doi:10.3969/j.issn.1673−9833.2025.04.003

单颗金刚石磨粒磨削镍基高温合金 GH4169 模拟研究

陈宏轩，曾　鑫，陈　帅，周　胜，黄文科

（湖南工业大学 机械工程学院，湖南 株洲 412007）

摘　要: 基于ABAQUS仿真软件建立了GH4169单颗磨粒三维正交磨削的热力耦合模型。研究了磨粒形态、磨削速度和磨削深度在磨削过程中对磨削力以及磨削温度的影响。仿真结果表明：六面体磨粒受到的平均磨削力最小为 0.14 N；磨削力与工件磨削后的表面温度均与磨深、磨速呈正相关；磨削过程中工件的最高温度出现在发生剪切变形、摩擦做功的第二剪切区；磨粒的最高温度出现在磨粒前刀面刃口的尖角处，其中六面体磨粒前刀面刃口的平均单元温度最低，为 689.9 ℃。

关键词：高温合金；热力耦合；有限元模拟；磨削力；磨削温度

中图分类号：TG580.1　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：1673−9833(2025)04−0017−09

引文格式：陈宏轩，曾　鑫，陈　帅，等 . 单颗金刚石磨粒磨削镍基高温合金 GH4169 模拟研究 [J]. 湖南工业大学学报，2025，39(4)：17−25.

A Simulation Study of Grinding Nickel-Based High Temperature Alloy GH4169 with a Single Diamond Grit

CHEN Hongxuan，ZENG Xin，CHEN Shuai，ZHOU Sheng，HUANG Wenke

（College of Mechanical Engineering，Hunan University of Technology，Zhuzhou Hunan 412007，China）

Abstract：Based on ABAQUS simulation software, a thermal coupling model has thus been established for GH4169 single grain three-dimensional orthogonal grinding. An investigation has been made of the effects of grit morphology, grinding speed, and grinding depth on grinding force and temperature during the grinding process. The simulation results show that the minimum average grinding force experienced by hexahedral grits is 0.14 N; the grinding force and the surface temperature of the workpiece after grinding are positively correlated with the grinding depth and speed; the highest temperature of the workpiece during the grinding process occurs in the second shear zone where shear deformation and frictional work occur; the highest temperature of the grit occurs at the sharp corner of the front cutting edge of the abrasive grain, among which the average unit temperature of the hexahedral grit front cutting edge is the lowest, at 689.9 ℃ .

Keywords：high-temperature alloy；thermal coupling；finite element simulation；grinding force；grinding temperature

0　引言

镍基高温合金作为一种重要的结构材料，具有抗蠕变、抗疲劳、抗腐蚀等优良特性被广泛地应用于航天、航海等领域[1−2]。同时镍基高温合金具有耐高温、强度高、摩擦系数大、导热系数低等特性，使得此类

收稿日期：2024−05−15

基金项目：国家自然科学基金资助项目（11902113）；湖南省教育厅科学研究基金资助优秀青年项目（22B0584）

作者简介：陈宏轩，男，湖南工业大学硕士生，主要研究方向为难加工材料的高效精密加工，E-mail：1980173916@qq.com

通信作者：曾　鑫，男，湖南工业大学讲师，博士，硕士生导师，主要研究方向为合金材料的强韧化机理和表面特性微观机理，E-mail：14260@hut.edu.cn

金属在加工时容易发生塑性变形；且磨削力大，磨削过程中易产生加工硬化，属于难加工材料[3−4]。从微观上看磨削过程是大量的细微磨粒共同切削作用的集成，在加工过程中，由于磨削深度通常为微米级，所以很难通过实验的方式观测其磨削机理。故大部分学者将磨粒简化为具有规则形状的多面体，采用运动学仿真，更好地观测磨粒与工件的相互作用，进而揭示磨削参数对磨削过程的影响[5]。刘瑞虎等[6]采用光滑粒子流体动力学的方法，将磨粒理想化为正多面体磨粒进行三维磨削仿真，发现采用高速低深磨削可以减小工件的残余应力，有利于提高工件的表面质量。巨孔亮[7]基于 ABAQUS 软件建立了 TC4 钛合金的二维正交切削模型，探究了刀具前角等参数对切屑的形态、形成和断裂的影响，得到了采用正前角刀具切削时得到的切屑主要为连续的带状，采用负前角刀具进行切削时切屑容易断裂的结论。Zhu T. 等[8]对镍基高温合金进行了单颗磨粒磨削仿真研究，结果表明锯齿形磨屑由磨屑形成时剪切面周期性失稳导致，速度增加剪切滑移面变窄，分割频率变小。李超等[9]对镍基高温合金 GH^{4169} 进行了仿真研究，结果表明磨削力与磨粒前角和磨削深度成正相关。刘晓初等[10]采用 DEFORM-3D 软件，研究了 Al_2O_3 磨粒与 45 钢不同相对位置装配时对磨屑形成的影响，以及应力应变分布规律，研究结果表明，磨屑的形成与刀具的旋转角度呈负相关，且等效应变最大值出现在磨粒前刀面与工件接触区域。

综上，学者们对单颗磨粒磨削模拟研究主要集中在磨屑形态及工件表面质量方面，且大部分学者是从二维角度出发建立二维正交磨削模型。但实际的磨削过程是大量不同形状的磨粒共同作用的结果，且磨粒嵌入砂轮的形式也多种多样。故本文基于 ABAQUS 有限元仿真软件，建立了单颗金刚石磨粒下的镍基高温合金 GH^{4169} 三维正交磨削模型，探究磨粒刃口形态、磨削速度和磨削深度对磨削力和磨削热的影响，进一步揭示单颗磨粒三维微观磨削机理。

1 单颗磨粒磨削模型

1.1 J-C 本构模型

因为单颗金刚石磨粒的形状、大小各有差别。在对磨削仿真的研究过程中，众多学者对磨粒进行了理想化的处理[11]。

GH^{4169} 高温合金的密度为 8 240 kg·m^{-3}，泊松比为 0.3，弹性模量为 220 GPa；金刚石磨粒的密度为 3 523 kg·m^{-3}，泊松比为 0.096，弹性模量为 882 GPa，其物理力学参数如表 1 所示[12−13]。

表 1 镍基高温合金 GH^{4169} 和金刚石磨粒的物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of nickel-based high temperature alloy GH^{4169} and diamond grits

温度 / ℃	镍基高温合金 GH^{4169}			金刚石磨粒		
	λ/ (W·(m·K)$^{-1}$)	c/ (J·(kg·K)$^{-1}$)	α/ 10^{-6}K^{-1}	λ/ (W·(m·K)$^{-1}$)	c/ (J·(kg·K)$^{-1}$)	α/ 10^{-6}K^{-1}
100	14.7	451.0	11.8	1 800	719	1.80
200	15.9	480.0	13.0		1 065	2.53
300	17.8	481.4	13.5		1 298	3.03
400	18.3	493.9	14.1		1 469	3.52
500	19.6	514.8	14.4		1 589	3.83
600	21.2	539.0	14.8		1 699	4.07
700	22.8	573.4	15.4		1 782	4.32
800	23.6	615.3	17.0		1 859	4.57
900	27.6	657.2	18.4		1 953	4.93
1 000	30.4	707.4	18.7		2 012	5.43

磨削过程是一个涉及高应变和高温的复杂过程，本构失稳的临界条件描述为

$$\frac{\mathrm{d}\sigma}{\mathrm{d}\varepsilon}=\frac{\partial\sigma}{\partial\varepsilon}+\frac{\partial\sigma}{\partial\dot{\varepsilon}}\frac{\partial\dot{\varepsilon}}{\partial\varepsilon}+\frac{\partial\sigma}{\partial T}\frac{\partial T}{\partial\varepsilon}=0\text{。}\tag{1}$$

由于 J-C 本构模型考虑了应变和温度等因素，能够较好地描述工件材料在高应变率下的变形行为，故采用 J-C 本构模型，表达式为[8]

$$\sigma=(A+B(\varepsilon^{\mathrm{pl}}))\left(1+C\ln\frac{\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left[1-\left(\frac{T-T_{\mathrm{r}}}{T_{\mathrm{m}}-T_{\mathrm{r}}}\right)^{m}\right]\text{。}\tag{2}$$

式（1）（2）中：σ 为流变应力；A 为屈服应力；B 为硬化模量；$\varepsilon^{\mathrm{pl}}$ 为塑性应变；$\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}$ 为塑性应变率；n 为应变硬化指数；C 为应变率强化参数；$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率，取 $\dot{\varepsilon}_0$ =1；T 为工件材料温度；T_{r} 为室温；T_{m} 为材料的熔点；m 为热软化参数。

镍基高温合金 GH^{4169} 的本构参数见表 2[14]。

表 2 镍基高温合金 GH^{4169} 的 J-C 模型参数

Table 2 J-C model parameters of nickel-based high temperature alloy GH^{4169}

A/MPa	B/MPa	C	m	n	T_{m}/℃	T_{r}/℃
1 241	622	0.013 4	1.3	0.652 2	1 300	25

1.2 磨屑分离准则

当材料单元的损伤程度达到预先设定的临界值时，材料单元的损伤消失，且一部分会从工件上剥离从而形成磨屑。J-C 本构模型中材料的断裂失效判据由等效塑性应变确定，可描述为[15]

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}=\left[D_1+D_2\exp\left(D_3\,p/q\right)\right]\times\left[1+D_4\ln\left(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0\right)\right]\times\left[1+D_5\ln\left(\left(T-T_{\mathrm{m}}\right)/\left(T_{\mathrm{m}}-T_{\mathrm{r}}\right)\right)\right]\text{。}\tag{3}$$

式中：$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}$ 为判断初始损伤的等效应变；p 为压应力；q 为等效应力；D_1~D_5 为合金 GH^{4169} 材料在室温下的剪切破坏参数，取值为 −0.239, 0.456, 0.3, 0.07, 2.5。

材料断裂标准定义为

$$w=\sum\left(\Delta\bar{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}\Big/\Delta\varepsilon_{\mathrm{f}}^{\mathrm{pl}}\right)。\tag{4}$$

式中：$\Delta\bar{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}$ 为等效塑性应变增量；$\Delta\varepsilon_{\mathrm{f}}^{\mathrm{pl}}$ 为失效应变。

当 $w\geqslant 1$ 时，材料发生破坏，磨屑分离。

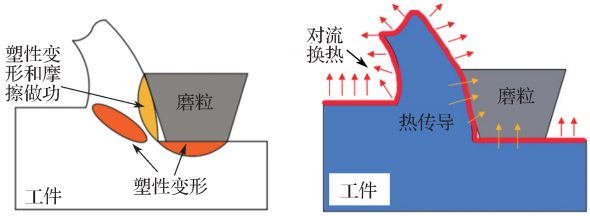
1.3　磨削热模型

在 ABAQUS/Explicit 求解器中，磨粒和磨屑之间的力为基于修正的库仑摩擦，模型如下：

$$\tau_{\mathrm{f}}=\begin{cases}\mu\sigma_{\mathrm{n}}, & \mu\sigma_{\mathrm{n}}<\tau_{\mathrm{s}};\\ \tau_{\mathrm{s}}, & \mu\sigma_{\mathrm{n}}\geqslant\tau_{\mathrm{s}}。\end{cases}\tag{5}$$

式中：τ_{f} 为磨粒前刀面上所受的摩擦力；μ 为磨粒与磨屑之间的摩擦系数；σ_{n} 为正应力；τ_{s} 为剪切应力。

图 1 为正交磨削过程中的热模型，包括塑性变形区和摩擦做功区的生热、传热和换热过程。



a）塑性变形和摩擦做功　　b）热对流和热传导

图 1　正交磨削过程中的热模型

Fig. 1　Thermal model in of the orthogonal grinding process

1）塑性应变产生的磨削热 [16]。在热力耦合过程中，每单位体积的塑性应变对热流的贡献为

$$r^{\mathrm{pl}}=\eta\delta:\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}=1/2\Delta t\,\eta\Delta\varepsilon^{\mathrm{pl}}\vec{\beta}:\left(\delta+\delta_{\mathrm{t}}\right)。\tag{6}$$

式中：η 为非塑性热生成率；Δt 为求解时间增量步长；$\vec{\beta}$ 为流向矩阵；δ 为工件应力，且 $\delta=\dfrac{\partial W}{\partial\varepsilon^{\mathrm{el}}}$；$\varepsilon=\varepsilon^{\mathrm{el}}+\varepsilon^{\mathrm{pl}}+\varepsilon^{\mathrm{th}}$；$\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}=F\left(\bar{q}/\delta^{0}-1\right)^{\lambda}$；

其中，W 为应变能密度，与弹性应变和温度有关，ε 为总应变，$\varepsilon^{\mathrm{el}}$ 为弹性应变，$\varepsilon^{\mathrm{pl}}$ 为塑性应变，$\varepsilon^{\mathrm{th}}$ 为热传递引起的应变，$\bar{q}$ 为 Mises 等效应力，F 和 λ 为与温度有关的材料参数。

在获得塑性应变和增量步长之后产生的热量关系为

$$\begin{cases}\partial\delta=\dfrac{\partial^{2}W}{\partial\varepsilon^{\mathrm{el}}\partial\theta}\partial\theta+\dfrac{\partial^{2}W}{\partial\varepsilon^{\mathrm{el}}\partial\varepsilon^{\mathrm{el}}}:\left(\partial\varepsilon-\dfrac{\partial\varepsilon^{\mathrm{th}}}{\partial\theta}\partial\theta-\partial\varepsilon^{\mathrm{pl}}\right),\\ \partial\varepsilon^{\mathrm{pl}}=\partial\varepsilon^{\mathrm{pl}}\vec{\beta}+\Delta\varepsilon^{\mathrm{pl}}\left(\dfrac{\partial\vec{\beta}}{\partial\delta}:\partial\delta+\dfrac{\partial\vec{\beta}}{\partial\varepsilon^{\mathrm{pl}}}\partial\varepsilon^{\mathrm{pl}}+\dfrac{\partial\vec{\beta}}{\partial\theta}\partial\theta\right)。\end{cases}\tag{7}$$

2）磨粒 – 磨屑摩擦产生的磨削热 [16]。摩擦产生的总能量为

$$P_{\mathrm{fr}}=\tau\cdot\dot{\gamma}=\Delta s/\Delta t\,,\tag{8}$$

式中：τ 为摩擦力；$\dot{\gamma}$ 为相对滑动速率；Δs 为单位增量步的滑动长度。

根据定义，每个接触面上的热流密度为

$$\begin{cases}q_{M}=f_{1}\cdot\eta_{\mathrm{fr}}P_{\mathrm{fr}},\\ q_{N}=f_{2}\cdot\eta_{\mathrm{fr}}P_{\mathrm{fr}}。\end{cases}\tag{9}$$

式中：q_M 为主动面 M 的热流密度；q_N 为从动面 N 的热流密度。

假设主面 M 向从面 N 传递热量，两面传递的热量分别为 q_1 和 q_2，则有：

$$\begin{cases}q_{1}=q_{M}-q_{\mathrm{k}}-q_{\mathrm{r}},\\ q_{2}=q_{N}+q_{\mathrm{k}}+q_{\mathrm{r}}。\end{cases}\tag{10}$$

式中：q_{k} 为传导热；q_{r} 为辐射热，其表达式为

$$q_{\mathrm{k}}=k\left(h,p,\bar{\theta}\right)\left(\theta_{1}-\theta_{2}\right),$$

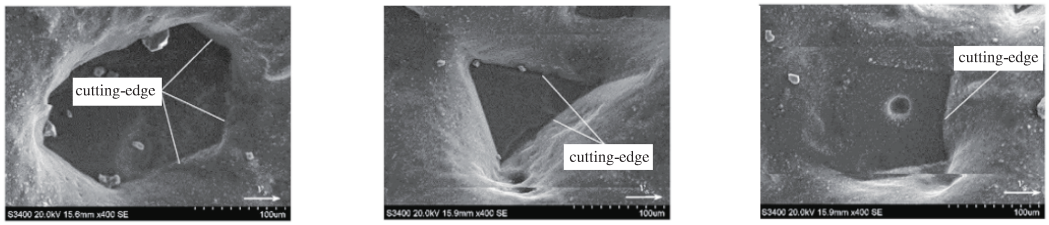
$$q_{\mathrm{r}}=C\left[\left(\theta_{1}-\theta^{z}\right)^{4}-\left(\theta_{2}-\theta^{Z}\right)^{4}\right]。$$

其中，$k\left(h,p,\bar{\theta}\right)$ 为换热系数，是关于接触点对的平均温度、接触干涉和接触压力的函数，C 为表征辐射的参数，与接触面的辐射能力和参数有关，θ^{Z} 为对应温度单位的绝对零度，θ_1、θ_2 是与温度有关的材料参数。

1.4　三维正交磨削仿真模型

本文采用前角为 −10°，代号为 W20 的磨粒进行正交磨削仿真。将工件分为磨削层和基体层两部分，磨削层为 0.08 mm × 0.054 mm × 0.008 mm，为了使计算结果更精确，细化工作区网格。磨削层网格数量为 515 200；基体层网格数量为 463 200，单元类型为 C3D8RT。

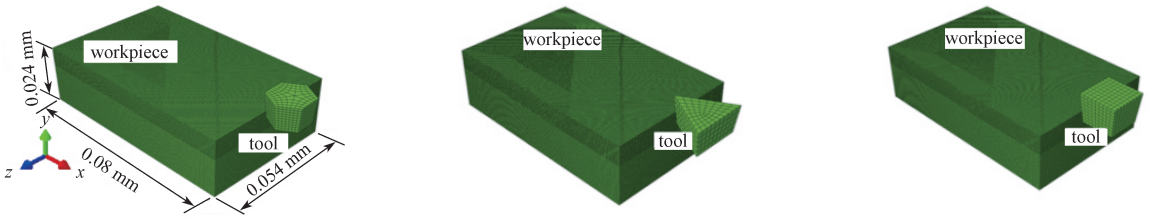
图 2 为不同金刚石磨粒的切削刃形貌，建立的三维正交磨削仿真模型如图 3 所示 [17]。



a）单横双斜刃口　　b）双斜刃口　　c）单横刃口

图 2　不同金刚石磨粒的切削刃形貌

Fig. 2　Cutting edge morphology of different diamond grits



a）单横双斜刃口　　b）双斜刃口　　c）单横刃口

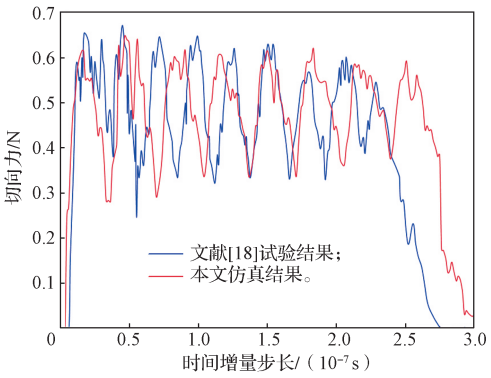
图 3　单颗磨粒三维正交磨削仿真示意图

Fig. 3　Schematic diagram of 3D orthogonal grinding simulation with a single grit

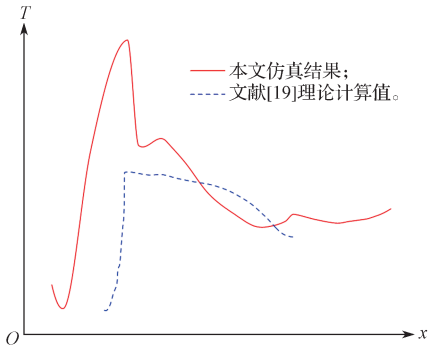
2　模型验证及模拟结果分析

2.1　模型可靠性验证

本文选取切向力和磨屑温度为指标进行对比验证，采用文献[18]给出的磨削用量，磨粒前角为−45°，粒度直径为 50 μm，磨削深度和速度分别为 1 μm 和 200 m/s 进行实验，得到的切向力见图 4a。由图可知，仿真结果与文献结果基本吻合。图 4b 为仿真得到的磨屑温度曲线与文献 [19] 的理论计算值对比曲线，由于仿真中只考虑塑性变形不考虑弹性因素且受网格质量影响，结果虽有较小差异但曲线走向基本保持一致，表明建立的仿真模型具一定可靠性。



a）切向力



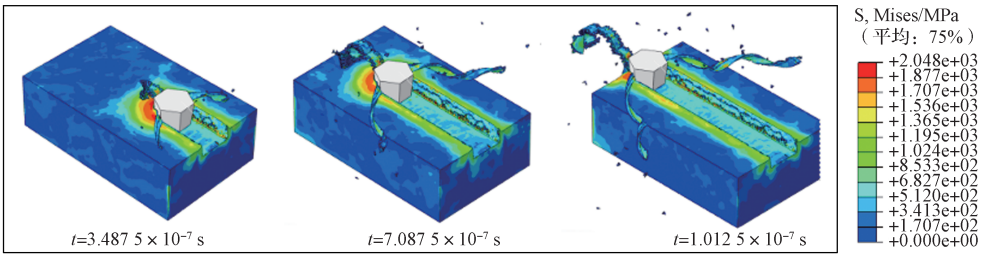
b）磨屑温度

图 4　切向力和磨屑温度仿真值和文献结果对比曲线

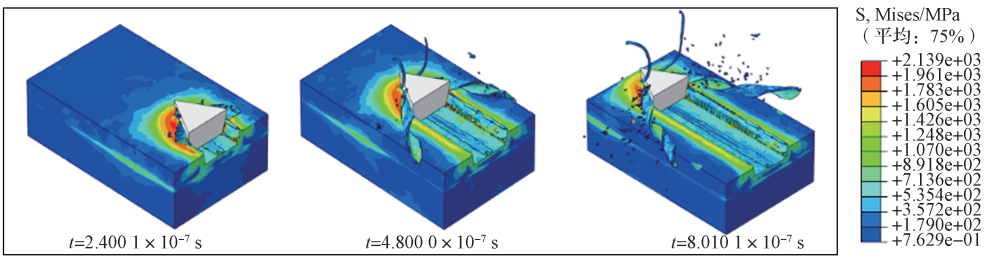
Fig. 4　Comparison curves between simulation values of tangential force and grinding chip temperature and literature results

2.2　仿真结果分析

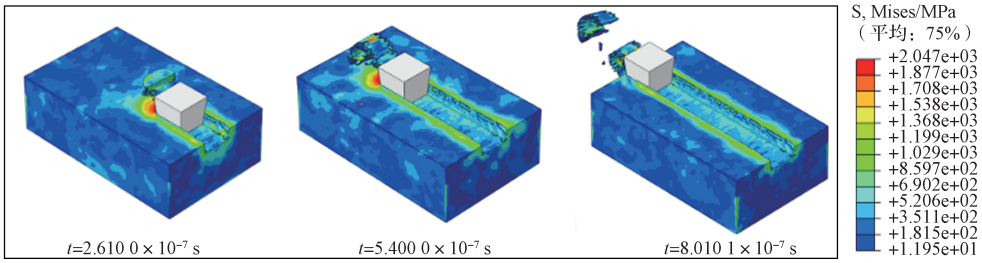
在磨削速度 v=100 m/s，磨削深度为 a_p=4 μm 的条件下，镍基高温合金 GH^{4169} 工件的应力云图如图 5 所示。由图 5 可知，八面体和五面体磨粒产生的磨屑类型为带状，六面体磨粒产生的磨屑类型为锯齿结构。磨削层经塑性应变后被磨粒分离，并沿着前刀面流出，其符合磨削加工过程中磨屑分离的真实情况，进一步验证了模型的正确性。



a）八面体磨粒



b）五面体磨粒



c）六面体磨粒

图 5　不同刃口形态磨粒磨削过程中的工件应力云图

Fig. 5　Stress cloud map of workpiece during grinding with different edge morphology grits

由图 5 还可得知第一剪切区是发生塑性变形的区域，第二剪切区是由于磨粒－磨屑界面附近的强烈摩擦所形成。由于磨粒和新加工面之间的摩擦，第三剪切区位于磨粒边缘的下方。第一变形区是最大应力分布的区域，最大应力达 2 000 MPa 以上。从微观上看，由于第一变形区是剪切滑移区，也是磨削层与基体层开始分离的区域，金属晶粒在磨粒前刃面的推挤作用下，沿滑移线进行剪切滑移，从而产生晶粒伸长和位错，剪应力逐渐增加，故此区域更容易产生弹塑性变形和加工硬化。

2.3　磨削力分析

图 6 为磨削力示意图。

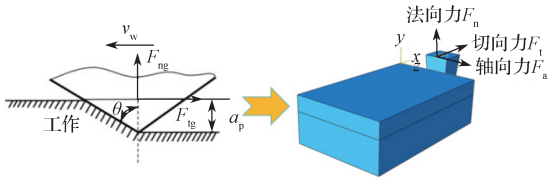
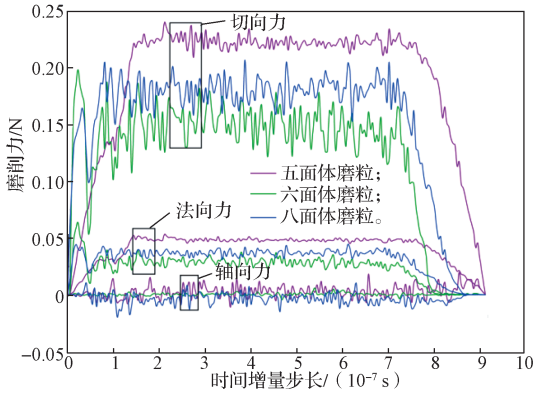


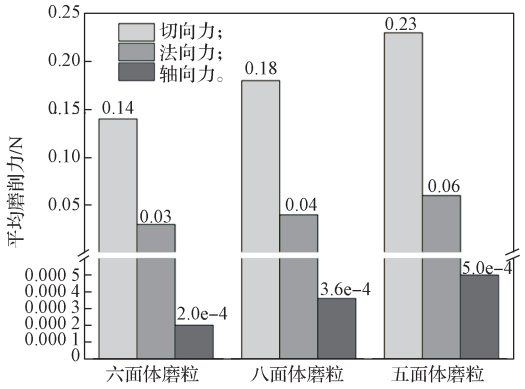
图 6　磨削力示意图

Fig. 6　Schematic diagram of grinding force

图 7 是在磨削速率 v=100 m/s，磨削深度 a_p=4 μm 时，磨削力随时间变化规律曲线。由图 7a 可知，切向磨削力经历了快速上升、平稳波动、迅速下降 3 个阶段。快速上升阶段，磨粒与工件开始发生相互挤压，工件发生弹性形变，不产生磨屑。随着磨粒进一步压入，工件逐渐转变为塑性变形，磨屑开始形成。平稳磨削阶段，磨粒与工件进一步作用，摩擦生热增加，工件材料的温度上升至临界温度，部分工件材料剥离，被剥离的材料沿着剪切面发生剪切滑移而形成磨屑，磨削力在一定范围内稳定波动。迅速下降阶段，磨粒与工件的作用面积不断减小，直到磨削过程完成，磨削力从稳定值迅速减小至 0。从图 7b 可以看出，平稳磨削阶段六面体磨粒的切向和法向磨削力分别围绕 0.14 N 和 0.03 N 上下波动，八面体磨粒和五面体磨粒的切向和法向磨削力分别围绕 0.18 N 和 0.04 N，0.23 N 和 0.06 N 上下波动，三者轴向力波动较小。由此可见，五面体磨粒的磨削力最大，八面体磨粒次之，六面体磨粒最小。这是由于磨粒前刀面的作用刃口不同进而使得沿磨粒与工件沿进给方向上的作用面积不同，作用面积越大其受到的磨削力越大。



a）磨削力随时间变化规律

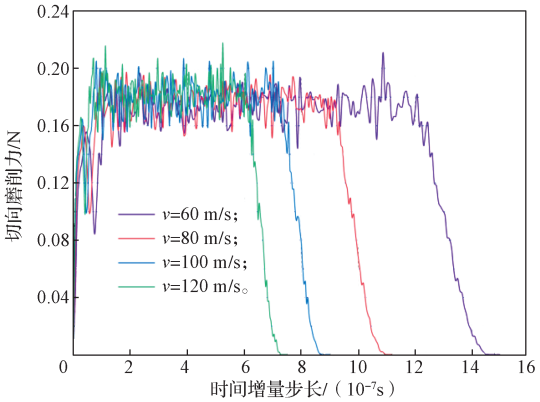


b）平稳阶段平均磨削力

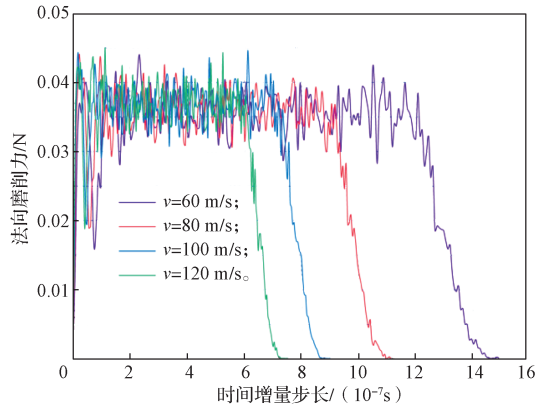
图 7　磨削力随时间变化曲线及平均磨削力

Fig. 7　Grinding force curves with time and average grinding force

采用八面体磨粒，磨削深度为 4 μm，模拟得到的切向力和法向力随时间变化规律如图 8 所示。由图 8 可知，当磨削速度从 60 m/s 提高到 120 m/s 时，可以发现切向和法向磨削力都有小幅度提升。这可能是因为随着磨削速度增大，磨粒的瞬态动能增加，磨粒与工件的作用时间变短，冲击作用变强，导致磨削力有小幅度的提升。



a）切向力

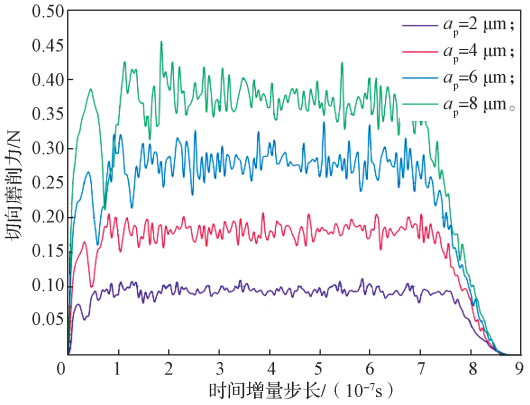


b）法向力

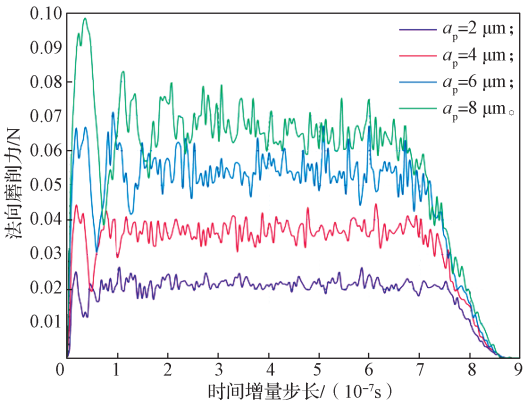
图 8 磨削深度 a_p=4 mm 时，八面体磨粒在不同磨削速度下的磨削力随时间变化曲线

Fig. 8 Variation curves of grinding force with time at different grinding speeds for octahedral grits with a grinding depth a_p=4 mm

图 9 是采用八面体磨粒、磨削速度为 100 m/s 条件下，磨削深度为 2~8 μm 范围内，磨削力随时间的变化曲线。从图 9a 和图 9b 可以看出，一定深度范围内，磨削深度的增加会使 F_t 和 F_n 增大。这是由于磨削深度增加，磨粒与工件接触面积增加，两者相互挤压作用增强。与此同时，磨削过程中产生的磨屑厚度增大并堆积在磨粒前方，对磨粒的行进造成了一定的阻碍，所以切向磨削力增大较为显著。



a）切向力



b）法向力

图 9 v=100 m/s 时，八面体磨粒磨削力随时间变化曲线

Fig. 9 Variation curves of grinding force with time for octahedral grits, with a grinding speed v=100 m/s

2.4 磨削热分析

在磨削深度为 4 m、速度为 100 m/s 条件下，磨削过程中的工件温度云图如图 10 所示。由图可见，热源可分为塑性变形和摩擦做功，大量的热集中在磨粒前刀面与工件的接触区。

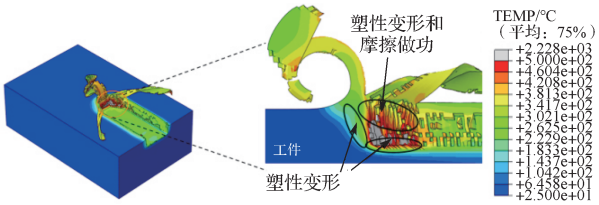
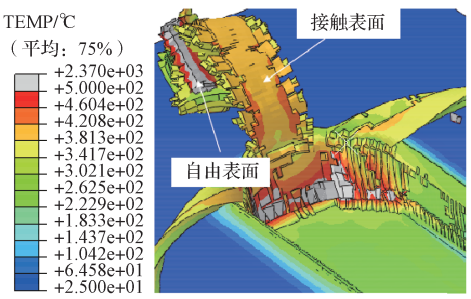


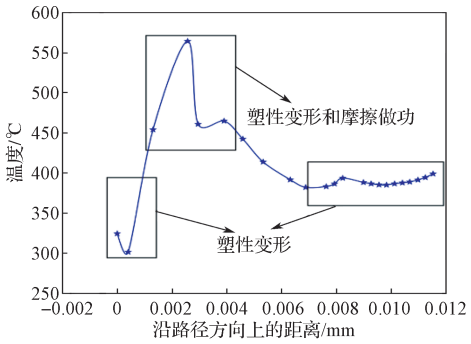
图 10 磨削过程中工件温度云图

Fig. 10 Workpiece cloud map temperature during grinding process

以磨屑根部中点为原点，沿磨屑接触表面流出方向提取节点路径，其路径上的温度变化规律如图 11 所示。由图 11 可知，其温度曲线由 330 ℃迅速上升到 560 ℃再缓慢下降到 380 ℃。这是因为磨屑根部的热量主要来源于工件的塑性变形，沿着路径过渡到第二剪切区时温度最高，此区域的热量由工件的塑性变形和摩擦做功共同作用产生，且磨屑与空气接触面积小，散热困难，故温度较高。磨屑温度曲线由最高点缓慢下降是因为沿着磨屑流出方向，磨屑表面与空气接触的时间渐长，散热时间增加，故曲线缓慢下降。



a）磨屑温度分布云图



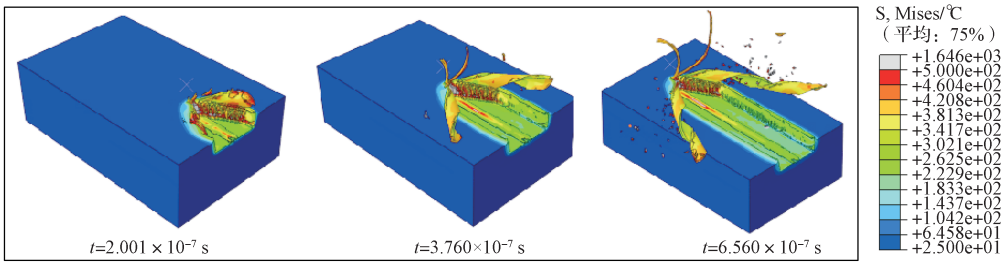
b）节点温度曲线

图 11　磨屑温度分布云图及节点路径温度变化规律

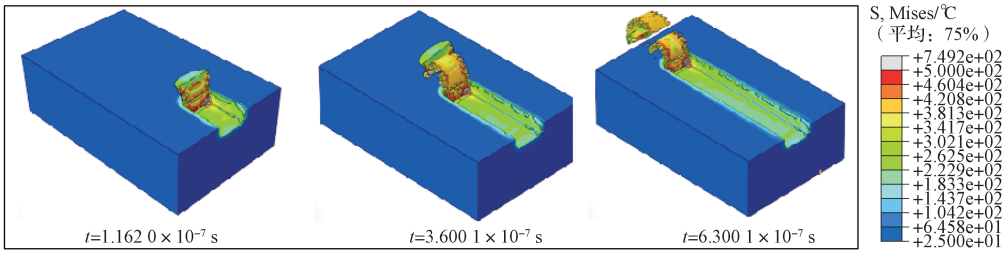
Fig. 11　Cloud map of grit abrasive chip temperature distribution and change rule for temperature in the nodal path

图 12 和图 13 分别为不同刃口形态磨粒下，工件和磨粒的温度分布云图。由图可知，工件的最高温度出现在第二剪切区，因为此区域的热量由磨粒和磨屑相互摩擦以及磨屑的塑性变形共同产生。磨粒温度最高的区域出现在磨粒刃口的尖角处，其中五面体磨粒最高单元温度可达 1 600 ℃。一方面此区域容易产生应力集中，磨削过程中受力大，通过摩擦产生的热量高；另一方面，由于磨削过程极短且此区域位于第二剪切区，不易形成热对流，散热困难，故此处单元温度出现最大值。

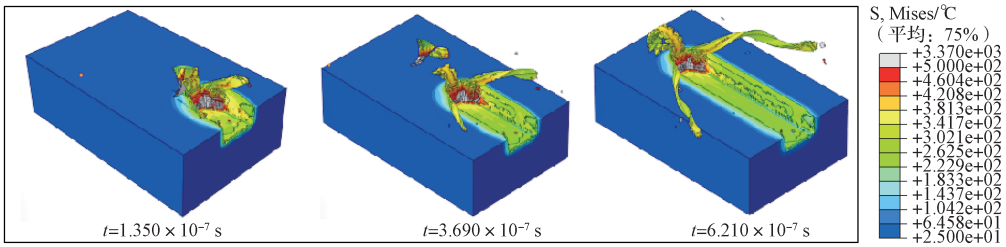
图 14 为磨粒前刀面刃口处最高单元温度随时间的变化曲线和单元平均温度柱状图。



a）五面体磨粒



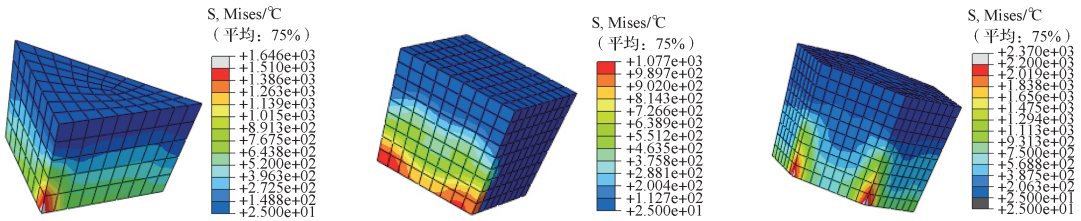
b）六面体磨粒



c）八面体磨粒

图 12　不同刃口形态磨粒磨削过程的工件温度云图

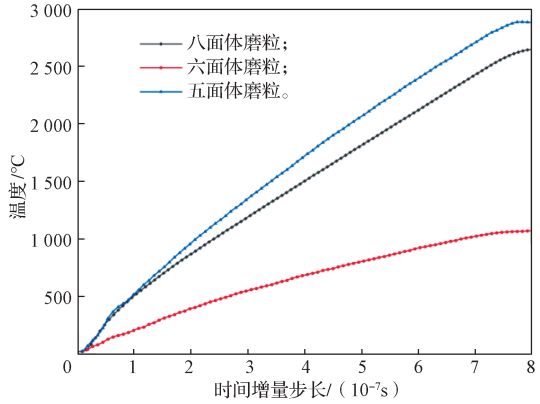
Fig.12　Workpiece temperature cloud map of during grit grinding with different edge morphology



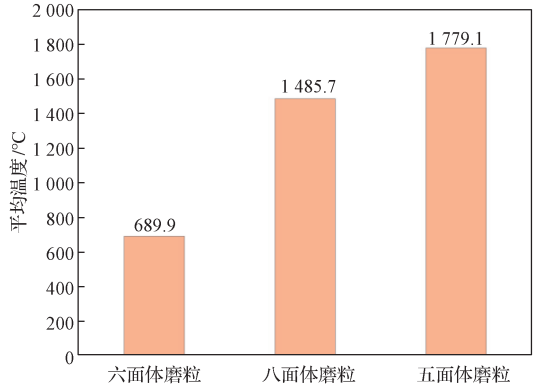
a）五面体磨粒　　b）六面体磨粒　　c）八面体磨粒

图 13　不同刃口形态的磨粒温度分布云图

Fig. 13　Cloud map of temperature distribution of grit with different edge morphologies



a）刃口单元温度随时间变化规律



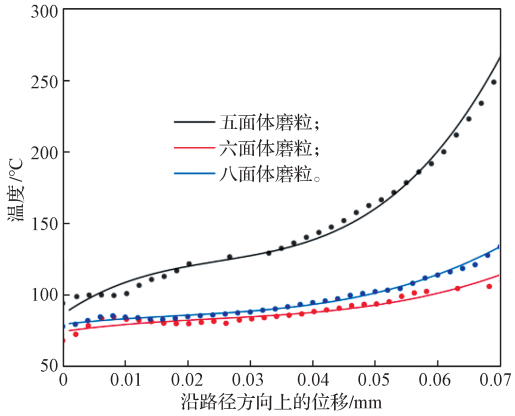
b）刃口单元平均温度

图 14 刃口单元温度随时间变化规律和单元平均温度

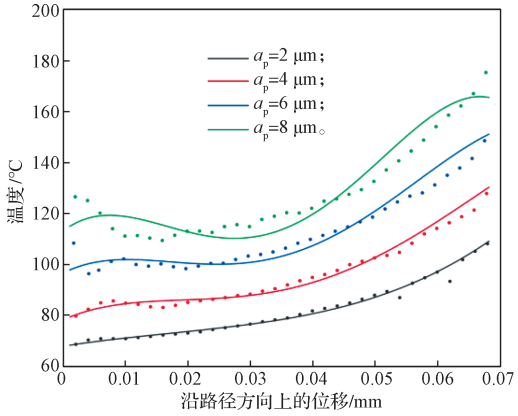
Fig. 14 Variation law of blade unit temperature with time and unit average temperature

由图 14 可知，3 种磨粒的单元温度均随时间增量逐渐上升，五面体磨粒与八面体磨粒的单元温度比较接近且高于六面体磨粒。这是因为前两者磨粒与工件相互作用的前刀面刃口比后者更尖锐，磨削过程中受力更大，且此区域为应力集中区，摩擦生热更多。

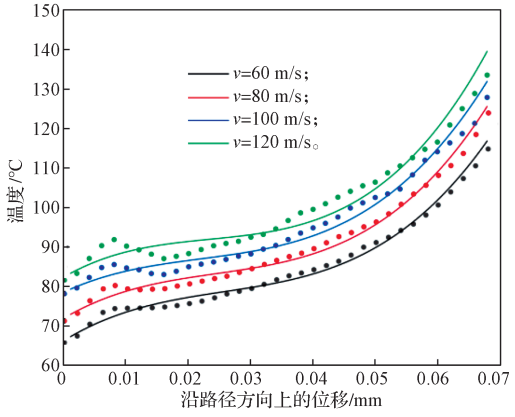
在磨削速度为 100 m/s，磨削深度为 4 μm 条件下，以磨粒切入点为原点，沿磨粒进给方向提取 42 个节点。不同磨削条件下，工件表面沿路径上的节点温度分布规律如图 15 所示。由图 15a 可知，磨粒切出工件后，随着路径方向上的位移增大，温度缓慢升高。这是因为沿路径方向，工件表面节点离磨粒越近，工件表面的散热时间逐渐变短，所以温度升高缓慢。由于磨削是在一个极短的时间内完成的，双斜刃口五面体磨粒磨削工件时其刀面刃口更容易产生应力集中，磨削力最大，且两者之间作用面积最大，通过摩擦产生的热量最多，故磨削过后的工件表面温度最高。由于八面体磨粒在磨削过程中与工件的作用面积略大于六面体磨粒，所以温度略高。由图 15b 可知，工件表面温度随磨削深度的增加而上升。这是由于工件材料与磨粒沿竖直方向上的作用面积变大，材料去除量增加，同时磨削力增大，使得两者接触面相互摩擦产生的热量变多，导致较高的磨削温度。图 15c 可知，磨削速度越快，磨削过后工件的表面温度也越高。这是由于速度越快，磨粒产生的动能越大，在行进过程中磨粒与工件的瞬态冲击作用增强，其冲击产生的热量增多。



a）不同磨粒类型



b）不同磨削深度



c）不同磨削速度

图 15 不同条件下磨削过后工件表面的温度分布曲线

Fig. 15 Temperature distribution curves of workpiece surface after grinding under different conditions

3 结论

本文采用 ABAQUS 仿真软件对 GH^{4169} 镍基高温

合金进行了单颗磨粒磨削仿真分析，研究了不同磨削变量对加工过程中磨削力和磨削热的影响，得到如下结论：

1）3 种刃口形态磨粒的磨削力，单横刃口六面体磨粒的最小，为 0.14 N，双斜刃口五面体磨粒最大，为 0.23 N。在实际加工中尽量采用单横刃口六面体磨粒，以减少应力集中，降低磨削负荷，延缓磨粒磨损。

2）磨削过程中，工件的热量集中于磨粒前刀面与工件接触的第二剪切区，此区域的热量由工件的塑性变形和粒屑摩擦做功共同产生；磨粒的最高温度出现在磨粒前刀面刃口的尖角处，单横刃口六面体磨粒的刃口平均单元温度为689.9 ℃,远小于其余两种磨粒。

3）磨削速度为 60~120 m/s、深度为 2~8 μm 范围内，磨削过后工件表面的温度随磨削速度和深度的增大而增大，磨削深度对温度的影响要远大于磨削速度。加工过程中可以通过降低磨削速度来减小冲击和减小磨削深度来减小磨屑堆积，从而降低工件表面温度，提高工件表面质量。

参考文献：

[1] 高亚龙，赵义瀚，王晓明，等 . 镍基高温合金用于燃气轮机燃烧室概述与进展 [J]. 铸造工程，2023，47(4)：27−33.
GAO Yalong，ZHAO Yihan，WANG Xiaoming，et al. Progress and Overview of Ni-Base Supperalloy Used in Combustor of Gas Turbine[J]. Foundry Engineering，2023，47(4)：27−33.

[2] 张　健，王　莉，谢　光，等 . 镍基单晶高温合金的研发进展 [J]. 金属学报，2023，59(9)：1109−1124.
ZHANG Jian，WANG Li，XIE Guang，et al. Recent Progress in Research and Development of Nickel-Based Single Crystal Superalloys[J]. Acta Metallurgica Sinica，2023，59(9)：1109−1124.

[3] PERRUT M，CARON P，THOMAS M，et al. High Temperature Materials for Aerospace Applications：Ni-Based Superalloys and Γ-TiAl Alloys[J]. Comptes Rendus Physique，2018，19(8)：657−671.

[4] 蔡　明，朱　涛，高兴军，等 . 镍基高温合金磨削加工技术研究现状 [J]. 辽宁石油化工大学学报，2023，43(3)：60−68.
CAI Ming，ZHU Tao，GAO Xingjun，et al. Research Status of Grinding Technology of Nickel-Based Superalloy[J]. Journal of Liaoning Petrochemical University，2023，43(3)：60−68.

[5] 吕黎曙，邓朝晖，岳文辉，等 . 单颗磨粒磨削机理与数据融合驱动的磨削过程建模分析 [J]. 机械工程学报，2023，59(7)：200−215.
LÜ Lishu，DENG Zhaohui，YUE Wenhui，et al. Modeling Analysis of Grinding Process Driven by Single Grain Grinding Mechanism and Data Fusion[J]. Journal of Mechanical Engineering，2023，59(7)：200−215.

[6] 刘瑞虎，郭　磊，刘永胜，等 . 基于 SPH 方法的碳化硅材料单颗磨粒磨削仿真 [J]. 组合机床与自动化加工技术，2022(5)：55−58.
LIU Ruihu，GUO Lei，LIU Yongsheng，et al. Simulation of Single Abrasive Grinding of Silicon Carbide Material Based on SPH Method[J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique，2022(5)：55−58.

[7] 巨孔亮 . 基于 ABAQUS 的磨粒磨削过程切屑形成仿真 [J]. 舰船电子工程，2022，42(6)：87−91.
JU Kongliang. Simulation of Chip Formation in Abrasive Grinding Process Based on ABAQUS[J]. Ship Electronic Engineering，2022，42(6)：87−91.

[8] ZHU T，CAI M，GONG Y D，et al. Study on Chip Formation in Grinding of Nickel-Based Polycrystalline Superalloy GH^{4169}[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology，2022，121(1)：1135−1148.

[9] 李　超，霍文国 . 基于 ABAQUS 的单颗磨粒磨削 GH^{4169} 高温合金有限元分析 [J]. 工具技术，2023，57(8)：86−92.
LI Chao，HUO Wenguo. Finite Element Analysis of Single Abrasive Grinding GH^{4169} Superalloy Based on ABAQUS[J]. Tool Engineering，2023，57(8)：86−92.

[10] 刘晓初，陈　凡，赵　传，等 . 基于 DEFORM-3D 单颗磨粒切削仿真与研究 [J]. 机械设计与制造，2016(10)：69−73.
LIU Xiaochu，CHEN Fan，ZHAO Chuan，et al. Simulation and Research of Single Grain Cutting Based on DEFORM-3D[J]. Machinery Design & Manufacture，2016(10)：69−73.

[11] 刘　伟，刘仁通，邓朝晖，等 . 单颗磨粒磨削仿真研究进展 [J]. 宇航材料工艺，2018，48(4)：1−8.
LIU Wei，LIU Rentong，DENG Zhaohui，et al. Research Progress on Single Abrasive Grain Grinding Simulation[J]. Aerospace Materials & Technology，2018，48(4)：1−8.

[12] HUA Y，LIU Z Q. Experimental Investigation of Principal Residual Stress and Fatigue Performance for Turned Nickel-Based Superalloy Inconel 718[J]. Materials，2018，11(6)：879.

[13] 夏　江，丁文锋，仇　博，等 . 镍基高温合金高速超高速磨削成屑过程的三维仿真研究 [J]. 金刚石与磨料磨具工程，2020，40(6)：58−69.
XIA Jiang，DING Wenfeng，QIU Bo，et al. 3D Simulation Study on the Chip Formation Process in High Speed and Ultra-High Speed Grinding of Nickel-Based Superalloy[J]. Diamond & Abrasives Engineering，2020，40(6)：58−69.

（下转第 34 页）