: nickel based super alloy; porous metal bond wheel; grinding fluid; convection heat transfer coefficient; creep-feed grinding

0 前言

缓进深切磨削(Creep feed grinding, CFG)技术在航空发动机镍基高温合金零件的高效磨削中获得了较为广泛的应用^[1-2]。CFG 工艺采用普通磨削速度(30 m/s 左右)、较大的切深和较低的工作台进给速度,磨削效率高于传统精密磨削(磨削速度 30 m/s 左右)。在传统精密磨削条件下,砂轮与工件接触弧长很小;对于 CFG 磨削模式,由于磨削深度较大,砂轮与工件接触弧长显著高于传统精密磨削的情况,磨削液进入磨削区的难度较大。典型的 CFG 工艺采用大气孔率刚玉砂轮,结合大流量磨削液供给来实现对磨削接触区的强迫对流冷却,获得较低的磨削温度。

近年来国内外学者的一个研究视角,是探讨 CBN 砂轮用于高温合金材料缓进深切 CFG 磨削模式的可行性,期待发挥 CBN 磨料高硬度、高耐磨性、高导热性和磨刃相对锋利的特点,降低磨削力和磨削区发热量,改善磨削区传热条件,提升磨削效率和加工表面完整性,采用的砂轮主要包括电镀 CBN 砂轮和钎焊 CBN 砂轮^[3-7]。

电镀 CBN 砂轮和钎焊 CBN 砂轮用于镍基高温合金深切磨削,还存在一些深层的问题。与大气孔率刚玉砂轮相比,单层电镀 CBN 砂轮和钎焊砂轮表面均为封闭结构,磨削液无法渗入砂轮表层基体,仅有一薄层的磨削液随砂轮旋转进入磨削弧区,在大切深、大接触弧长和复杂的接触几何条件下,磨削液能否充分地注入磨削弧区,形成有效的冷却换热作用,是一个很大的疑问。

与单层电镀 CBN 砂轮和钎焊砂轮相比,多孔金属结合剂砂轮表面为开放结构,磨削液可渗入砂轮基体表层形成较大的渗入深度,进入磨削弧区的磨削液较为充分,有助于对磨削区形成有效的冷却换热作用,降低磨削温度,有利于改善大切深、大接触弧长深切磨削的工艺条件。

磨削液对磨削区的冷却作用可以通过磨削区内的对流传热系数(Convection heat transfer coefficient, CHTC)进行量化评价。JIN 和 STEPHENSON 等^[8]结合对砂轮表面流体侵入深度、

磨削区内薄层磨削液的流体动力学作用和对流换热关系的分析,建立了磨削区内流体对流换热系数分析模型;采用专门设计的温度梯度测量装置,对磨削区内传入工件的热流密度和流体对流传热系数进行了测量和分析;模型预测的 CHTC 变化规律与实际测量情况一致,砂轮速度增大,CHTC 相应提高;根据试验测量和理论分析结果,他们认为磨削区内的流体膜厚度,是影响 CHTC 变化的主要因素。

TORU 等^[9]采用热电偶测温装置,通过分析磨粒接触点的瞬时尖峰温升和工件基础温升信号,对磨削液的润滑和冷却作用进行了研究;研究发现大量的磨削热被磨削液带离磨削区,在磨削液流量为 80~200 L/min 范围内,提高流量不影响磨削区内的润滑效应,但有利于改善冷却条件,磨削温度会相应降低。MAJUMDAR 等^[10]研究发现,与干磨削和 MQL 磨削相比,采用大流量浇注式冷却方法,有利于降低磨削力和改善磨削表面质量。LIGHTSTONE 等^[11]的研究表明,采用专门设计的喷嘴,使磨削液形成具有良好集中度和连贯性的层流状态,可有效打破砂轮表面气障层,显著提高对磨削区的冷却效果,根据磨削烧伤温度确定的临界材料去除率可提高 6 倍。HEINZEL 等^[12]认为,磨削研究领域对磨削液的作用尤其是磨削区内部的传热机制,还没有充分理解和认识,需要在几个方面开展进一步的研究:① 接触区内被磨削液带走的热量比率;② 接触区外的冷却作用;③ 接触区内的换热系数;④ 空气对接触区内流体换热系数的影响;⑤ 在确定的磨削条件下所需的磨削液临界流量。

ROWE 和 JIN 等在磨削区热分配比分析研究中,采用的是磨削液的宏观对流换热系数,并将其与磨削区工件表面最大温度相联系,在实际使用中比较方便^[13-16]。LAVISSE 等^[17]采用反推传热分析方法,对传统浅磨条件下的磨削区内流体对流换热系数 CHTC 分布进行了研究,试验采用 80#刚玉砂轮和油基磨削液,磨削速度为 32 m/s,工作台进给速度 2 000 mm/min,磨削深度 0.04 mm。根据磨削温度测量信号,以及磨削区内工件、砂轮、磨削液和磨屑之间的热分配关系^[13],得到传入工件的热流分布以及传入磨削液的热流分布,并进而推算磨削区内的对流换热系数分布;当磨削液速度相对较低时,

最大CHTC值为30 000~40 000 W/m²·K,而当磨削液流速相对较高、磨削液供给较为充分时,最大CHCT值达到70 000~90 000 W/m²·K水平;磨削区内CHTC分布大致近似于高斯分布,在磨削区中部附近幅值最大,而在两端逐步降低。LAVISSE等的工作基于经典Jaeger平面移动热源模型,主要适用于接触弧长较小的传统浅磨条件。

磨削液的冷却对流换热作用是缓进深切模式下的最主要传热形式^[13-16]。缓进深切磨削的接触弧长较大,磨削区内的流体流动、膜厚度和对流换热条件沿磨削弧长方向可能会发生较大的改变。为了深入理解磨削液在缓进深切、大接触弧长条件下的对流冷却作用,有必要对磨削区内流体对流换热系数的具体分布形态开展深入的研究。

本文采用多孔金属结合剂CBN砂轮,针对高温合金的缓进深切磨削,对磨削区内的流体对流换热系数分布开展了理论和试验研究。基于深切磨削基本传热模型—圆弧接触移动热源模型,建立了磨削区内流体对流换热系数分布的反推计算方法,对磨削区内对流换热系数的幅值和分布形态进行了分析研究。

1 磨削区内流体对流换热系数分析

1.1 磨削液对流换热系数分布反推方法

磨削区总热流分别传入工件、磨削液、砂轮和磨屑,其中传入工件的热流可以表达为^[14-16]

$$q_w = T_{\max} \cdot h_w \quad (1)$$

式中, T_{\max} 为磨削区最大温升, q_w 为传入工件热流密度。 h_w 定义为传入工件的热传导因子(Conduction factor to the workpiece)。

磨削区最大温度可以通过下式计算

$$T_{\max} = C \cdot \frac{q_w}{\beta_w} \cdot \sqrt{\frac{l_c}{v_f}} \quad (2)$$

由公式(1)和(2),热传导因子 h_w 可以表达为

$$h_w = \frac{\beta_w}{C} \cdot \sqrt{\frac{v_w}{l_c}} \quad (3)$$

在深切磨削条件下,上式中的参数 C (C-Factor),可通过深切磨削的基本传热模型:圆弧移动热源模型导出。 v_w 为工件进给速度, l_c 为磨削区接触弧长, β_w 为工件材料热特性, $\beta_w = \sqrt{k_w \cdot \rho_w \cdot c_w}$, k_w 、 ρ_w 、 c_w 分别为工件的导热系数、密度和比热容。

磨削区某位置 x_i 处的温度 $T(x_i)$,与局部热流密

度 $q_w(x_i)$ 和局部热传导因子 $h_w(x_i)$ 有关,通过实际测量获得的磨削区温度分布 $T(x_i)$,可以反推得到传入工件的热流密度分布 $q_w(x_i)$

$$q_w(x_i) = [T(x_i) - T_{\text{ambient}}] \cdot h_w(x_i) \quad (4)$$

式中, T_{ambient} 为基础环境温度,取为 $T_{\text{ambient}} = 20^\circ\text{C}$ 。 $h_w(x_i)$ 为传入工件的热传导因子分布

$$h_w(x_i) = \frac{\beta_w}{C_r(x_i)} \cdot \sqrt{\frac{v_w}{l_c}} \quad (5)$$

式中, $C_r(x_i)$ 为参数 C 在磨削区内的变化,可以通过圆弧接触移动热源模型导出。

接触弧区 OAB 上某点 $A(x_i, z_i)$ 温升沿 x 方向的分布为

$$T(x_i) = \frac{1}{\pi \cdot k} \int_0^{l_c} q \cdot e^{-\frac{v_w}{2 \cdot \alpha_w} (x_i - l_j \cos \varphi_j)} K_0 \left[\frac{v_w \cdot r_j}{2 \cdot \alpha_w} \right] dl_j \quad (6)$$

$$r_j = \sqrt{(x_i - l_j \cos \varphi_j)^2 + (z_i - l_j \sin \varphi_j)^2}$$

式中, φ_j 为图1中的 $\angle OCA$, K_0 为零阶二类贝塞尔函数, α_w 为工件材料的热扩散系数。 C_r 在沿 x 方向的分布为

$$C_r(x_i) = \frac{\bar{T}(x_i)}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{L}} \quad (7)$$

$$\bar{T}(x_i) = \frac{\pi \cdot k \cdot v_w}{2 \cdot \alpha \cdot \bar{q}} \cdot T(x_i) \quad L = \frac{v_w \cdot l_c}{4 \cdot \alpha}$$

式中, \bar{T} 为无量纲温升; L 为帕克莱数。

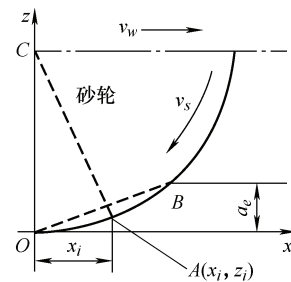


图1 砂轮磨削接触区示意图

考虑磨削区热流在工件、砂轮、磨屑和磨削液之间的热分配关系^[8-10],磨削区内对流换热系数的分布为

$$h_f(x_i) = h_w(x_i) \left(\frac{1}{R_w(x_i)} - \frac{1}{R_{ws}} - \frac{1}{R_{wch}(x_i)} + 1 \right) \quad (8)$$

式中, R_{ws} 为工件-砂轮子系统中的磨削热分配比,采用Hahn磨粒滑动理论模型计算

$$R_{ws} = \left[1 + \frac{0.97k_g}{\beta_w \sqrt{r_0 \cdot v_s}} \right]^{-1} \quad (9)$$

式中, r_0 为磨粒顶面等效接触半径, 本文取值为 $r_0 \approx 10 \mu\text{m}$; k_g 为 CBN 磨粒的导热系数; v_s 为砂轮线速度; R_{wch} 为工件-磨屑子系统磨削热分配比^[14-16]。考虑未变形切屑厚度沿磨削弧长方向的变化, 沿磨削区不同位置的工件-磨屑热分配比 $R_{wch}(x)$ 可以表达为

$$R_{wch}(x_i) = 1 - \frac{1}{1 + 1.328 \sqrt{\frac{\alpha_w \cdot \gamma}{v_s \cdot t_a(x_i)}}} \quad (10)$$

式中, $t_a(x_i)$ 为磨削区局部未变形切屑厚度; γ 为切削剪切应变^[8]; $R_w(x)$ 为磨削区内传入工件的热比率分布

$$R_w(x_i) = \frac{q_w(x_i)}{q_t(x_i)} \quad (11)$$

式中, $q_t(x)$ 为总磨削热流沿接触弧长方向的分布

$$q_t(x_i) = \bar{q}_t \cdot (n+1) \cdot (x_i / l_c \cdot \sin \varphi)^n \quad (12)$$

对于本文采用的顺磨方式, 采用三角形分布假设: $n=1$, 磨削区前端($x=l_c$)热流密度最高, 磨削区尾部($x=0$)热流密度为 0。

1.2 磨削区整体对流换热系数(global CHTC)

磨削液的宏观对流换热系数 H_f , 与磨削液的黏度、导热系数、砂轮线速度以及磨削液膜层的有效厚度等密切相关。 H_f 的定义与磨削区表面最大温度 T_{\max} 有关^[8-10], 传入的磨削液的热流量为

$$q_f = H_f \cdot T_{\max} |_{T_{\max} \leq T_b} \quad (13)$$

$$H_f = H_w \cdot \left(\frac{q_t}{\bar{q}_w} - \frac{1}{R_{ws}} - \frac{1}{R_{wch}} + 1 \right) \quad (14)$$

$$\bar{q}_w = \frac{1}{l_c} \sum_0^N q_w(x_i) \cdot \Delta x = \frac{1}{l_c} \sum_0^N T(x_i) \cdot h_w(x_i) \cdot \Delta x \quad (15)$$

$$H_w = \frac{\beta_w}{C} \cdot \sqrt{\frac{v_w}{l_c}} \quad (16)$$

参数 C 通过圆弧接触移动热源模型导出

$$C = \frac{\bar{T}_{\max}}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{L}} \quad (17)$$

式中, \bar{T}_{\max} 为磨削区内最大无量纲温升。求解 R_{wch} 时, 式(7)简化, 用磨削区平均未变形切屑厚度 t_a 代替 $t_a(x_i)$ 。

2 磨削试验条件

相关磨削试验在 TG-200A 数控磨床上进行(图 2)。砂轮主轴最高转速为 9 000 r/min, 主轴额定功率为 9 kW, 主轴轴向和径向跳动小于 0.005 mm。采用 150 mm 直径的砂轮, 砂轮线速度可以达到 70 m/s。



图 2 试验设备

试验所用工件材料为镍基高温合金 GH4169。工件高度为 20 mm, 磨削宽度为 5 mm, 磨削长度 20 mm。GH4169 机械物理性能见表 1^[18]。

表 1 GH4169 高温合金物理机械性能

参数	数值
密度/(kg/m ³)	8 240
导热系数/(W/m·K)	11.4 (20 °C)
拉伸强度/(N/mm ²)	1 450
屈服强度/(N/mm ²)	1 240
比热容/(J/kg·K)	424 (20 °C)

试验用砂轮为多孔金属结合剂 CBN 砂轮(图 3), 牌号 75H-B181-721A。砂轮直径 150 mm, 磨粒直径为 150~180 μm 。采用金刚石滚轮以对磨方式对砂轮进行修整, 修整后采用千分表测量砂轮的圆跳动, 保证砂轮的圆跳动在 10 μm 内。砂轮修整后, 每组磨削试验均用 200#氧化铝砂条对砂轮表面进行修锐, 保持砂轮磨削状态的一致性。每组试验重复 3 次以上, 保证获得 2 组以上有效温度信号。

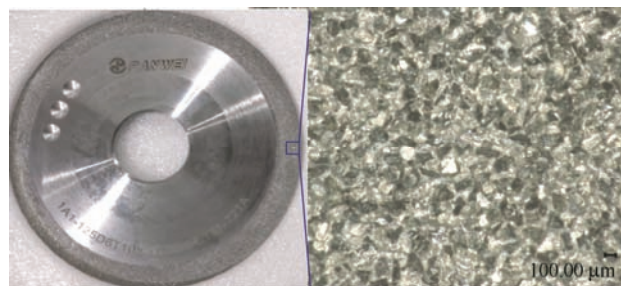


图 3 多孔结构金属结合剂 CBN 砂轮地貌

试验采用油基磨削液, 牌号为 VG 10-H。磨削液压力 0.42 MPa, 流量为 40 L/min。表 2 为 CBN 磨粒与油基磨削液的传热与流动特性参数。

表 2 CBN 磨粒与磨削液传热与流体性能

参数	CBN	磨削液
导热系数/(W/m·K)	240	0.14
密度/(kg/m ³)	3 480	870
比热容/(J/kg·K)	506	2 100
热扩散系数/($\times 10^{-6}$ m ² /s)	398	0.077
运动黏度/(10^{-6} m ² /s)	N/A	8.8

试验采用的磨削速度为 28~50 m/s, 工作台进给速度 10~30 mm/min, 磨削深度 0.1~0.7 mm, 详见表 3。

表 3 磨削试验参数

砂轮速度 v_s /(m/s)	工作台速度 v_w /(mm/min)	磨削深度 a_p /mm
28	20	0.1,0.3,0.5,0.7
50	20	0.1,0.3,0.5,0.7
50	10,15,20,25,30	0.3
28,36,42,50	20	0.3

磨削试验采用顺磨模式, 磨削液注入方向与砂轮磨削速度方向一致。采用功率测量仪(8961C2, 青岛智青)测量磨削过程中的主轴功率 P_t 。在每一组磨削试验前, 均进行磨削深度为零、其他磨削参数与磨削试验条件相同的空磨试验, 获得空磨时的主轴功率 P_0 。采用扣除空磨功率后的净磨削功率 P_{net} 计算不同磨削参数条件下磨削区总热流密度 q_t

$$P_{net} = P_t - P_0 \quad (18)$$

$$q_t = \frac{P_{net}}{l_c \cdot b_s} \quad (19)$$

式中, l_c 为磨削区接触弧长; b_s 为磨削宽度。

试验中采用夹式 K 型热电偶测量磨削接触区的温度信号, 采样频率为 200 Hz。镍铬、镍硅热电偶丝厚度约 0.1~0.2 mm, 置于预先加工好的沟槽中, 热电偶丝及其工件之间采用云母片(厚度约 10~20 μ m)作为绝缘层, 热电偶安装在工件中部(长度方向 10 mm)位置, 温度信号测量区间超过一个磨削弧长(最大磨削弧长 10.2 mm)。图 4 所示为在不同磨削深度(0.5 mm、0.7 mm)条件下测量获得的时域磨削温度信号。由于采样频率相对较低, 高频成分的影响较小, 在后续分析计算中直接采用原始信号, 没有进行任何滤波处理。

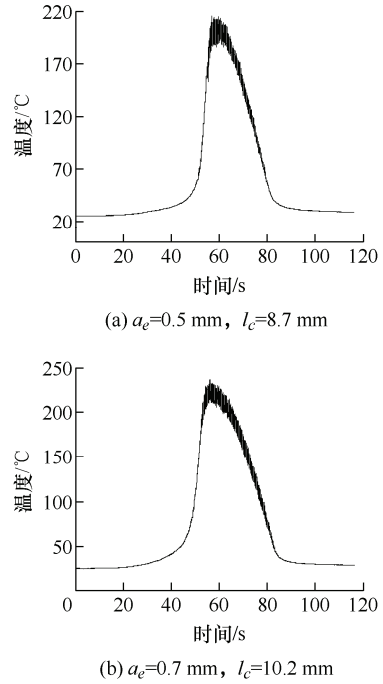


图 4 时域磨削温度信号($v_s=28$ m/s, $v_w=20$ mm/min)

3 磨削液对流换热系数分布

3.1 传入工件的热流密度分布

传入工件的热流密度分布 $q_w(x_i)$ 根据实测温度信号, 采用式(4)推算, 相关参数和变量根据式(4)~式(7)计算。图 5 所示分别为实测磨削温度曲线(measured)和采用圆弧接触移动热源模型得到的理论温度曲线(model curve)。为了较为准确地反推传

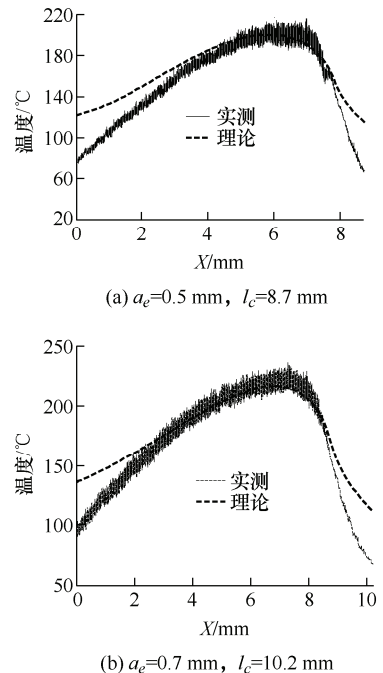


图 5 磨削区温度分布($v_s=28$ m/s, $v_w=20$ mm/min)

入工件的磨削热流的幅值和分布形态,在选择实测温度信号起点时,应使理论曲线与实测曲线的起点和中心位置基本重合。注意图 5 中的磨削温度是沿 x 方向变化(与图 4 时域磨削温度信号方向相反), $x=l_c$ 处为磨削区前端, $x=0$ 处为磨削区尾部。磨削液在磨削区前端 $x=l_c$ 处注入磨削区。

图 6 所示为在不同磨削速度条件下,采用实测磨削区温度分布 $T(x_i)$,以及由圆弧接触移动热源模型导出的局部热传导因子 $h_w(x_i)$,用式(4)反推得到的传入工件的热流密度分布 $q_w(x_i)$ 。

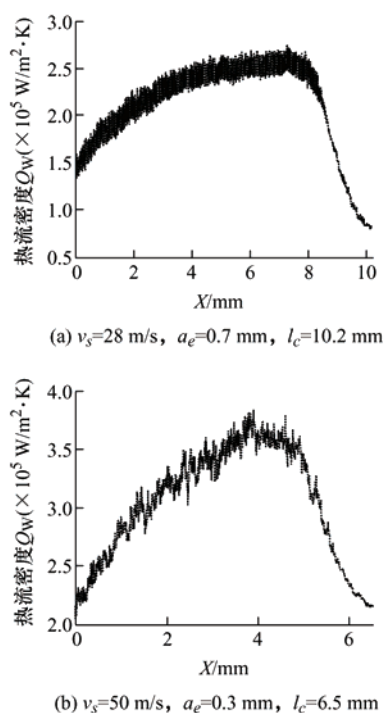


图 6 传入工件的热流密度分布($v_w=20$ mm/min)

3.2 对流换热系数分布

磨削区内的流体对流换热系数采用式(8),考虑磨削区热流在工件、砂轮、磨屑和磨削液之间的热分配关系,结合式(9)~式(11)推算。由图 7a~d 和图 8a、b 可见,采用缓进深切顺磨模式,磨削区内的对流换热系数分布大致分为两段分界明显的曲线。第一段是在磨削区前端 $x=l_c$ 附近(距离喷嘴较近)的小区间,磨削液的对流换热系数分布有一个明显的陡峭上升段,CHTC 幅值显著高于后续磨削弧区的平均水平。第二段是大约在 $x \approx 0 \sim 0.8l_c$ 区间,磨削液的对流换热系数变化相对平缓,幅值也明显降低。在传统浅磨条件下,磨削区内流体对流换热系数分布大致近似于高斯分布,对流换热系数在磨削区中部附近幅值最大,而在两端逐步降低^[11]。

可见缓进深切磨削工艺对磨削区的对流换热系数分布形态非常独特。

由图 7 可见,在磨削速度为 28 m/s 时,在不同的接触弧长条件下,主对流换热区的对流换热系数 CHTC 最大值和均值基本相同,约为 $50\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ 和 $25\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ 。在磨削速度为 50 m/s 时(图 8),主对流换热区的对流换热系数分布形态与磨削速度为 28 m/s 时类似,但主对流换热区的对流换热系数幅值未见提高,反而有所降低。

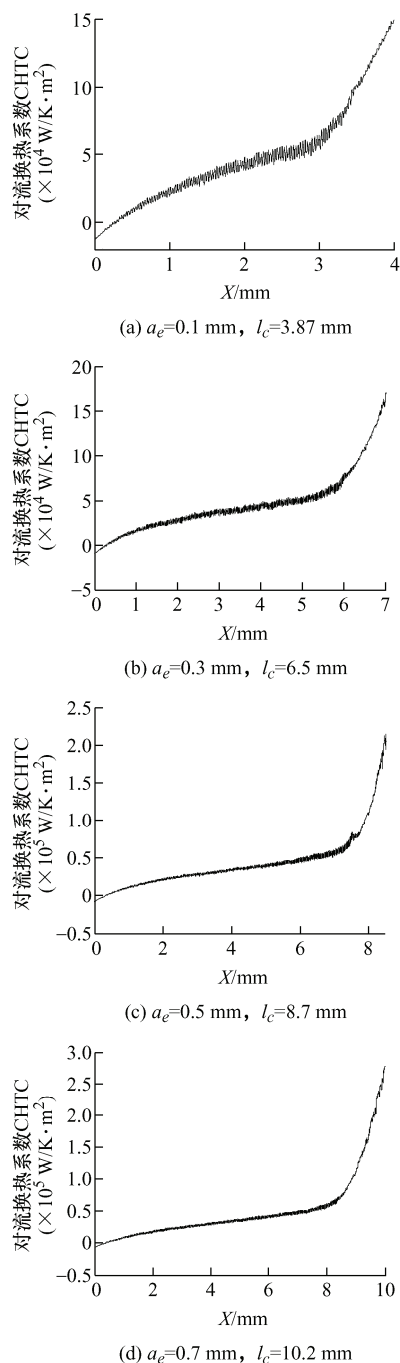
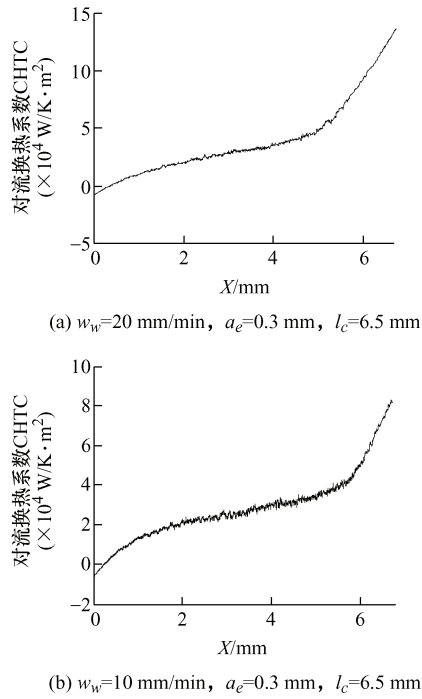
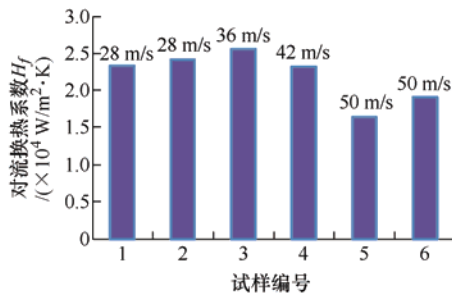


图 7 磨削区流体对流换热系数分布($v_s=28$ m/s, $v_w=20$ mm/min)

图8 磨削区流体对流换热系数分布($v_s = 50$ m/s)

不同磨削速度条件下, 磨削液宏观对流换热系数 H_f 的变化见图 9。在 $v_s = 28 \sim 42$ m/s 范围内, 宏观对流换热系数 H_f 变化范围不大, 为 $23\,000 \sim 25\,000$ W/m²·K。在较高的磨削速度下 $v_s = 50$ m/s, H_f 有所降低, 为 $16\,000 \sim 19\,000$ W/m²·K。

图9 磨削液宏观对流换热系数 H_f

从理论上来说, 在磨削液充分注入磨削接触区, 在磨削区内的磨削液的有效膜厚度 δ_f 大于形成充分对流换热所需的临界流动边界层厚度 δ_d 的条件下, 磨削区对流换热系数一般随磨削速度的提高而增大^[6]。相关试验测量也显示, 在磨削液充分注入的条件下, 磨削液的对流换热系数随磨削速度的提高而增大; 对于油基磨削液, 当砂轮速度从 50 m/s 提高到 146 m/s 时, 试验测量得到的宏观对流换热系数 H_f 从 $47\,800$ W/m²·K 增大到 $143\,000$ W/m²·K^[6]。在本文试验条件下, 磨削速度较高时($v_s = 50$ m/s), 对流换热系数反而有所降低, 有可能与磨削区流体膜层厚度变化有关, 具体机制有待于在未来开展进一步研究。

4 结论

(1) 本文基于实测磨削温度信号和圆弧接触移动热源模型, 建立了深切磨削条件下, 磨削区内流体对流换热系数 CHTC 分布的反推方法。CHTC 分布反推方法考虑了磨削区热流在工件、砂轮、磨屑和磨削液之间的热分配关系, 不仅适用于缓进深切磨削, 也适用于高效深切 HEDG 磨削和普通精密磨削工况。

(2) 采用缓进深切顺磨模式, 磨削区内对流换热系数分布形态与传统浅磨明显不同。磨削区内的对流换热系数分布分为两段曲线, 在磨削区前端的小区间, 磨削液对流换热系数有一个明显的上升段, 在主对流换热区, 对流换热系数变化相对平缓, 幅值也明显降低。

(3) 在相同的磨削速度下, 接触弧长和进给速度的变化对主对流换热区的对流换热系数分布形态和幅值的影响较小, 磨削速度是影响对流换热系数的主要因素。在 $v_s = 28 \sim 42$ m/s 区间, 宏观对流换热系数 H_f 变化不大, 为 $23\,000 \sim 25\,000$ W/m²·K。在磨削速度为 $v_s = 50$ m/s 时, H_f 有所降低, 为 $16\,000 \sim 19\,000$ W/m²·K。

参 考 文 献

- [1] MIAO Q, DING W F, KUANG W J, et al. Comparison on grindability and surface integrity in creep feed grinding of GH4169, K403, DZ408 and DD6 nickel-based superalloys[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 49: 175-186
- [2] ALESSANDRA C, ROBERTO T. CBN grinding performance improvement in aircraft engine components manufacture[J]. Proc. CIRP, 2013, 9: 109-114.
- [3] LI B, DAI C W, DING W F, et al. Prediction on grinding force during grinding powder metallurgy nickel-based superalloy FGH96 with electroplated CBN abrasive wheel[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, 34(8): 65-74.
- [4] DING W F, XU J H, CHEN Z Z, et al. Grindability and surface Integrity of cast nickel-based superalloy in creep feed grinding with brazed CBN abrasive wheels[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2010, 23(4): 501-510.
- [5] 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.
- [6] ZHAO Z C, QIAN N, DING W F, et al. Profile grinding of DZ125 nickel-based superalloy: Grinding heat, temperature field, and surface quality[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 57: 10-22.
- [7] JOHNSTONE I. A critical study of high efficiency deep grinding[D]. UK: Cranfield University, , 2002.
- [8] JIN T, STEPHENSON D J. A study of the convection heat transfer coefficients of grinding fluids[J]. Annals of the CIRP, 2008, 57(1): 367-370.
- [9] TORU K, TAKAHASHI K, KATSUMA T, et al. Effect of grinding fluid supply on workpiece temperature in continuous generating grinding [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 60: 410-417.
- [10] MAJUMDAR S, DAS P, KUMAR S, et al. Evaluation of cutting fluid application in surface grinding [J]. Measurement, 2021, 169: 108464.
- [11] LIGHTSTONE M, KOSHY P, TULLIS S. High-coherence jets for focused fluid delivery in grinding[J]. Annals of the CIRP, 2021, 50(1): 293-296.
- [12] HEINZEL C, KIRSCH B, MEYER D, et al. Interactions of grinding tool and supplied fluid[J]. Annals of the CIRP, 2020, 69(1): 624-645.
- [13] ROWE W B, ZHANG L, MORGAN M N. An improved fluid convection solution in conventional grinding[J]. Proc. IMechE Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2013, 227(6): 832-838.
- [14] JIN T, STEPHENSON D J. Analysis of grinding chip temperature and energy partitioning in high efficiency deep grinding[J]. Proc. Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2006, 220(5): 615 - 625.
- [15] ROWE W B, JIN T. Temperatures in high efficiency deep grinding (HEDG) [J]. Annals of the CIRP, 2001, 50(1): 205-208.
- [16] 金滩, 易军. 高速高效磨削传热过程建模与数值分析方法[M]. 北京: 机械工业出版社, 2016.
- JIN Tan, YI Jun. Thermal modelling and numerical analysis methods for high-speed and high-efficiency grinding[M]. Beijing: China Machine Press, 2016.
- [17] LAVISSE B, LEFEBVRE A, TORRANCE A A, et al. The effects of the flow rate and speed of lubricoolant jets on heat transfer in the contact zone when grinding a nitrided steel[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2018, 35: 233-243.
- [18] 《中国航空材料手册》编辑委员会. 中国航空材料手册第 2 卷[M]. 北京: 中国标准出版社, 2001.
- Editorial committee of China Aeronautical Materials Handbook. China aeronautical materials handbook Volume 2[M]. Beijing: China Standards Press, 2001.
-
- 作者简介: 金滩, 男, 1962 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为高效磨削工艺理论与工艺技术、磨削传热分析。
- E-mail: tjin@hnu.edu.cn
- 胡浩, 男, 1997 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为高温合金精密螺纹成形磨削技术与磨削温度场建模分析。
- E-mail: 18438606355@163.com