

doi: 10.12068/j.issn.1005-3026.2018.01.017

镍基单晶高温合金微尺度磨削温度仿真

巩亚东, 周俊, 周云光, 黄雄俊

(东北大学 机械工程与自动化学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘要: 针对镍基单晶高温合金具有较强各向异性以及镍基单晶高温合金微尺度磨削温度场研究较少的情况,建立了基于 Hill 模型的三维磨削温度仿真模型,并采用任意拉格朗日-欧拉法(ALE),实现单晶材料微磨削过程有限元温度仿真,分析微磨削过程中的温度场分布及其变化情况,研究了不同磨削深度、磨削速度以及不同晶面 $\{ (100), (110) \text{ 和 } (111) \}$ 对微磨削温度的影响规律.结果显示:微磨削高温区发生在磨粒前表面与工件接触的半椭圆形区域,即第 II 温度区;磨削区域温度随着磨削深度增加而增加,随着主轴转速增加而增加;在镍基单晶高温合金不同晶面内微磨削时, (111) 晶面温度最高, (110) 晶面次之, (100) 面微磨削温度最小.

关键词: 镍基单晶高温合金;磨削;微磨削;磨削仿真;磨削温度场

中图分类号: TH 161 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2018)01-0082-05

Micro-grinding Temperature Simulation for Nickel-Based Single Crystal Superalloy

GONG Ya-dong, ZHOU Jun, ZHOU Yun-guang, HUANG Xiong-jun

(School of Mechanical Engineering & Automation, Northeastern University, Shenyang 110819, China.

Corresponding author: ZHOU Jun, E-mail: zzssjack@163.com)

Abstract: According to the condition that rare studies are working on micro-grinding temperature field for the nickel-based single crystal superalloy which has strong anisotropy, three dimensional simulation model based on the Hill model was established by ALE method for temperature simulation in micro-grinding process for nickel-based single crystal superalloy. The distribution and variation of temperature fields in the micro-grinding process were discussed, and the influences of grinding depth, grain velocity and different crystal face $\{ (100), (110) \text{ and } (111) \}$ on the micro-grinding temperature were analyzed. The simulation results showed that the high temperature zone happens in the semi ellipse region between the front surface of abrasive and the workpiece. The grinding temperature increases with the grinding depth and grinding speed. During the micro-grinding of single crystal materials, the temperature of (111) crystal plane is the highest, and the (110) is the second, and the (100) is the least.

Key words: nickel-based single crystal superalloy; grinding; micro-grinding; grinding simulation; grinding temperature field

镍基单晶高温合金是一种性能良好的材料,因其具有优越的抗热疲劳性能、抗蠕变性能、组织稳定性好,广泛应用于航空涡轮发动机转子叶片上,而涡轮发动机中最易破坏的部分(榫头和榫槽)是采用磨削工艺制造而成的,因此研究磨削中单晶材料温度场很有意义.随着镍基单晶高温合金微型零件的需求越来越多,这对微尺度磨削

技术提出了更高的要求.而磨削过程中过高的温度对加工表面质量有不利影响,它会造成加工表面烧伤,导致工件表面层机械性能下降.同时磨削镍基单晶高温合金产生的塑性变形层在高温作用下可能发生相变,导致再结晶发生.另外,过高的磨削温度还会导致残余应力的产生以及热变质层等问题,进而影响到零件的疲劳强度和使用性能.

收稿日期: 2016-07-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51375082).

作者简介: 巩亚东(1958-),男,辽宁本溪人,东北大学教授,博士生导师.

国内外许多学者对磨削温度进行了研究,如: Outwater 等通过剪切面上的移动热源理论建立了热量传入工件的热源模型^[1]; Hahn 经过研究得出磨削热主要在磨粒磨削面上生成^[2]; Malkin 采用热电偶测量温度的方法,发现磨削热源的长度是几何长度的 2~3 倍^[3]; Rowe 等建立了把砂轮以及工件的热特性考虑进去的较简化的传热模型^[4]; Guo 等在 Rowe 模型的基础上建立了可以把磨削液的影响考虑进去的新模型^[5]. 虽然国内外对磨削温度作了大量的研究,但关于镍基单晶高温合金的微尺度磨削温度仿真还没有人研究. 而微尺度磨削工艺作为镍基单晶高温合金微型零件加工的重要方法,实现其温度场的仿真研究对了解镍基单晶高温合金的微磨削温度场分布、控制磨削温度和提高镍基单晶高温合金的加工质量具有重要的意义^[6-7].

由于微磨削中磨棒以及加工零件尺寸较小,实验中不易测量或无法通过实验测得较准确的磨削温度^[8],因此对镍基单晶高温合金微磨削加工进行仿真是很有必要的. 通过大型有限元分析软件 ABAQUS 实现的微磨削温度仿真^[9],可以不受实际环境限制. 本文通过单晶材料的微磨削温度仿真模型,分析了微尺度磨削中温度场变化情况,以及磨削深度、主轴转速和不同晶面对磨削温度的影响及其变化规律.

1 单颗磨粒仿真模型的建立

磨削过程的实质是大量无规则的离散分布的磨粒进行的滑擦、耕犁、切削等的综合作用. 磨削中每一颗磨粒都是一个发出热量的点热源,正是由于这一个个的点热源综合作用引起磨削温度的产生. 因此可以把微磨削过程简化为单颗粒模型从而实现单晶材料微磨削温度的仿真研究.

1.1 几何模型

为比较真实地模拟磨削过程,建立模型前,利用超景深显微镜观察了磨头直径 0.9 mm、表层电镀 500# CBN 磨粒的微磨棒,其放大 500 倍照片如图 1 所示;并测得磨粒尺寸约为 20 μm .

由图 1 可以看出,实际中磨粒的形状多为四棱锥形状,为较真实模拟真实磨削环境,将仿真磨粒形状确立为四棱锥,尺寸设定为 20 μm . 为提高计算效率,将磨粒简化为 3 维离散刚体,同时,考虑到磨粒的温度计算和接触稳定性,适当增加了磨粒的网格剖分密度. 图 2 为最终确立的仿真磨粒形状.

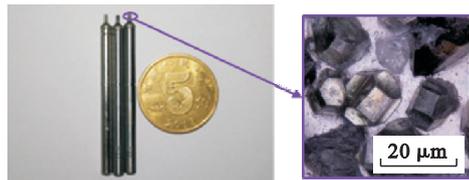


图 1 微磨棒与磨粒照片

Fig. 1 Micro grinding rod and abrasive grain

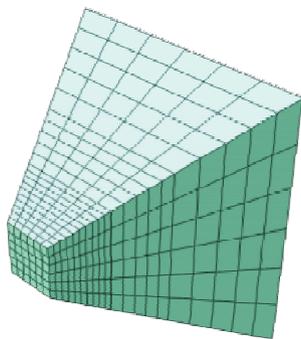


图 2 磨粒建模

Fig. 2 Modeling of abrasive grain

根据仿真需要,设定仿真模型的尺寸为 60 μm \times 60 μm \times 20 μm ,考虑工件为三维可变形体,并进行热-力双向耦合计算;工件材料考虑成正交各项异性材料,通过改变材料坐标系实现单晶材料的不同晶面和晶向的模拟计算;材料失效通过 ABAQUS 的累积损伤机理实现,其中,损伤初始化准则采用剪切损伤,损伤演化形式采用线性位移模式;另外定义仿真模型初始温度为 20 $^{\circ}\text{C}$;为了减少计算量将工件上磨粒磨削区域特别细化,最终建立完成的单颗粒仿真模型装配图如图 3 所示.

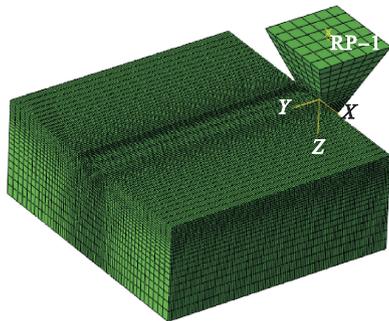


图 3 单颗磨粒仿真模型

Fig. 3 Simulation model of single abrasive

1.2 材料模型

只有正确的材料模型才能保证仿真结果的正确性. 本文仿真模型采用的是针对正交各向异性单晶材料的 Hill 材料模型. Hill 材料模型目前广泛应用于拉伸和压缩屈服应力相等或相差不大的正交各向异性材料^[10],而对于镍基单晶高温合金,DD3 是一种典型正交各向异性镍基单晶高温

材料,其结构是 FCC,它的拉伸和压缩屈服应力几乎相等,特别适用于 Hill 模型. Hill 材料模型表示方法:

$$\sigma_s^2 = A(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + B(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + C(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 3D\sigma_{23}^2 + 3E\sigma_{31}^2 + 3F\sigma_{12}^2 \quad (1)$$

式中: σ_s 为参考屈服应力,一般取某一主轴方向的屈服应力; A, B, C, D, E 和 F 是 6 个独立的各向异性参数,它们和材料主方向相关,可以通过沿三个材料主方向的单向拉伸试验和剪切屈服试验确定. 对于 FCC 结构的单晶材料,沿材料主轴 $[001], [011]$ 和 $[111]$ 三个方向的屈服特性相等,因此可以得到如下关系: $A = B = C = 1, D = E = F$. 于是可以把式(1)变化成式(2),得到 Hill 材料模型的简化表达式,式中 D 为材料常数,可以通过其他方向屈服应力来确定. 对于本仿真模型,最终根据 DD3 的各方向材料特性以及式(2)确立 D 值为 1.709. DD3 在 $100\text{ }^\circ\text{C}$ 环境下 $[100]$ 晶向主要的材料参数:导热率为 $10.19\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$;比热容为 $481\text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$;热膨胀系数为 $12.38\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$;弹性模量为 130 GPa ;泊松比为 0.313 ;密度为 $8\,200\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$;材料常数 D 为 1.709. 对于 DD3 其他主要晶向和不同温度下具体的材料参数,可以查阅《中国航空材料手册》获得.

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 3D(\sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2 + \sigma_{12}^2)]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

将 DD3 特定的材料性能参数导入到 ABAQUS 的 Hill 模型中,就可以实现镍基单晶高温合金的微尺度磨削仿真.

1.3 仿真模型的实验验证

为说明仿真模型的正确性,对 DD3 设计了单因素实验,并采用热电偶测量法分别测量了不同晶面处的磨削温度,结果发现实验中不同晶面内磨削温度变化趋势与仿真结果变化趋势基本一致,从而验证了 Hill 材料模型模拟单晶材料各向异性的可行性,最终确定 Hill 材料模型是适用于 DD3 的,说明了仿真模型的可行性.

实验中设定主轴转速为 $50\,000\text{ r}/\text{min}$,磨削深度为 $10\text{ }\mu\text{m}$,进给速度为 $100\text{ }\mu\text{m}/\text{s}$,分别测得 $(100), (110)$ 和 (111) 晶面内平均磨削温度为 $145, 161$ 和 $181\text{ }^\circ\text{C}$. 观察数据可得出,相同磨削参数磨削单晶材料不同晶面时,在 (100) 晶面磨削时磨削温度最低, (111) 晶面内最大, (110) 的磨削温度介于之间,这趋势与仿真结果一致(不同晶面相关仿真结果与分析见 2.5 节).

并且在实验中发现,实验测量的微磨削温度明显低于仿真出的磨削温度,仿真出的磨削温度一般达到 $300\text{ }^\circ\text{C}$ 以上,而实验测量温度只有 $180\text{ }^\circ\text{C}$ 左右,这是因为实验测量的磨削温度不是瞬时的. 磨粒磨削工件时产生磨削热需要一定的时间传递到热电偶接头上,而且热电偶丝还需要特定的反应时间才能测量到温度信号,并且在热传递过程还会有大量的损失,导致热电偶接头处测量的磨削温度并不是瞬时最高温度;而仿真温度是通过电脑高速运算得出的,计算出的结果具有瞬时性,计算结果即为磨削过程中理论上最高温度,故导致仿真出的磨削温度明显高于实验测量的磨削温度.

2 仿真结果与分析

2.1 温度区定义

磨削本质是单颗磨粒的切削过程,根据金属切削机理,可以将磨削中材料切屑形成过程划分为 3 个变形区,热的产生主要发生在变形区内,依此可以将 3 个变形区划分为 3 个温度区. 图 4 是单晶材料三维微磨削仿真的温度云图,为了便于观察和分析温度场的变化,将三维模型从磨粒中间切分得到图 5 所示的剖面图,从剖面图中可以清楚地看到温度场的 3 个温度区 I, II 和 III.

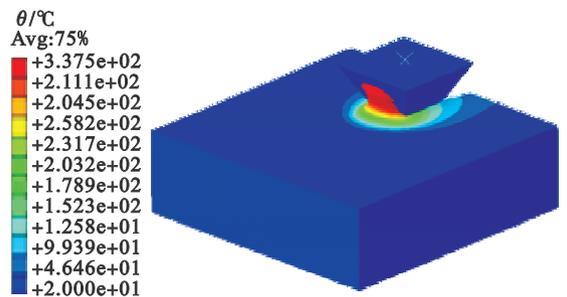


图 4 三维仿真温度云图

Fig. 4 Temperature field in micro-grinding simulation

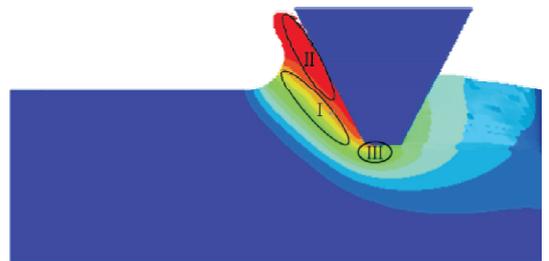


图 5 温度区

Fig. 5 Temperature zones

第 I 变形区为剪切温度区,热主要来自于材料切屑变形产生的剪切热;第 II 变形区为磨屑 -

前刀面摩擦温度区,热主要来源于材料变形产生的剪切热和磨屑与刀面摩擦产生的摩擦热;第Ⅲ变形区为工件-后刀面摩擦温度区,热主要来源于磨粒底部与工件间的摩擦热.根据仿真结果可以发现,第Ⅱ变形区的温度明显高于Ⅰ,Ⅲ温度区,这是因为第Ⅱ变形区的温度相对于其他温度区既有材料变形的剪切热,又有摩擦产生的大量的摩擦热.高温中心发生在第Ⅱ变形区.

2.2 微磨削中温度场变化

图6为微磨削过程中磨粒速度1 m/s,磨削深度5 μm 时不同时刻温度场的变化情况.由图6可以发现,当磨粒刚开始切入时材料变形主要发生在磨粒底部刃口处,变形产生的剪切热导致刃口处温度急剧上升,在 $t = 3.2 \times 10^{-6}$ s时高温达到178 $^{\circ}\text{C}$;随着磨粒的持续切入,磨粒前表面靠近底部一侧形成一半椭圆形磨削温度区,这是因为磨屑沿着磨粒前表面摩擦不断产生的摩擦热以及材料变形产生的剪切热综合作用的结果,在 $t = 5.1 \times 10^{-6}$ s时最高温度达到252 $^{\circ}\text{C}$;随着磨粒前表面堆积材料的增加,磨屑对磨粒压力增加,磨屑与磨粒前表面摩擦产生的热也增加,磨削高温中心开始沿磨屑移动方向扩大,到 $t = 1.0 \times 10^{-5}$ s时磨削温度基本稳定,温度持续在320 $^{\circ}\text{C}$ 上下波动,此时磨削过程进入稳定状态.

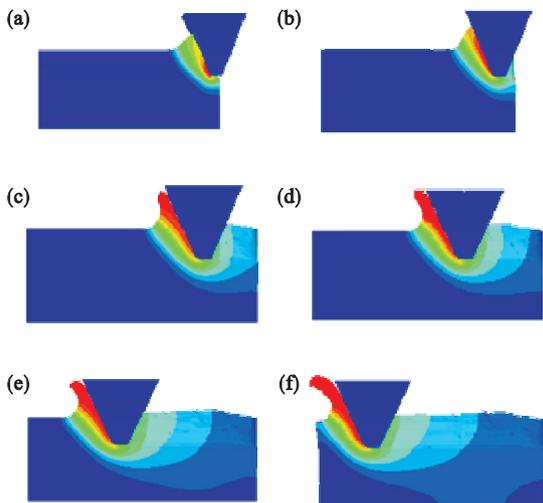


图6 微磨削仿真过程中温度场变化

Fig. 6 Temperature field in micro-grinding simulation

- (a) — $t = 3.2 \times 10^{-6}$ s, $\theta_{\max} = 178$ $^{\circ}\text{C}$;
 (b) — $t = 5.1 \times 10^{-6}$ s, $\theta_{\max} = 252$ $^{\circ}\text{C}$;
 (c) — $t = 9.6 \times 10^{-6}$ s, $\theta_{\max} = 321$ $^{\circ}\text{C}$;
 (d) — $t = 1.3 \times 10^{-5}$ s, $\theta_{\max} = 335$ $^{\circ}\text{C}$;
 (e) — $t = 2.0 \times 10^{-5}$ s, $\theta_{\max} = 318$ $^{\circ}\text{C}$;
 (f) — $t = 2.5 \times 10^{-5}$ s, $\theta_{\max} = 329$ $^{\circ}\text{C}$.

2.3 磨削深度对微磨削温度的影响

保持其他磨削参数不变,将磨削深度分别设

定为2,4,6 μm ,得到不同磨削深度下的温度仿真结果,如图7所示.

根据仿真结果可以看出,随着磨削深度的增加,微磨削温度也随之升高.磨粒开始切入工件材料时温度开始提升并迅速增加到300 $^{\circ}\text{C}$ 左右,之后磨削温度基本稳定,随着磨削过程的进行上下波动.分析认为,温度随磨削深度的增加而增加是因为深度的增大:一方面使得磨粒切削厚度增加,单位时间内材料磨除量增加,磨削能也增加,导致剪切热增多,磨削温度相应增加;另一方面由于切深增加,磨粒与试件的接触面积增大,而镍基单晶高温合金本身导热性较差,使得磨削热的散热条件变差,热量不能及时传递出去导致磨削温度增加.

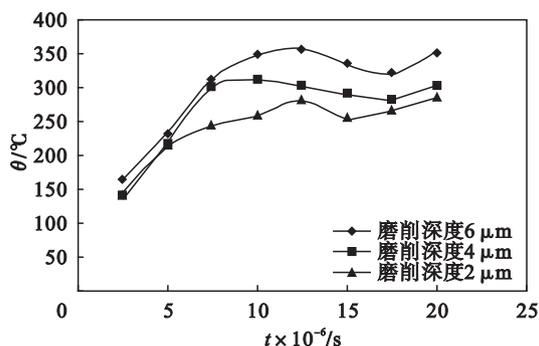


图7 不同磨削深度下磨削温度随时间变化曲线

Fig. 7 Curves of grinding temperature change with time under different grinding depths

2.4 微磨棒线速度对微磨削温度的影响

利用DD3单晶材料进行微磨削温度仿真,保持磨削深度、晶向、晶面等参数不变,磨棒线速度 v_s 分别设定为0.5,1.0,1.5,2.0和2.5 m/s.不同 v_s 条件下磨削区最高温度随时间变化曲线如图8所示.

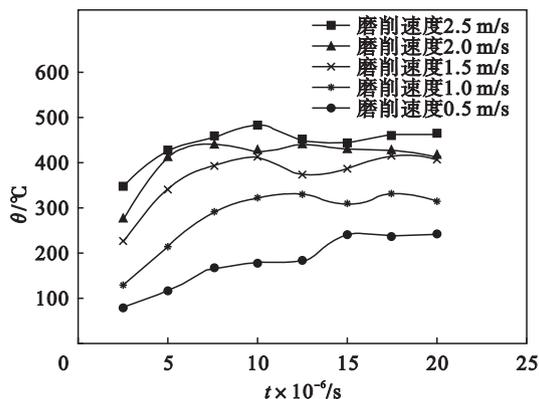


图8 磨削速度不同时磨削温度随时间变化曲线

Fig. 8 Curves of grinding temperature change with time under different grinding speed

通过仿真结果发现在DD3微磨削加工中,磨

棒线速度 v_s 对磨削区最高温度影响的规律:随着磨棒线速度的提高,磨削温度是逐渐增加的,并且速度从 0.5 增加到 1.5 m/s 时,磨削温度增加较快;从 1.5 增加到 2.5 m/s 时,磨削温度增加较慢。

经分析认为产生这种结果的原因是在磨棒线速度较低时,磨粒单位时间内需要去除材料较少,磨粒所承受的负荷较小,单位时间内经剪切变形和摩擦作用产生的热量较少,并且由于速度较慢热量可以更多地随着磨屑和空气传递出去,故磨棒线速度低时磨削温度也较低;随着磨棒线速度的增加,此时单位时间内需要去除的材料增加,单位时间内由于摩擦和材料剪切变形产生的热急剧增加,磨削速度的增加又导致产生的热量不能及时传递出去,使磨削温度区的温度急剧上升,最后在磨粒前表面与材料接触区形成微磨削温度区的高温中心。

2.5 不同晶面对微磨削温度的影响

在磨削深度为 5 μm ,微磨棒线速度为 1 m/s,晶向为 0° 的微磨削条件下,分别在 (100), (110) 和 (111) 晶面内实现微磨削温度仿真,得到时间 $t = 1.2 \times 10^{-5}$ s 时不同晶面仿真温度云图,如图 9 所示。

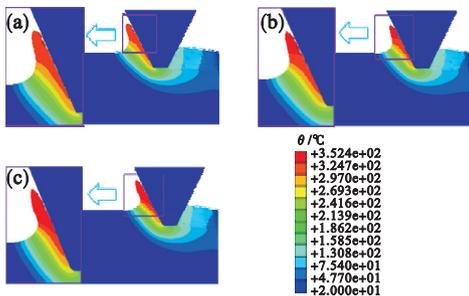


图 9 不同晶面磨削温度云图

Fig. 9 Temperature contour in different crystal face

(a) $-\theta_{(100)} = 288.3^\circ\text{C}$; (b) $-\theta_{(110)} = 315.3^\circ\text{C}$;
(c) $-\theta_{(111)} = 352.4^\circ\text{C}$.

仿真结果显示不同晶面内磨削温度不同,磨削温度分别为 352.4, 315.3, 288.3。大小为 $\theta_{(111)} > \theta_{(110)} > \theta_{(100)}$ 。这是因为单晶材料 DD3 在不同晶面内弹性模量是不一样的,查阅《中国航空材料手册》可知,DD3 镍基单晶高温合金不同晶面内弹性模量大小为 $E_{(111)} > E_{(110)} > E_{(100)}$,并且当温度为 760°C 时 $E_{(111)} = 217\text{ GPa}$, $E_{(110)} = 162\text{ GPa}$, $E_{(100)} = 97.5\text{ GPa}$ 。由于 (111) 晶面弹性模量较大,在该晶面内磨粒使材料产生单位变形需要的磨削力也较大, (111) 晶面内材料产生单位变形时将会产生更多的剪切热,并且由于单位变形所需磨削力较大,单位变形量内磨粒与材料间由于摩擦生成的热也较多,最终导致沿 (111) 晶面内磨削时磨削温度最高。同理分析得到在

(100) 晶面磨削时产生的磨削热和剪切热相对较少,故磨削温度较低, (110) 晶面内磨削时的磨削温度介于 (111) 和 (100) 晶面之间。

3 结 论

1) 采用 Hill 材料模型实现了单晶材料微磨削温度仿真,并通过微磨削温度测量实验验证了模型的正确性。仿真结果发现,微尺度磨削加工中温度场有 3 个温度区,磨削高温区域分布在磨屑-磨粒前刀面接触区,即第 II 温度区。

2) 沿镍基单晶高温合金 3 个主要晶面磨削时,沿着 (111) 晶面磨削时产生的磨削温度最高,沿着 (110) 晶面磨削时磨削温度次之,沿着 (100) 晶面磨削时的磨削温度最低,沿着 (100) 晶面更有利于加工镍基单晶高温合金。

3) 在镍基单晶高温合金的微尺度的磨削过程中,磨削温度随着磨削深度和磨削速度的增加而增大。

参考文献:

- [1] Outwater J O, Shaw M C. Surface temperatures in grindings [J]. *Journal of Heat Transfer—Transactions of ASME*, 1952, 74: 73–78.
- [2] Hahn R S. On the nature of the grinding process [C]// Proceedings of the 3rd Machine Tool Design and Research Conference. Birmingham, 1962: 129–154.
- [3] Malkin S, Cook N H. The wear of grinding wheels. part 2: fracture wear [J]. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1971, 11: 1129–1133.
- [4] Rowe W B, Black S C, Mills B. Experimental investigation of heat transfer in grinding [J]. *Annals of the CIRP*, 1995, 44 (5): 329–332.
- [5] Guo C, Wu Y, Varghese V, et al. Temperatures and energy partition for grinding with vitrified CBN wheels [J]. *Annals of the CIRP*, 1999, 48 (1): 29–34.
- [6] Zhou Y G, Gong Y D, Zhu Z X, et al. Modelling and optimisation of surface roughness from microgrinding of nickel-based single crystal superalloy using the response surface methodology and genetic algorithm [J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 34 (2): 62–74.
- [7] Aurich J C, Engmann J, Schueler G M, et al. Micro grinding tool for manufacture of complex structures in brittle materials [J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*, 2009, 58 (1): 311–314.
- [8] Qureshi A H, Koenigsberger F. An investigation into the problem of measuring the temperature distribution on the rake face of a cutting tool [J]. *Annals of the CIRP*, 1966, 14 (2): 189–199.
- [9] 赵腾伦. ABAQUS 6.6 在机械工程中的应用 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2007: 55–65.
(Zhao Teng-lun. The application of ABAQUS 6.6 in mechanical engineering [M]. Beijing: China Water Power Press, 2007: 55–65.)
- [10] Hill R. The mathematical theory of plasticity [M]. London: Oxford University Press, 1950: 89–100.