

基于电磁感应预热的钛合金磨削加工过程优化*

OPTIMIZATION OF TITANIUM ALLOY GRINDING PROCESS BASED ON ELECTROMAGNETIC INDUCTION PREHEATING

汪东明**¹ 单以才² 孟龙晖***³

(1. 江苏电子信息职业学院 汽车工程学院, 淮安 223003)

(2. 南京晓庄学院 电子工程学院, 南京 211171)

(3. 南京工业大学 机械与动力工程学院, 南京 211816)

WANG DongMing¹ SHAN YiCai² MENG LongHui³

(1. Department of Automobile Engineering, Jiangsu Vocational College of Electronics and Information, Huai'an 223003, China)

(2. College of Electronic Engineering, Nanjing Xiaozhuang University, Nanjing 211171, China)

(3. School of Mechanical and Power Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 211816, China)

摘要 为了更好地优化磨削钛合金件表面质量,降低磨削过程温度梯度所造成的表面残余应力的恶化效果,提出了基于电磁感应预热的磨削加工过程。首先,对相应的磨削过程进行三维有限元建模,并对不同的磨削参数和磨削条件下的磨削过程进行仿真分析;其次,对不同的磨削参数和磨削条件下的结果进行分析,确定不同的参数和条件对于磨削结果的影响机制;最后,选取了一组仿真所用参数进行实验分析,并与仿真结果进行对比。结果表明,基于电磁感应预热的磨削加工过程可以在很大程度上优化工件表面残余应力的分布,相应的结果进一步验证了前期对于磨削过程温度梯度的作用机制。

关键词 磨削 有限元 电磁感应 预热 残余应力

中图分类号 TG 580.6

Abstract In order to optimize the titanium alloy workpiece surface finish and reduce the deterioration effect of surface residual stress caused by temperature gradient during grinding, a optimization of grinding process based on electromagnetic induction preheating was proposed. Firstly, the corresponding grinding process was modeled by 3D finite element method, and the grinding process under different grinding parameters and conditions were simulated and analyzed. Secondly, the results under different grinding parameters and conditions were analyzed to determine the influence mechanism of different parameters and conditions on grinding results. Finally, a set of simulation parameters were selected for corresponding experimental analysis and compared with the simulation results. The results show that the grinding process based on electromagnetic induction preheating can optimize the distribution of residual stress on the workpiece surface to a large extent, and the previous inference about the deterioration effect of temperature gradient in the grinding process can be verified by the corresponding results.

Key words Grinding; Finite element; Electromagnetic induction; Preheating; Residual stress

Corresponding author: MENG LongHui, E-mail: menglonghui@njtech.edu.cn, Tel: +86-25-58139352, Fax: +86-25-58139352

The project supported by the Jiangsu Youth Foundation (No. BK20190676), and the Jiangsu Provincial Natural Science Foundation for Colleges and Universities (No. 19KJB460019).

Manuscript received 20230203, in revised form 20230226.

0 引言

随着机械工业的不断发展,目前出现了很多新型机械加工方式,如电火花加工、增材制造等,但传统的

机械加工方式,如切削、磨削等加工方式目前甚至未来的很长一段时期内在工业界依然占有重要的一席之地,且无法被完全取代。

对于磨削加工件,目前在磨削加工表面粗糙度和

*20230203收到初稿,20230226收到修改稿。江苏省青年基金项目(BK20190676),江苏省高校自然科学基金项目(19KJB460019)资助。

**汪东明,男,1972年生,江苏响水人,汉族,江苏电子信息职业学院副教授,工学硕士,主要研究方向为机械制造及其自动化、汽车电子控制技术。

***孟龙晖(通信作者),男,1985年生,江苏高邮人,汉族,南京工业大学机械与动力工程学院副教授,博士,主要研究方向为精密制造、智能制造、加工变形控制。

表面烧伤方面的研究较多。迟玉伦等^[1]基于再生颤振理论建立了一种外圆磨削动力学通用模型,结果表明通过该模型选择的磨削加工参数可有效避免磨削微振纹现象,提高外圆磨削加工质量和加工效率。SOORI M 等^[2]利用建立的虚拟加工方法,在研究中预测了表面粗糙度,使用田口方法优化磨削参数,以降低 Inconel 718 高温合金磨削过程中的表面粗糙度和残余应力。LI Y 等^[3]提出了一种基于改进算法的磨削表面粗糙度在线监测方法,根据磨削力信号和表面纹理曲线的频谱分析,借助卡方分布密度函数,建立了磨削力信号与表面纹理幅频曲线的函数关系,该方法预测精度较高,根据该模型,通过实时采集磨削过程中的力信号,可以实现磨削粗糙度的在线监测。MA X F 等^[4]根据齿轮传动理论推导出的面齿轮与砂轮磨粒之间的映射关系,揭示了面齿轮表面材料去除机制,相应的工作为面齿轮磨削表面形成机制和粗糙度提供了一种新的预测模型,并可用于优化工艺参数以获得更高的齿面完整性。LI Y 等^[5]针对自动磨削过程中陶瓷表面粗糙度实时监测的难点,提出了一种基于磨削力信号和磨削表面纹理曲线的时域-空域谱分析方法,结果表明,该模型可以准确预测硅石陶瓷复合材料磨削表面粗糙度。YING J 等^[6]首先通过观察样品的表面形貌,总结了超声振幅对 SiC 去除形式的影响,然后分析了 SiCp/Al 工艺中 SiC 颗粒脱落和表面粗糙度高的主要原因,通过单因素实验,总结了 SiCp/Al 表面粗糙度在不同超声振动和磨削参数下的变化规律,结果表明,超声振动辅助磨削有利于降低 SiCp/Al 的表面粗糙度。LAVISSE B 等^[7]通过使用残余应力对燃烧后的微观结构进行量化,使用拉曼光谱来检测和表征磨削后出现的不同氧化物,该研究强调了使用最后一种非破坏性方法检测和量化磨削烧伤的可能性。MAO H Y 等^[8]在不同的磨削条件下制备了 1045 钢试样,然后通过观察试样表面的金相组织来判断磨削烧伤程度,建立并设计了临界折射纵波检测和瑞利波检测两种非线性超声检测模型。

以上工作大部分集中于磨削表面粗糙度和烧伤方面的研究,而对于残余应力的优化,目前主要还是基于磨削参数的调整和磨削温度的降低进行优化,本质上对于残余应力有一定的优化效果,但是磨削参数的调整有可能会影响到表面质量的其他方面,如表面粗糙度,甚至会降低加工效率。本文在得出影响磨削表面残余应力本质因素的基础上,提出基于电磁感应预热的钛合金件磨削加工方式,降低磨削区域的温度梯度,并基于砂轮的磨削速度 v_s (即磨削主运动速度,由砂轮转速决定),工件进给速度 v_w (由工件自身决定)

以及磨削深度 a_p (磨削去除的材料层深度) 三个方面进行分析,大幅度优化残余应力的分布。

1 有限元建模

1.1 三维建模

首先基于有限元工具进行相应的仿真,确定不同的磨削参数和磨削条件对于磨削结果的影响。对于砂轮模型,虽然定义了其相应的弹性模量等一系列的参数,但是在定义运动过程中,并未考虑其变形,单纯考虑了其工件之间的热传递效果。

砂轮的外径为 100 mm、厚度为 10 mm,另外,要求其参与磨削的表面网格较为精细,以确保磨削仿真过程中磨削区域仿真结果的准确性。设置砂轮边缘的网格尺寸为 2,同时为提高仿真效率,中间的网格尺寸设置为 20,网格类型为 C3D10MT,即四面体温度位移耦合网格类型,不过后期将砂轮与参考点进行刚性连接,整个砂轮在磨削仿真过程中并未对其变形和应力进行分析,只考虑其与工件之间的热传递效果,最终得到单元数目为 101 821,结果如图 1(a)所示。对于工件模型,其模型尺寸为 50 mm×25 mm×8 mm,由于在磨削过程中,只有中间区域参与了磨削,且磨削的深度不超过 1 mm。所以,将参与磨削部位的网格进行了细化,在磨削深度方向上选取最表层 1 mm 部分将其在深度方向上进行十等分,同时,在磨削区域,将网格的尺寸进一步细化,网格类型为 C3D8RT,即六面体温度位移耦合网格类型,该网格类型将综合考虑工件材料温度与位移耦合的效果,最终得到单元数目为 93 500,最终效果如图 1(b)所示。

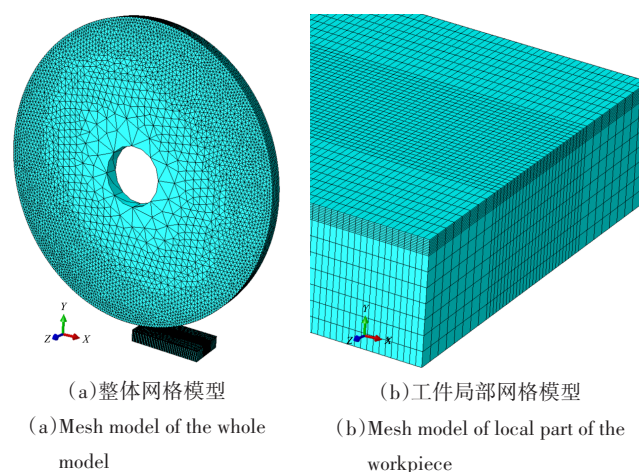


图 1 有限元网格模型

Fig. 1 Finite element mesh model

1.2 材料模型

由 JOHNSON G R 和 COOK W H 在 1983 年提出的 Johnson-Cook (J-C) 本构模型^[9]依然是目前金属加工仿真中广泛使用的本构模型,其表达式为

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\varepsilon})^n] [1 + C \ln(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})] [1 - (\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}})^m] \quad (1)$$

式中, $\bar{\sigma}$ 为工件材料的流动应力; $\bar{\varepsilon}$ 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考等效应变率; T 为工件材料温度; T_{melt} 为工件材料的熔点; T_{room} 为室温。Ti6Al4V 合金的参数如表 1 所示, 其中参数 A 和 B 分别为材料的流动应力起始值和应变硬化系数, 这两者共同描述了材料在塑性变形过程中的硬化行为。参数 C 为应变率硬化系数, 用于表征材料在不同应变速率下的响应。 n 为应变硬化指数; m 为温度软化指数, 分别描述了材料硬化速率随应变增加的变化以及材料随温度增加的软化程度; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考等效应变率, 提供了一个基准, 以评估不同应变速率下的材料行为。而其 J-C 失效参数如表 2 所示, 失效模型参数用于预测材料在极端工况下的失效行为, 包括 5 个失效参数 $d_1 \sim d_5$, 这些参数可以精确地模拟材料在复杂应力状态下的失效模式; T_{melt} 、 T_{trans} 分别为材

料的熔点和相变温度; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考等效应变率, 这是一个关键参数, 用于描述材料在实际失效前所承受的最高应变速率。

表 1 Ti6Al4V 钛合金的 J-C 本构模型参数

Tab. 1 J-C constitutive model parameters of Ti6Al4V titanium alloy

A/MPa	B/MPa	C	n	m	$\dot{\varepsilon}_0$
782.7	498.4	0.028	0.28	1	1×10^{-5}

表 2 Ti6Al4V 钛合金的 J-C 失效参数

Tab. 2 J-C failure parameters of Ti6Al4V titanium alloy

d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	$T_{\text{melt}}/^\circ\text{C}$	$T_{\text{trans}}/^\circ\text{C}$	$\dot{\varepsilon}_0$
-0.09	0.27	0.48	0.014	3.87	1 460	25	1

砂轮设置为刚体, 即忽略其应力和应变的变化, 为了较为准确模拟表面内应力的分布, 砂轮温度及其与工件之间的热传递过程在仿真过程中还是给予考虑和分析。工件和砂轮材料的其他物理性能如表 3 所示^[11]。

表 3 Ti6Al4V 钛合金和所用砂轮的物理参数

Tab. 3 Physical parameters of Ti6Al4V titanium alloy and the grinding wheel used

物理性能 Physical property	Ti6Al4V 钛合金 Ti6Al4V titanium alloy	砂轮 Grinding wheel
热膨胀系数 Coefficient of thermal expansion/ $[\mu\text{m}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})]$	$\alpha(T) = 2.2 \times 10^{-9}T + 8.6 \times 10^{-6}$	4.9
热传导率 Thermal conductivity/ $[\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})]$	$\lambda(T) = 7.039e^{0.00117T}$	50
弹性模量 Elastic modulus /MPa	$E(T) = 0.714T + 113375$	534
比热容 Specific heat capacity $[\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})]$	$C_p(T) = 505.64e^{0.00077T}$	40
密度 Density $[\text{g}/\text{cm}^3]$	4.43	1.19
泊松比 Poisson's ratio	0.34	0.25

1.3 摩擦模型

砂轮和工件表面间的摩擦模型采用修正后的库仑摩擦模型, 其包含黏结区和滑动区两部分。具体的摩擦形式取决于工件材料与砂轮接触点之间的正应力。在滑动区 ($\mu\sigma < \tau_{\text{max}}$), 砂轮与工件间的摩擦应力可以表达为

$$\tau = \mu\sigma \quad (2)$$

在黏结区 ($\mu\sigma \geq \tau_{\text{max}}$), 砂轮和工件之间的摩擦应力可以表达为

$$\tau = \tau_{\text{max}} \quad (3)$$

式中, μ 为滑动区域的摩擦因数; τ_{max} 为工件材料的屈服剪切应力, 可以表达为

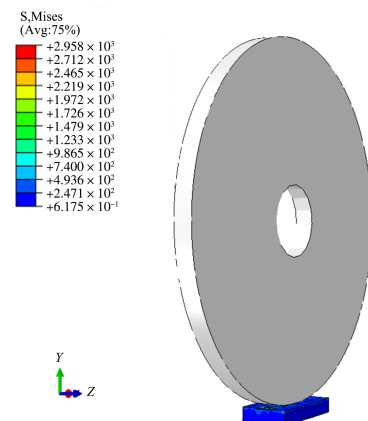
$$\tau_{\text{max}} = \sigma_y / \sqrt{3} \quad (4)$$

式中, σ_y 为材料屈服正应力, 对于 Ti6Al4V 钛合金, 根据文献[12], 取值为 500 MPa。

2 仿真结果与分析

为了考察不同的磨削参数和磨削条件对磨削结果的影响, 选取了不同的磨削速度、工件速度以及磨

削深度作为参数进行考察分析, 同时分析了开槽砂轮和未开槽砂轮磨削结果的对比[图 2(a)、图 2(b)], 同时还分析了电磁感应有无预热条件下的磨削结果[图 2(c)、图 2(d)], 对磨削力、温度以及磨削表面的应力状态[图 2(e)]进行分析。



(a) 未开槽砂轮(传统)磨削仿真

(a) Unslotted grinding wheel (traditional) grinding simulation

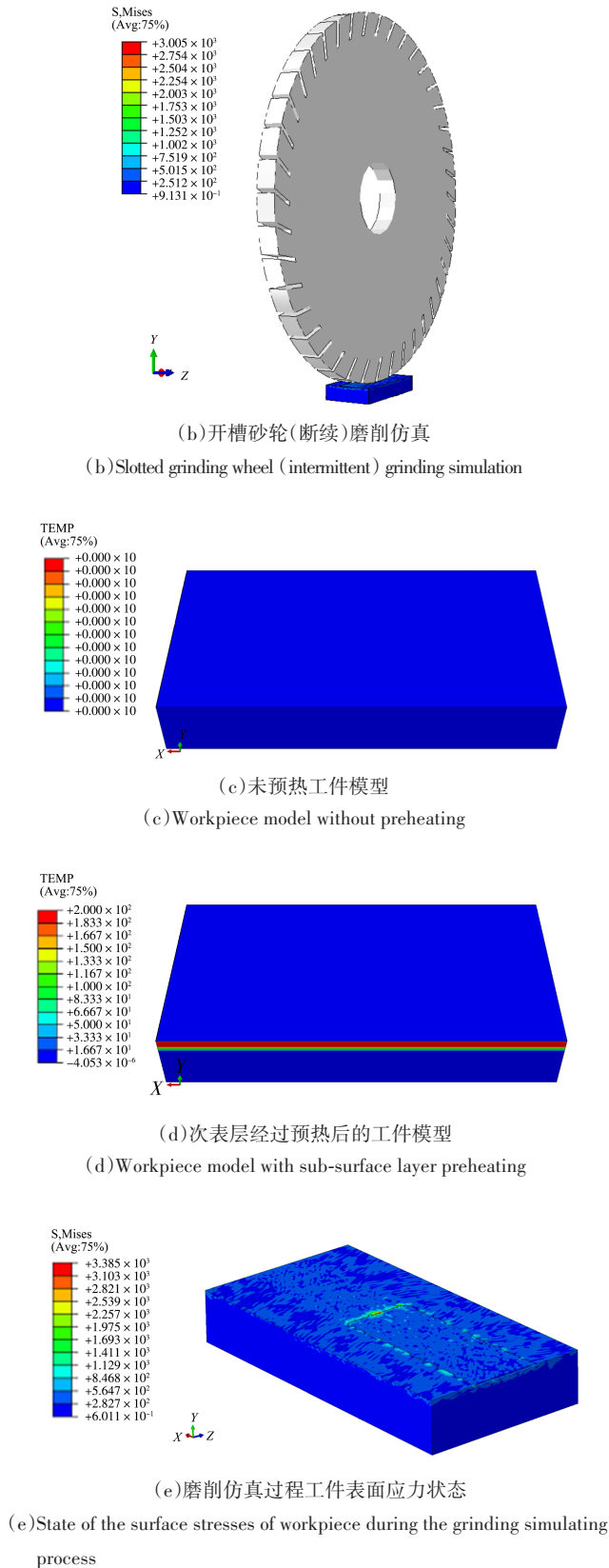


图 2 磨削仿真模型

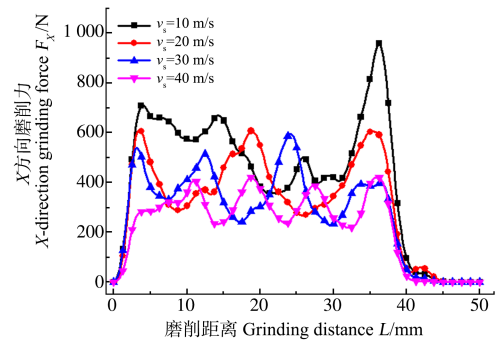
Fig. 2 Grinding simulation model

2.1 磨削力

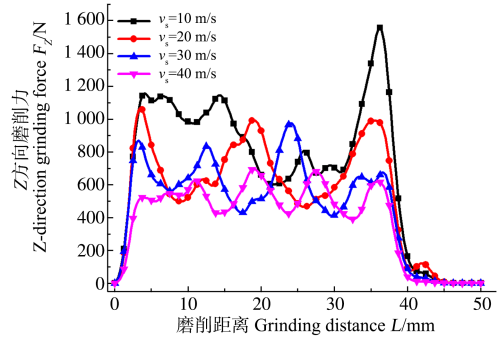
2.1.1 磨削速度

工件速度保持 $v_w=15$ m/min, 磨削深度保持 $a_p=0.2$ mm, 磨削速度 v_s 分别取值 10、20、30、40 m/s, 相应

的磨削力和磨削温度的变化分别如图 3、图 4 所示。



(a) Change of grinding forces in X-direction



(b) Change of grinding forces in Z-direction

图 3 不同磨削速度下的磨削力变化

Fig. 3 Change of grinding forces under different grinding velocities

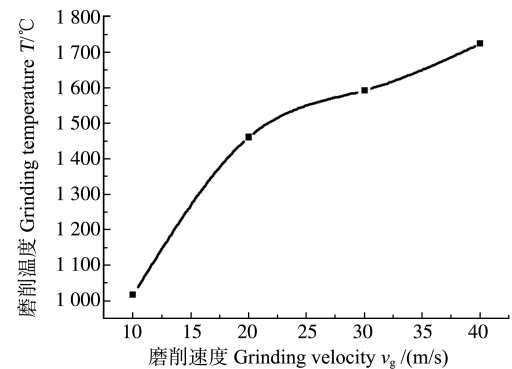


图 4 不同磨削速度下磨削区域温度变化

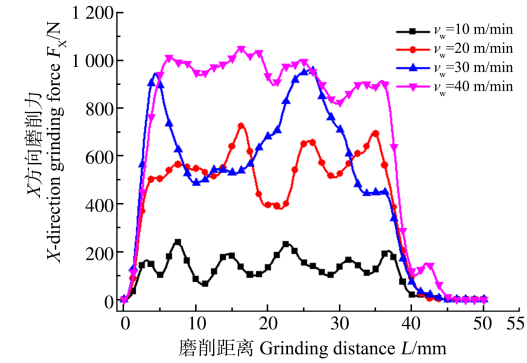
Fig. 4 Temperature change of grinding areas under different grinding velocities

由图 3、图 4 可以看出,随着磨削速度的增大,两个方向磨削力均呈现减小趋势。相应的变化趋势可从两方面理解:首先,由于磨削速度的增大,磨削区域温度会呈现升高趋势,工件材料发生相应的热软化,带来的结果便是硬度降低,从而引起磨削力减小;其次,随着磨削速度的增大,而工件的进给速度保持不变,从而砂轮每转一圈所去除的材料量呈现减小的趋势,这也会进一步使得磨削力降低。而磨削区域的最高温度随着磨削速度的升高始终呈现升高的趋势,这一

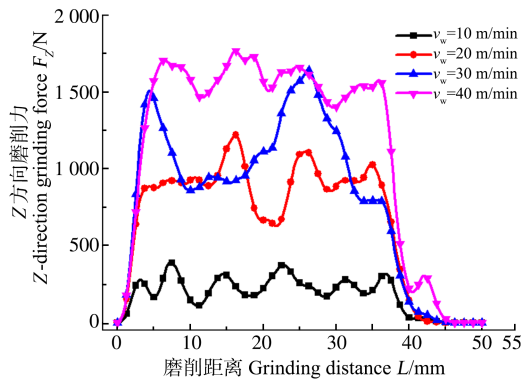
点与传统结论一致。

2.1.2 工件速度

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s, 磨削深度保持 $a_p=0.2$ mm, 工件速度 v_w 分别取值 10、20、30、40 m/min, 相应的磨削力和磨削温度的变化分别如图 5、图 6 所示。



(a) X方向磨削力变化
(a) Change of grinding forces in X-direction



(b) Z方向磨削力变化
(b) Change of grinding forces in Z-direction

图 5 不同工件速度下的磨削力变化

Fig. 5 Change of grinding forces under different workpiece velocities

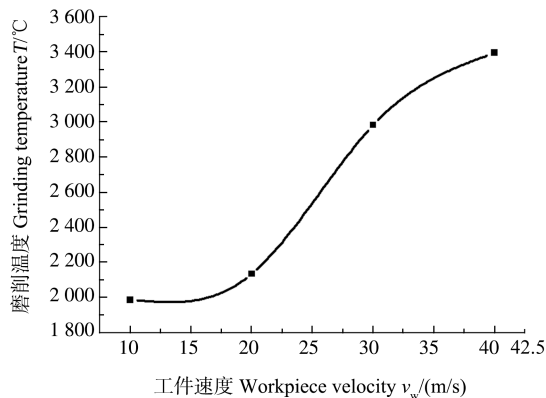


图 6 不同工件速度下磨削区域温度变化

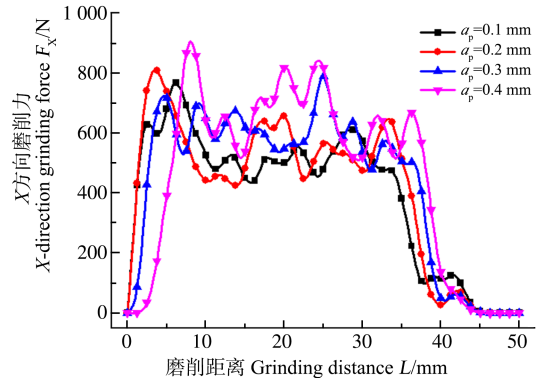
Fig. 6 Temperature change of grinding areas under different workpiece velocities

由图 5、图 6 可以看出, 随着工件速度的增大, 磨削力有明显增大的趋势。当砂轮的磨削速度保持不变时, 随着工件进给速度的增大, 砂轮每转过一圈所需

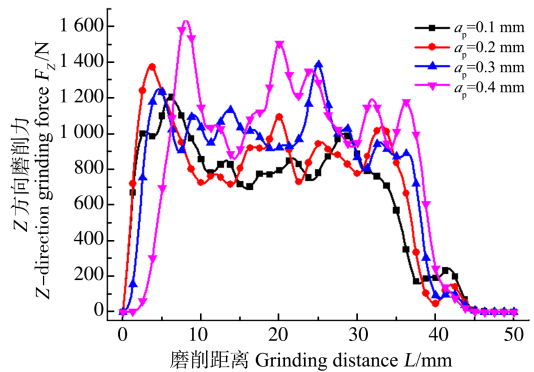
要去除的材料量会增加, 最终导致其在单位时间内需要更大的磨削力来完成相应的材料去除。另外, 磨削温度也呈现明显的升高的趋势, 这是因为更大的磨削力在磨削过程中会引起更多的机械能转换为热能。

2.1.3 磨削深度

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s, 工件速度保持 $v_w=25$ m/min, 磨削深度 a_p 分别取值 0.1、0.2、0.3、0.4 mm, 相应的磨削力和磨削温度的变化分别如图 7、图 8 所示。



(a) X方向磨削力变化
(a) Change of grinding forces in X-direction



(b) Z方向磨削力变化
(b) Change of grinding forces in Z-direction

图 7 不同磨削深度下磨削力变化

Fig. 7 Change of grinding forces under different grinding depths

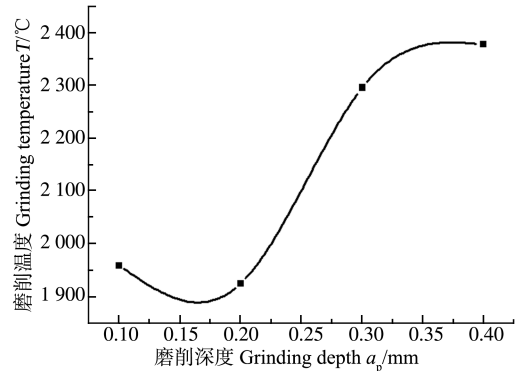


图 8 不同磨削深度下磨削区域温度变化

Fig. 8 Temperature change of grinding areas under different grinding depths

由图7、图8可以看出,随着磨削深度的增加,磨削力有增大的趋势,这一点与传统结果基本一致,即随着磨削深度的增大,单位时间内砂轮需要去除的材料量会增大,因此会产生更大的磨削力。磨削温度存在反常现象,当磨削深度从0.1 mm增大到0.2 mm时,磨削温度有降低趋势;当磨削深度从0.2 mm增大到0.3 mm时,磨削温度升高幅度较大;而当磨削深度从0.3 mm增大到0.4 mm,磨削温度升高幅度较低;这可以从磨削过程生成的热量和磨屑所带走的热量两个方面的综合作用进行考虑。随着磨削深度的增大,理论上磨削温度会升高,但是磨屑量的增加使得其带走的热量也会增大。当磨屑带走的热量大于磨削过程所生成的热量时,温度呈现降低的趋势;反之,则有升高的趋势。

2.1.4 磨削方式

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s, 工件速度保持 $v_w=25$ m/min, 磨削深度保持 $a_p=0.4$ mm, 相应的磨削力和磨削温度分别如图9、图10所示。

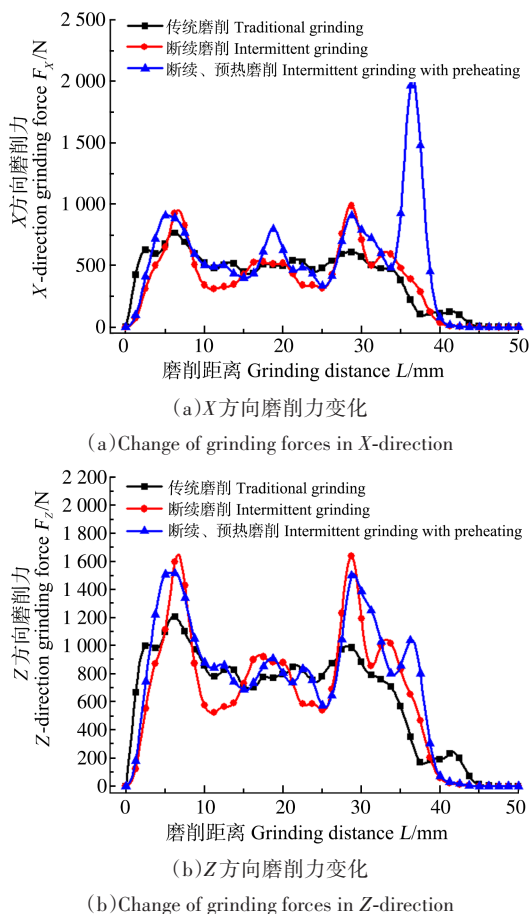


图9 不同磨削方式下磨削力变化

由图9、图10可以看出,传统的磨削过程,其磨削力较为稳定,而断续磨削过程,其磨削力有较大的波动,而断续磨削、预热磨削加工,不管是磨削力的值还是波

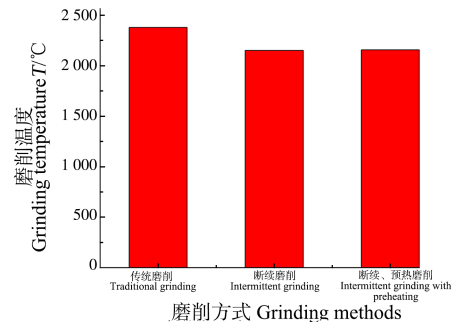


图10 不同磨削方式下磨削温度变化

Fig. 10 Change of the grinding temperature under different grinding methods

动程度,与单纯的断续磨削过程相比,都没有明显变化,这主要是其所预热的温度为200 °C,不算很高。此外,其预热的区域为表面以下0.5 mm处,再往上的材料会有冷却,而磨削的深度仅仅为0.4 mm,并没有作用到预热的区域。因此,可以说预热的结果并未对磨削区域材料产生热软化的效果,最终与单纯的断续磨削过程所得到的磨削力相比,没有很明显的变化。与传统磨削相比,断续磨削和断续、预热磨削加工方式在磨削温度上有降低的趋势,这主要由断续磨削过程给磨削区域一定的冷却时间所导致。

2.2 残余应力

2.2.1 磨削速度

工件速度保持 $v_w=15$ m/min, 磨削深度保持 $a_p=0.2$ mm, 磨削速度 v_s 分别取值10、20、30、40 m/s, 相应的残余应力如图11所示。

由图11可以看出,随着磨削速度的提高,残余应力的变化存在反常现象,当磨削速度从10 m/s增大到20 m/s过程中,最表层残余应力降低,但是当磨削速度从30 m/s增大到40 m/s过程中,最外层的残余应力却逐渐升高。相应的变化趋势可以归因于:当磨削速度从10 m/s增大到20 m/s的过程中,由于磨削力的减小,导致相应材料表面所发生的塑性变形减小,残余应力降低;当磨削速度继续增大时候,磨削温度升高幅度较大,此时,磨削温度将成为影响残余应力的主要因素,随着温度的升高,残余拉应力会逐渐增大,最终表现为后期的反常趋势。

2.2.2 工件速度

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s, 磨削深度保持 $a_p=0.2$ mm, 工件速度 v_w 分别取值10、20、30、40 m/min, 相应的残余应力如图12所示。

由图12可以看出,随着工件速度的增加,残余应力的变化依然有反常趋势,当工件速度从10 m/min增大到20 m/min过程中,最表层残余应力有减小趋势,

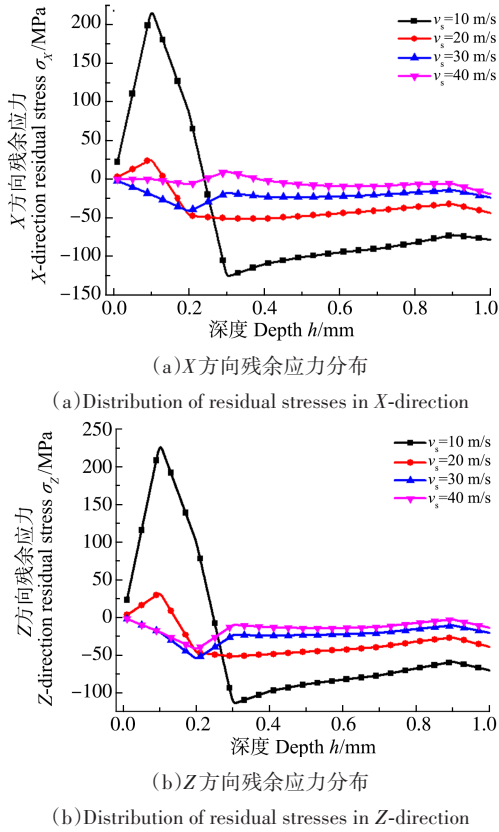


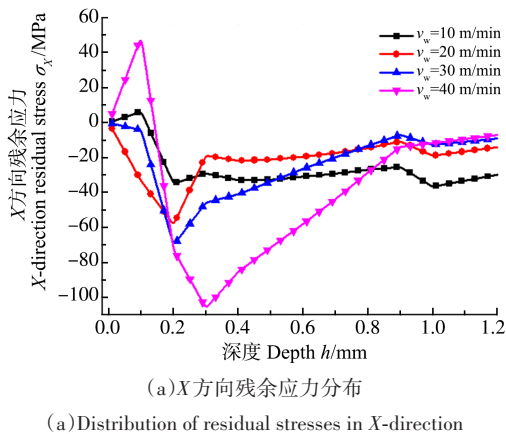
图 11 不同磨削速度下的表面残余应力分布

Fig. 11 Distribution of surface residual stresses under different grinding velocities

这主要得益于磨削力的增大;随着工件速度的逐渐增大,从 30 m/min 增大到 40 m/min 过程中,最表层的残余应力有增大趋势,这还是要归因于后期磨削温度的升高,而温度的升高始终会引起残余拉应力的增大。

2.2.3 磨削深度

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s,工件速度保持 $v_w=25$ m/min,磨削深度 a_p 分别取值 0.1、0.2、0.3、0.4 mm,相应的残余应力如图 13 所示。



由图 13 可以看出,随着磨削深度的增大,最表层的残余应力变化趋势不算很明显,随着磨削深度的增加,残余压应力有逐渐降低的趋势,这是磨削力和磨削温度的共同作用的结果。虽然随着磨削深度的增大,磨削温度有升高的趋势,但是由于磨削深度的增加,被去除材料层也会带走较多热量,从而导致其温度效应不是非常明显,同样,虽然磨削力也会增大,但是磨削力所作用的材料层大多也被去除,最终导致最表层的残余应力变化不是很明显。

2.2.4 磨削方式

砂轮磨削速度保持 $v_s=30$ m/s,工件速度保持 $v_w=25$ m/min,磨削深度保持 $a_p=0.4$ mm,相应的残余应力如图 14 所示。

由图 14 可以看出,仅通过给砂轮开槽的方式,难以使得表面残余应力有较为明显的变化,但是通过预热的方式,可以较为明显地改善相应的残余应力的分布结果,从而使得最表面残余应力呈现较优的压应力分布。原计划通过开槽砂轮进行磨削优化的方式,主要是想通过磨削过程中,让磨削过程断续,使得磨削温度有降低的空间,同时可以使得磨削区域有更多的冷却液进行冷却作用从而降低温度,降低其负面影响,但是实际结果表明,此操作没有明显效果。通过预热的方式,可以降低最表层和次表层材料的温度梯度,降低磨削过程中所发生的热塑性变形,大大降低材料由于温度梯度所造成的较大的塑性变形而形成残余拉应力。

3 实验结果与分析

为验证前期仿真结果的可靠性,这里选取有无电磁感应预热条件下的表面残余应力的分布作为验证对象。相应的实验台装置如图 15 所示。

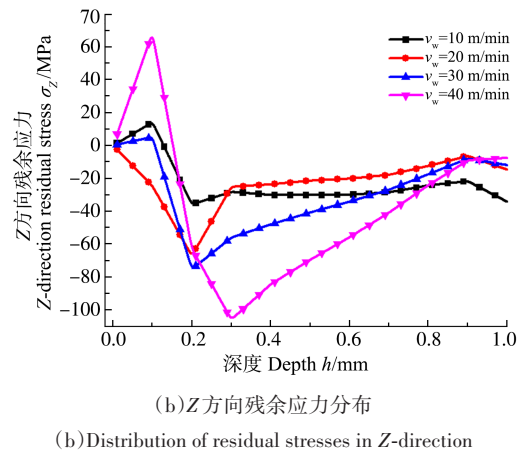


图 12 不同工件速度下表面残余应力分布

Fig. 12 Distribution of surface residual stresses under different workpiece velocities

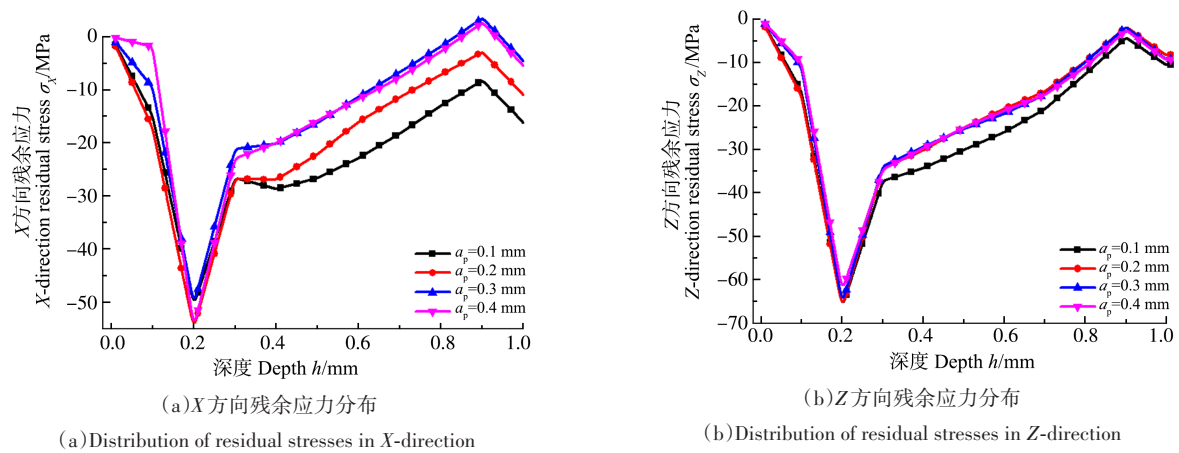


图 13 不同磨削深度下的表面残余应力分布

Fig. 13 Distribution of surface residual stresses under different grinding depths

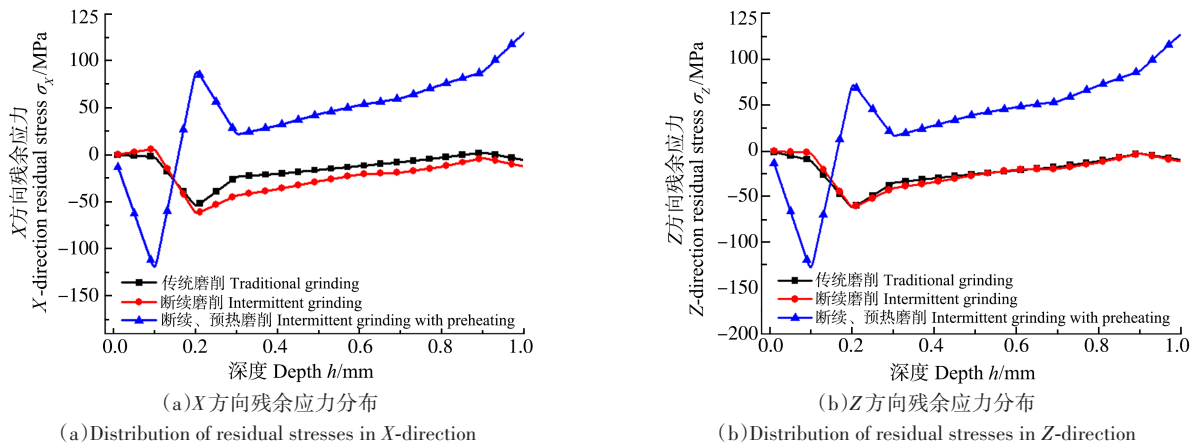


图 14 不同磨削方式下表面残余应力分布

Fig. 14 Distribution of surface residual stresses under different grinding methods

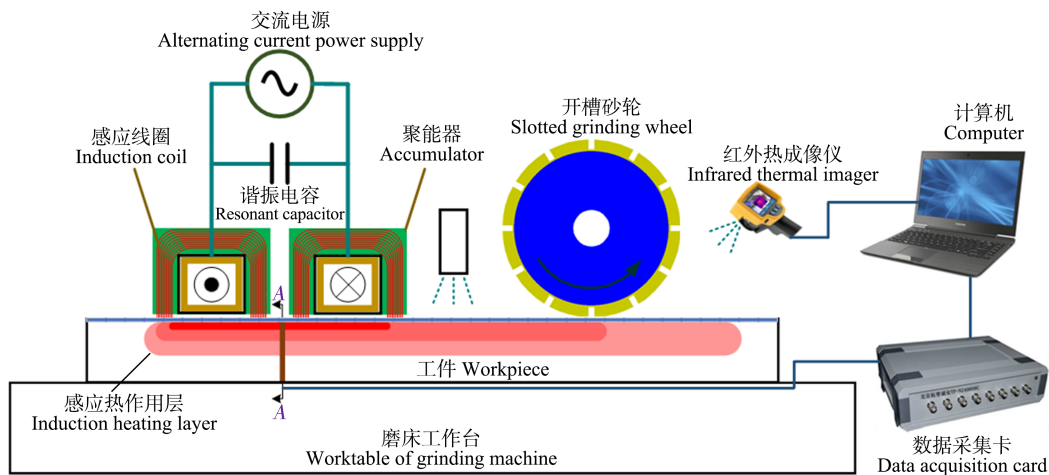


图 15 基于电磁感应预热和开槽砂轮的磨削实验工作台示意图

Fig. 15 Schematic diagram of the grinding experimental bench based on electromagnetic induction preheating and slotted grinding wheel

通过感应线圈对工件进行预热,由于预热过程难以保证最表层材料不被加热,因此,在磨削加工前用大量的冷却液对工件表面进行冷却,使得表面的温度降低,而内部的温度由于还没有来得及降低,已经被磨削加

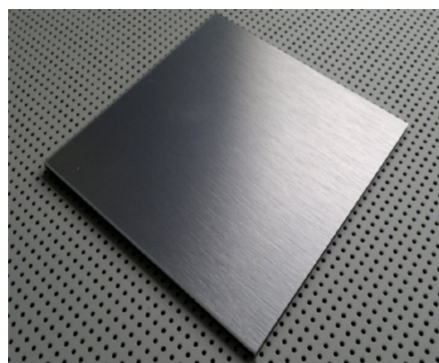
工,最终就表现为次表层被预热的加工效果。相应的实际加工过程和磨削加工所得到的工件如图 16 所示。

通过 X 射线应力仪结合化学腐蚀剥层,最终得到了相应的表面残余应力的分布结果,如图 17 所示。



(a)磨削加工过程

(a)Grinding process

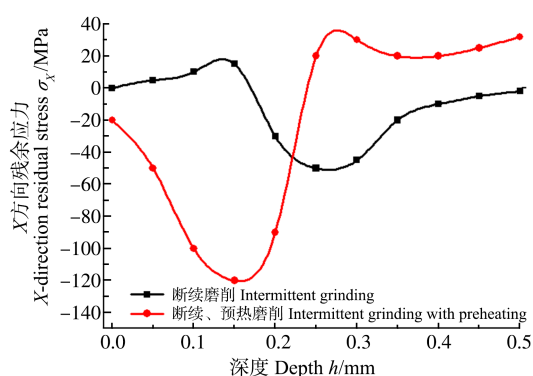


(b)磨削加工所得到的工件

(b)Workpiece after grinding

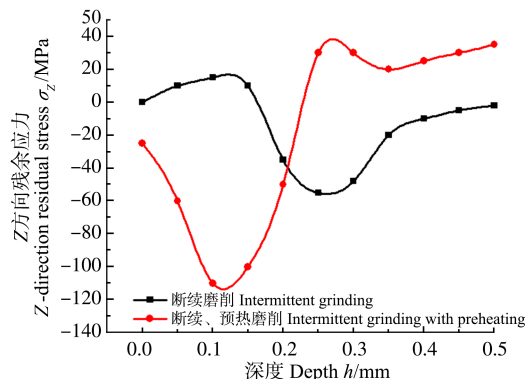
图 16 磨削实验过程和结果

Fig. 16 Grinding experiment process and results



(a)X方向残余应力分布

(a)Distribution of residual stresses in X-direction



(b)Z方向残余应力分布

(b)Distribution of residual stresses in Z-direction

图 17 不同磨削方式下表面残余应力分布实验结果

Fig. 17 Experimental results of distribution of surface residual stresses under different grinding methods

由图 17 可以看出,由于电磁感应预热条件的存在,使得工件表面残余应力的分布呈现明显的压应力状态,该结果与前面的仿真结果较为吻合,从而验证了前期仿真结果的正确性和可靠性。该状态下的残余应力分布可以在很大程度上提高零件的抗疲劳、抗裂纹能力。

4 结论

本文主要基于有限元仿真工具,对钛合金的不同磨削参数和磨削条件下的磨削力、磨削温度以及磨削表面残余应力的分布进行了相应的分析,另外,通过实验对其中一组残余应力进行了验证,最终得到结论如下:

1)随着磨削速度的提高,磨削力并非一直呈现增大的趋势,在一定的磨削速度范围会出现反常现象,该现象主要归因于磨削速度的提高可以在一定程度上使工件材料发生热软化现象,从而降低磨削力。

2)作用在工件表面的磨削力和磨削温度为影响工作表面残余应力分布的两个主要因素,磨削力的增大可以对表面残余应力起到一定的优化效果,而磨削温度的升高则会对表面残余应力起到一定的恶化效果。

3)通过电磁感应预热处理,将次表层材料进行加热,降低在磨削过程中磨削区域和次表层区域材料的温度梯度,可以在很大程度上减小磨削温度梯度的负面影响,从而对表面残余应力的分布起到很好的优化效果。

参考文献 (References)

- [1] 迟玉伦,刘 斌,沈奕峰. 外圆磨削颤振通用模型及稳定性研究[J]. 机械强度,2023,45(1):50-59.
CHI YuLun, LIU Bin, SHEN YiFeng. General model and stability study of cylindrical grinding chatter [J]. Journal of Mechanical Strength, 2023, 45(1): 50-59 (In Chinese).
- [2] SOORI M, AREZOO B. Minimization of surface roughness and

- residual stress in grinding operations of inconel 718[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2023, 32(18): 8185-8194.
- [3] LI Y, LIU Y H, TIAN Y B, et al. Application of improved fireworks algorithm in grinding surface roughness online monitoring [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2022, 74: 400-412.
- [4] MA X F, CAI Z Q, YAO B, et al. Prediction model for surface generation mechanism and roughness in face gear grinding[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 120(7): 4423-4442.
- [5] LI Y, LIU Y H, WANG J L, et al. Real-time monitoring of silica ceramic composites grinding surface roughness based on signal spectrum analysis[J]. *Ceramics International*, 2022, 48(5): 7204-7217.
- [6] YING J, YIN Z, ZHANG P, et al. An experimental study of the surface roughness of SiCp/Al with ultrasonic vibration-assisted grinding[J]. *Metals*, 2022, 12(10): 1730.
- [7] LAVISSE B, WEISS L, KOKANYAN N, et al. Investigations of grinding burn on a nitrided steel [J]. *Procedia CIRP*, 2022, 108: 549-554.
- [8] MAO H Y, LIU Y K, MAO H L, et al. Study for characterizing grinding burn of 1045 steel based on nonlinear ultrasonic coefficients[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2022, 31(11): 9137-9150.
- [9] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//*Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, 1983, 21: 541-547.
- [10] LEE W S, LIN C F. High-temperature deformation behaviour of Ti_6Al_4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1998, 75(1): 127-136.
- [11] SHAO F, LIU Z Q, WAN Y, et al. Finite element simulation of machining of Ti_6Al_4V alloy with thermodynamical constitutive equation [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2010, 49(5/6/7/8): 431-439.
- [12] ZHANG X, ZHANG X, SRIVASTAVA A K. Predicting the high speed cutting process of titanium alloy by finite element method [C]//*ASME 2011 International Manufacturing Science and Engineering Conference*. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2011: 215-224.