

# 纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤 及其试验研究

闫艳燕, 马千里, 张亚飞, 秦飞跃, 赵波

(河南理工大学 机械与动力工程学院, 河南 焦作 454000)

**摘要:** **目的** 探究纵扭超声辅助磨削工艺参数对氮化硅陶瓷亚表面损伤的影响规律。**方法** 首先, 建立纵扭超声振动下单颗磨粒的切削轨迹及其切削弧长模型, 分析纵扭超声辅助磨削独特的加工机理。其次, 考虑砂轮表面磨粒的随机分布特性, 并基于硬脆材料脆塑转变特性及其临界转角界定, 给出纵扭超声辅助磨削单颗磨粒未变形切屑厚度的概率学模型, 进而建立纵扭超声辅助磨削过程中单颗磨粒的平均法向磨削力模型。最后, 建立纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤深度模型, 并进行试验验证。**结果** 纵扭超声振动的引入增大了纵扭超声辅助磨削过程中单颗磨粒的切削弧长, 减小了单颗磨粒平均未变形切屑厚度, 降低了单颗磨粒的法向磨削力, 最终降低了氮化硅陶瓷亚表面损伤的深度, 获得了较好的氮化硅陶瓷表面加工质量。氮化硅亚表面损伤深度随着超声振幅的增大而降低, 当超声振幅为 6  $\mu\text{m}$  时, 亚表面损伤深度为 5.65  $\mu\text{m}$ , 相较于普通磨削亚表面损伤深度降低了 33.6%。理论模型预测结果与试验结果趋势一致, 预测结果与试验结果的最大误差为 13.38%, 平均误差为 8.34%, 因此该模型能够为氮化硅实际加工中亚表面损伤深度的预测提供一定参考。**结论** 纵扭超声辅助磨削能够有效降低氮化硅陶瓷加工表面的亚表面损伤深度, 进而提高氮化硅陶瓷工件的使用性能。

**关键词:** 纵扭超声磨削; 氮化硅; 亚表面损伤; 平均未变形切屑厚度; 磨削加工; 脆塑性转变

**中图分类号:** TG580.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2023)02-0055-12

**DOI:** 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2023.02.006

## Subsurface Damage and Experiment of Silicon Nitride by Longitudinal Torsional Ultrasonic Assisted Grinding

YAN Yan-yan, MA Qian-li, ZHANG Ya-fei, QIN Fei-yue, ZHAO Bo

(School of Mechanical and Power Engineering, Henan Polytechnic University, Henan Jiaozuo 454000, China)

**ABSTRACT:** Silicon nitride ceramics is widely used in aerospace, automotive industry and other fields because it has some advantages, such as high strength, high temperature oxidation resistance and simple to preparation. However, silicon nitride ceramics is one of the typical hard and brittle materials, and its high hardness and brittleness lead to serious subsurface damage

收稿日期: 2022-07-27; 修订日期: 2023-01-04

Received: 2022-07-27; Revised: 2023-01-04

基金项目: 国家自然科学基金 (51575163)

Fund: National Natural Science Foundation of China (51575163)

作者简介: 闫艳燕 (1979—), 女, 博士, 教授, 主要研究方向为硬脆材料精密超精密加工技术。

**Biography:** YAN Yan-yan (1979-), Female, Doctor, Professor, Research focus: precision and ultra-precision machining technology for hard and brittle materials.

引文格式: 闫艳燕, 马千里, 张亚飞, 等. 纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤及其试验研究[J]. 表面技术, 2023, 52(2): 55-66.

YAN Yan-yan, MA Qian-li, ZHANG Ya-fei, et al. Subsurface Damage and Experiment of Silicon Nitride by Longitudinal Torsional Ultrasonic Assisted Grinding[J]. Surface Technology, 2023, 52(2): 55-66.

in the ordinary grinding process, which seriously reduces the workpiece performance. Ultrasonic assisted grinding is considered as state of the art machining process for brittle and hard to machining materials such as ceramics and optical glasses. The work aims to grasp the influence of the process parameters during longitudinal torsional ultrasonic assisted grinding on the subsurface damage of silicon nitride ceramics. In this study, a theoretical subsurface damage model was proposed with the consideration of the ductile-to-brittle transition removal mechanism and random distribution of wear particles in ultrasonic assisted grinding of ceramics. Firstly, the cutting trajectory and cutting arc length model of a single abrasive particle during longitudinal torsional ultrasonic vibration were established. The unique machining mechanism of longitudinal-torsional ultrasonic assisted grinding was analyzed. Secondly, based on the brittle-plastic transition characteristics of brittle materials and the definition of its critical angle, the probabilistic model of the undeformed chip thickness of a single abrasive particle in longitudinal-torsional ultrasonic assisted grinding was given with considering the stochastic distribution nature of the grits on the surface of the grinding wheel. Then the average normal grinding force model of a single abrasive particle in the process of longitudinal-torsional ultrasonic assisted grinding was established by combination of grinding force in plastic removal stage and brittle removal stage. The parameter  $k$  was introduced to represent the influence of overlapping and intersection between different diamond grits. Finally, a model of subsurface damage depth in longitudinal torsional ultrasonic assisted grinding of silicon nitride was established and verified by experiments. The analytical results indicated that longitudinal torsional ultrasonic assisted grinding can reduce the depth of subsurface damage and obtain better surface quality of silicon nitride ceramics by increasing the cutting arc length of a single abrasive particle, reducing the average undeformed chip thickness of a single abrasive particle and reducing the normal grinding force of a single abrasive particle. The subsurface damage of silicon nitride ceramics decreased with the increase of ultrasonic amplitude. When the ultrasonic amplitude was  $6\text{ }\mu\text{m}$ , the subsurface damage depth was  $5.65\text{ }\mu\text{m}$ . Compared with ordinary grinding, longitudinal-torsional ultrasonic assisted grinding can reduce the subsurface damage depth of silicon nitride by 33.6%. In addition, with the same ultrasonic amplitude, the ability of longitudinal-torsional ultrasonic vibration to reduce the subsurface damage depth increased with the increase of grinding depth and feed speed, and decreased with the increase of rotating speed. The predicted results of the theoretical model were consistent with the experimental results, with the maximum error of 13.38% and the average error of 8.34%. Therefore, it can provide some reference for the prediction of subsurface damage depth in the actual machining of silicon nitride. Longitudinal torsional ultrasonic grinding can effectively reduce the depth of subsurface damage on the machined surface of silicon nitride ceramics, and then improve the service performance of silicon nitride ceramics.

**KEY WORDS:** longitudinal torsional ultrasonic grinding; silicon nitride; subsurface damage; average undeformed chip thickness; grinding; brittle-plastic transition

氮化硅陶瓷具有高强度、低密度、高耐磨、高温抗氧化及制备简单等优点<sup>[1]</sup>, 广泛应用于航空航天、汽车工业等领域<sup>[2]</sup>。由于氮化硅陶瓷属于典型的硬脆材料, 高硬性、高脆性导致其在普通磨削过程中容易出现亚表面损伤, 因此严重降低了其使用性能<sup>[3]</sup>。

近年来, 为了实现硬脆材料的低损伤加工, 国内外学者对加工硬脆材料的亚表面损伤机理进行了大量的研究, 常用的特种加工方法有激光辅助加工<sup>[4]</sup>、电化学加工<sup>[5]</sup>和超声辅助加工<sup>[6]</sup>等。Zhao 等<sup>[7]</sup>分析了超声辅助磨削过程中陶瓷亚表面微裂纹的形成与扩展机理。结果表明, 超声振动的引入促使裂纹向工件自由表面偏移, 并抑制裂纹向材料内部扩展。Azarhoushang 等<sup>[8]</sup>开发了一种激光辅助磨削工艺, 先利用皮秒激光在氮化硅陶瓷表面制作不同的微结构, 再进行磨削。结果表明, 该方法可以显著降低磨削力, 但是其加工表面质量未得到明显改善。Wan 等<sup>[9]</sup>建立

了磨削氮化硅陶瓷亚表面损伤深度预测模型, 并利用材料损伤层和未损伤层对光反射强度的不同, 测量了氮化硅工件亚表面的损伤深度。结果表明, 磨削深度对亚表面损伤深度的影响最大。Baraheni 等<sup>[10-11]</sup>先后建立了超声辅助端面磨削氮化硅陶瓷的磨削力模型和亚表面损伤深度模型, 结果表明, 纵向超声振动的引入最大可以降低 64% 的磨削力和 30% 的亚表面损伤深度。Sun 等<sup>[12]</sup>对比了轴向超声辅助端面磨削和侧面磨削 2 种方式对光学元件亚表面损伤的影响, 结果表明, 轴向超声辅助侧面磨削更有利于降低光学元件亚表面的损伤深度。杨宇辉等<sup>[13]</sup>研究发现, 超声振动能够提高硬脆材料的脆塑性转变临界切削深度, 从而提高材料塑性去除范围, 有助于提高加工表面质量。闫艳燕等<sup>[14]</sup>研究发现, 硬脆材料的脆塑性转变临界切削深度随着应变率的增加而增加, 切向超声辅助磨削能够提高氧化锆陶瓷的应变率, 从而提高材料塑性去

除范围,降低材料的亚表面损伤。Kumar 等<sup>[15]</sup>将电化学与放电加工方法相结合,对氧化铝陶瓷进行了加工,由于其加工表面质量较差,因此出现了较多的微裂纹和凹坑等缺陷。Dai 等<sup>[16]</sup>研究了小振幅(振幅小于  $1\text{ }\mu\text{m}$ )对碳化硅端面磨削表面质量的影响,结果表明,当超声振幅小于  $0.2\text{ }\mu\text{m}$  时,材料的去除处于塑性变形阶段,工件表面块状凹坑的比例降低。Yin 等<sup>[17]</sup>考虑了硬脆材料的应变率对亚表面损伤深度的影响,建立了硬脆材料的亚表面损伤深度预测模型,通过试验发现,较高磨削速度和较低的切削深度会引起应变率的增大,从而降低了氮化硅磨削表面的亚表面损伤。Qiao 等<sup>[18]</sup>通过双划痕试验,分析了径向超声振动和划痕间距对材料去除方式的影响,结果表明,径向超声振动能够提高硬脆材料脆塑性转换的临界载荷,有利于横向裂纹的形成和扩展,抑制中位裂纹的扩展,从而降低亚表面损伤。

综上所述,超声辅助磨削具有能量集中、瞬间作用、快速切削等特点,且超声振动的引入改变了磨粒与工件之间的加工机理,减小了加工过程中的磨削力和磨削热,因而能够有效降低硬脆材料加工表面亚表面的损伤<sup>[19-20]</sup>。尽管国内外学者对超声辅助加工硬脆材料表面亚表面损伤机理进行了大量研究,但是纵扭超声辅助磨削下硬脆材料亚表面损伤机理仍未形成系统理论。为了深入地掌握纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷的亚表面损伤机理,文中立足于氮化硅陶瓷亚表面损伤深度模型,对纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷的亚表面损伤机理展开研究。

## 1 纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤深度模型

### 1.1 纵扭超声辅助磨削单颗磨粒的运动学分析

纵扭超声辅助磨削系统如图 1 所示。以砂轮圆心为坐标原点  $O$ ,建立空间直角坐标系  $O-xyz$ 。砂轮在

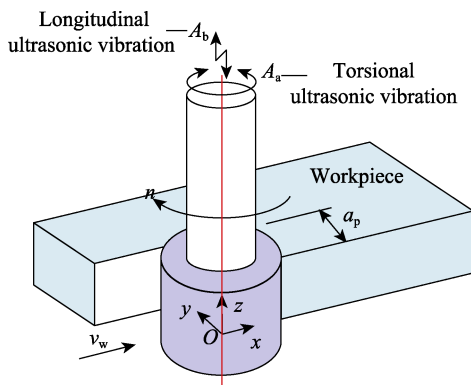


图 1 纵扭超声磨削系统  
Fig.1 Longitudinal torsional ultrasonic assisted grinding system

以转速  $n$  绕主轴旋转的同时,分别沿旋转方向和轴线方向以振幅  $A_a$ 、 $A_b$  做高频振动。砂轮以进给速度  $v_w$  沿水平方向运动。

在氮化硅的超声辅助磨削过程中,其磨削表面由众多磨粒共同作用,如图 2 所示。砂轮的磨削深度为  $a_p$ ,角速度为  $\omega$ ,设磨粒在时间  $t$  内的旋转角度为  $\theta$ ,砂轮沿  $x$  轴从点  $O$  运动到  $O_1$ ,并沿  $z$  轴方向做超声简谐振动。为了研究纵扭超声辅助磨削的运动学特性,对单颗磨粒的切削过程进行了分析。为了便于分析,假定在纵扭超声辅助磨削过程中,超声振动的频率和振幅保持不变,磨削系统稳定;工件材料质地均匀、连续、各向同性。

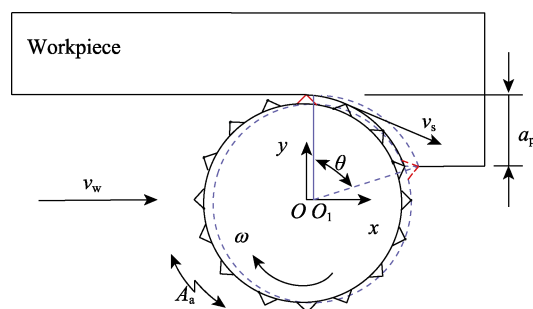


图 2 磨粒切削示意图

Fig.2 Schematic diagram of abrasive cutting

根据图 2,纵扭超声磨削任意单颗磨粒的运动轨迹方程可表示为式(1)。

$$\begin{cases} x(t) = v_w t + R \sin \theta \\ y(t) = R \cos \theta \\ z(t) = A_b \sin(2\pi f_2 t) \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $v_w$  为进给速度,  $\text{mm/s}$ ;  $t$  为磨粒切削所用时长,  $\text{s}$ ;  $R$  为砂轮半径,  $\text{mm}$ ;  $A_b$  为纵向超声振动振幅,  $\mu\text{m}$ ;  $f_2$  为纵向超声振动频率,  $\text{Hz}$ 。

由图 2 可知,砂轮线速度  $v_s$  由砂轮旋转速度  $v_g$  与扭转超声振动的线速度  $v_b$  叠加而成,可表示为式(2)。

$$v_s = v_g + v_b = \omega R + 2\pi f_1 A_a \cos(2\pi f_1 t + \varphi) \quad (2)$$

式中:  $\omega$  为砂轮角速度,  $\text{rad/s}$ ,  $\omega = 2\pi n/60$ ;  $A_a$  为扭转超声振动振幅,  $\mu\text{m}$ ;  $f_1$  为扭转超声振动频率,  $\text{Hz}$ ;  $\varphi$  为输出端纵扭超声振动相位差。

在时间  $t$  内,单颗磨粒的轨迹弧长  $l_g$  可表示为式(3)。

$$l_g = \int_0^t v_s dt \quad (3)$$

根据几何关系,弧长  $l_g$  和磨粒旋转角度  $\theta$  满足关系式,见式(4)。

$$\theta = l_g / R \quad (4)$$

把式(3)代入式(4)可得,见式(5)。

$$\theta = \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f_1 t + \varphi) \quad (5)$$

把式(5)代入式(1),可得纵扭超声磨削单颗

磨粒的运动轨迹方程, 见式(6)。

$$\begin{cases} x(t) = v_w t + R \sin \left[ \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f_1 t + \varphi) \right] \\ y(t) = R \cos \left[ \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f_1 t + \varphi) \right] \\ z(t) = A_b \sin(2\pi f_2 t) \end{cases} \quad (6)$$

根据式(6), 对时间  $t$  求导, 可得纵扭超声磨削过程中单颗磨粒的切削速度方程, 见式(7)。

$$\begin{cases} v_x = x'(t) = v_w + \\ -[\omega R + 2\pi A_a f_1 \cos(2\pi f_1 t + \varphi)] \cos \left[ \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f_1 t + \varphi) \right] \\ v_y = y'(t) = \\ [\omega R + 2\pi A_a f_1 \cos(2\pi f_1 t + \varphi)] \sin \left[ \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f_1 t + \varphi) \right] \\ v_z = z'(t) = 2\pi f_2 A_b \cos(2\pi f_2 t) \end{cases} \quad (7)$$

此次试验中所使用的变幅杆为单激励螺旋槽式纵扭超声振动变幅杆, 因此变幅杆输出端的纵向振动与扭转振动频率相同, 令  $f = f_1 = f_2$ 。根据图2, 结合式(7), 在纵扭超声磨削过程中任意时间段内单颗磨粒切削弧长  $l$  的计算见式(8)。

$$\begin{aligned} l &= \int_a^b \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} dt = \\ &\int_a^b \left\{ v_w^2 + 2v_w \cos \left[ \omega t + \frac{A_a}{R} \sin(2\pi f t + \varphi) \right] [\omega R + 2\pi f A_a \cos(2\pi f t + \varphi)] + \right. \\ &\quad \left. [\omega R + 2\pi f A_a \cos(2\pi f t + \varphi)]^2 + 4\pi^2 f^2 A_b^2 \cos^2(2\pi f t) \right\}^{\frac{1}{2}} dt \end{aligned} \quad (8)$$

式中:  $a$ 、 $b$  为时间常数,  $s$ 。

在式(6)中, 当超声振幅  $A_a = A_b = 0$  时, 即可得到普通磨削过程中单颗磨粒的运动轨迹方程。根据式(6), 在一段时间内纵扭超声辅助磨削和普通磨削下单颗磨粒的运动轨迹如图3所示。由图3a和式(8)可知, 在相同时间内, 纵扭超声振动下的单颗磨粒切削弧长大于普通磨削的, 这意味着纵扭超声辅助磨削会导致磨粒之间的轨迹重叠, 增大磨粒之间的干涉区域, 从而提高加工表面质量。由  $xOy$  平面上轨迹的投影(见图3b)可知, 扭转超声振动改变了磨粒的瞬时切削速度方向, 使磨粒对工件具有高频的冲击作用, 有利于材料的去除。

## 1.2 纵扭超声辅助磨削最大未变形切屑厚度的分析

超声振动的引入改变了单颗磨粒的运动轨迹, 进而影响了单颗磨粒的未变形切屑厚度和切削弧长, 而单颗磨粒的未变形切屑厚度与其所受磨削力大小和

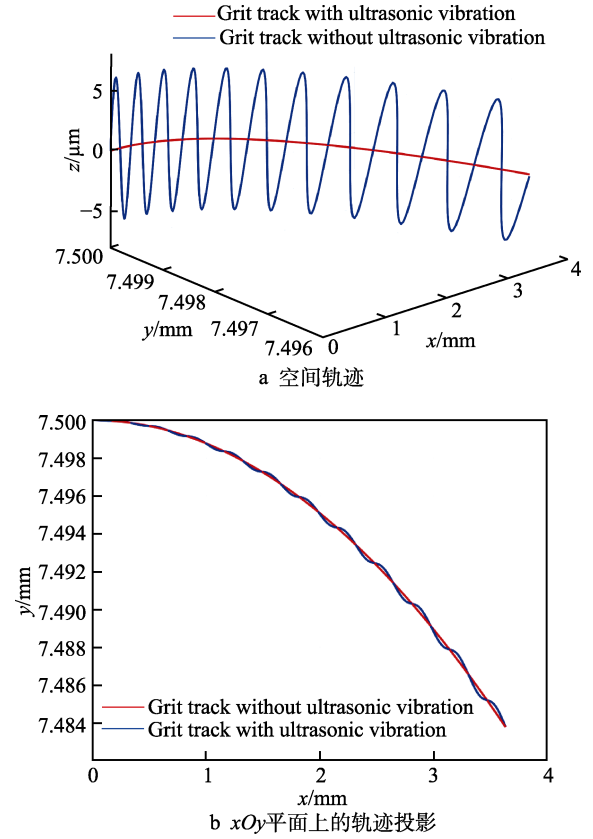


图3 纵扭超声辅助磨削和普通磨削下磨粒的运动轨迹  
Fig.3 Trajectory of abrasive particles respectively in longitudinal torsional ultrasonic assisted grinding and conventional grinding: a) spatial trajectory; b) trajectory projection on  $xOy$  plane

材料去除形式紧密相关, 并最终影响了材料的亚表面损伤。由此可见, 需要对纵扭超声作用下磨粒的未变形切屑厚度进行分析。

硬脆材料在去除过程中, 存在塑性去除和脆性去除2种方式, 如图4所示<sup>[21]</sup>。当材料发生塑性去除时, 材料的变形性质与金属相似, 且裂纹不会延伸至亚表面, 如图4a所示。当材料发生脆性去除时, 容易出现破碎、凹坑、裂纹等损伤, 如图4b所示。

在纵扭超声辅助磨削过程中, 单颗磨粒的未变形切屑厚度变化过程如图5所示。当单颗磨粒的最大未变形切屑厚度  $h_m$  小于脆塑性转变临界值  $\delta_c$  时, 材料的去除发生在塑性去除阶段; 反之处于脆性去除阶段<sup>[22]</sup>。假设在单颗磨粒切削一个加工周期中, 塑性去除阶段切削时长为  $t_1$ , 从切入工件到切出工件所用总时长为  $t_2$ 。当单颗磨粒未变形切屑厚度到达临界值  $\delta_c$  时, 磨粒转角为  $\theta_1$ , 磨粒切出工件时的最大转角为  $\theta_2$ 。

硬脆材料加工过程中的脆塑性转变临界值  $\delta_c$  可表达为式(9)<sup>[22]</sup>。

$$\delta_c = \lambda \sqrt{\frac{H_v}{E} \left( \frac{K_{IC}}{H_v} \right)^2} \quad (9)$$

式中:  $\lambda$  为无量纲常数,  $\lambda=8.7$ ;  $H_v$  为维氏硬度;  $E$  为弹性模量, GPa;  $K_{IC}$  为静态断裂韧性,  $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。

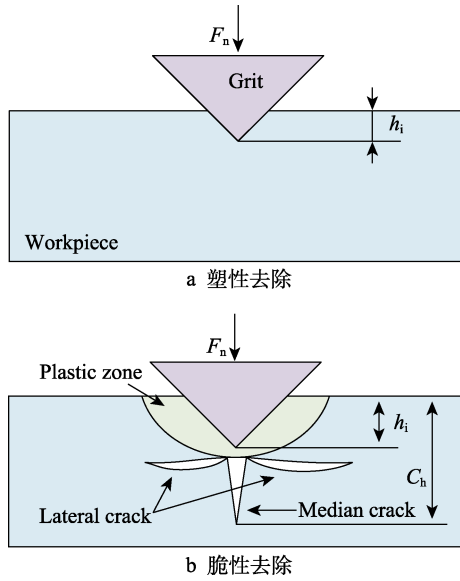


图 4 硬脆材料的去除机制

Fig.4 Removal mechanism of hard and brittle materials: a) ductile removal; b) brittle removal

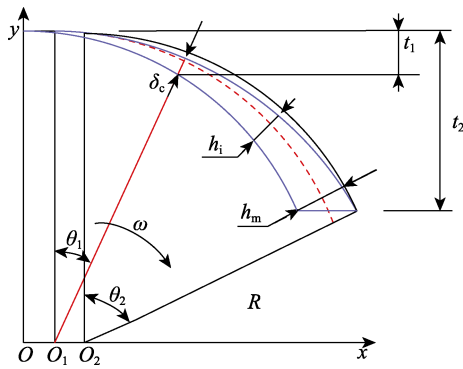


图 5 单颗磨粒未变形切屑厚度的变化过程

Fig.5 Change process of undeformed chip thickness of single abrasive particle

单颗磨粒的最大未变形切屑厚度  $h_m$  可表示为式 (10) [23]。

$$h_m = \left[ \frac{6}{cr} \frac{v_w}{v_s} \left( \frac{a_p}{d_e} \right)^{1/2} \right]^{1/2} \quad (10)$$

式中:  $c$  为单位面积动态有效磨粒数量;  $r$  为切屑的宽厚比;  $d_e$  为砂轮的有效直径,  $d_e = 2R \left( 1 \pm \frac{v_w}{v_s} \right)^2$ 。

将式 (2) 代入式 (10), 可得纵扭超声磨削下单颗磨粒的最大未变形切屑厚度  $h_m$ , 见式 (11)。

$$h_m = \left[ \frac{6}{cr} \frac{v_w}{\omega R + 2\pi f_1 A_a \cos(2\pi f_1 t + \varphi)} \left( \frac{a_p}{d_e} \right)^{1/2} \right]^{1/2} \quad (11)$$

根据式 (2) 和式 (11) 可知, 由于扭转超声振动的引入, 使得砂轮线速度  $v_s$  产生了周期性变化, 导致最大未变形切屑厚度  $h_m$  也随之发生周期性改变, 从而提高了材料的塑性去除量, 这有利于降低加工损伤。

### 1.3 纵扭超声辅助磨削单颗磨粒平均未变形切屑厚度的分析

在纵扭超声磨削过程中, 单颗磨粒的瞬时未变形切屑厚度  $h_i$  随着时间的变化而改变, 其测量也相对困难。为了简化后续单颗磨粒法向磨削力的计算, 同时保证结果具有一定的准确性, 需要建立纵扭超声辅助磨削单颗磨粒分别在塑性去除阶段和脆性去除阶段的平均未变形切屑厚度模型。

#### 1.3.1 塑性去除阶段平均未变形切屑厚度

当单颗磨粒最大未变形切屑厚度  $h_m$  小于脆塑性转变临界值  $\delta_c$  时, 材料的去除发生在塑性去除阶段。根据图 5 可知, 塑性去除阶段所用时长  $t_1$  可表示为式 (12)。

$$t_1 = \frac{\theta_1}{\omega} \quad (12)$$

式中:  $\theta_1$  为脆塑性转变临界转角 [24],  $\theta_1 =$

$$\frac{2\delta_c}{h_m} \left( \frac{a_p}{d_e} \right)^{1/2}。$$

由式 (8) 和式 (12) 可知, 纵扭超声辅助磨削在 1 个加工周期内, 单颗磨粒在塑性去除阶段的切屑弧长  $l_d$  可表示为式 (13)。

$$l_d = \int_0^{t_1} \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} dt \quad (13)$$

由于磨粒在砂轮表面随机分布, 因此假设未变形切屑厚度遵循 Rayleigh 分布 [25], 则未变形切屑厚度  $h$  可表示为式 (14)。

$$f(h) = \begin{cases} \frac{h}{\beta^2} e^{-h^2/2\beta^2} & h \geq 0 \\ 0 & h < 0 \end{cases} \quad (14)$$

式中:  $\beta$  为 Rayleigh 概率密度函数的参数, 它取决于磨削条件。

根据式 (14), 未变形切屑厚度  $h$  的期望值可表示为式 (15)。

$$E(h) = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \beta \quad (15)$$

将单颗磨粒形状简化为尖锐压头 [26], 其切屑横截面如图 6 所示。由几何关系可知, 塑性去除阶段切屑横截面面积的期望  $E(A_{cd})$  可表示为式 (16)。

$$E(A_{cd}) = E(h_d^2) \tan(\alpha/2) \quad (16)$$

式中:  $h_d$  为塑性去除阶段未变形切屑厚度。

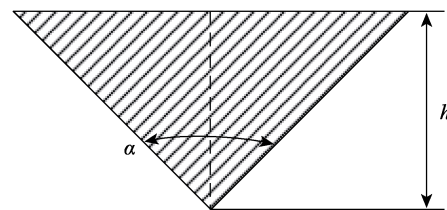


图 6 切屑横截面

Fig.6 Chip cross section



砂轮与工件接触区的有效磨粒数  $N_a$  可表示为式 (17)。

$$N_a = b_w l_g c \quad (17)$$

式中:  $b_w$  为磨削宽度, mm。

根据式 (13)、(16)、(17), 材料塑性去除阶段的理论去除体积的期望  $E(V_d)$  可表示为式 (18)。

$$E(V_d) = N_a E(A_{cd}) l_d = b_w l_g c E(h_d^2) l_d \tan(\alpha/2) \quad (18)$$

实际塑性去除阶段的去除体积  $V_{dt}$  可表示为式 (19)。

$$V_{dt} = \frac{1}{3} A_{cd} l_d = \frac{1}{3} l_d \delta_c^2 \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \quad (19)$$

式中:  $A_{cd}$  为塑性去除阶段切屑横截面面积。

材料塑性去除阶段理论去除体积的期望值等于实际去除体积, 即式 (18) 等于式 (19), 可得式 (20)。

$$E(h_d^2) = \frac{\delta_c^2}{3b_w l_g c} \quad (20)$$

根据式 (14) Rayleigh 概率密度函数可知, 塑性去除阶段未变形切屑厚度平方的期望  $E(h_d^2)$  也可表示为式 (21)。

$$E(h_d^2) = \int_0^\infty h_d^2 f(h) dh = 2\beta_d^2 \quad (21)$$

式中:  $\beta_d$  为塑性去除阶段 Rayleigh 概率密度函数的参数。

由式 (20) 等于式 (21) 可求得塑性去除阶段概率密度函数的参数  $\beta_d$ , 可表示为式 (22)。

$$\beta_d = \delta_c \sqrt{\frac{1}{6b_w l_g c}} \quad (22)$$

把式 (22) 代入式 (15), 可得塑性去除阶段的平均未变形切屑厚度  $\bar{h}_d$ , 见式 (23)。

$$\bar{h}_d = E(h_d) = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \beta_d = \sqrt{\frac{\pi \delta_c^2}{12b_w l_g c}} \quad (23)$$

### 1.3.2 脆性去除阶段平均未变形切屑厚度

当单颗磨粒最大未变形切屑厚度  $h_m$  大于脆塑性转变临界值  $\delta_c$  时, 材料的去除以脆性断裂为主。为了便于计算材料脆性去除的体积, 假设脆性去除阶段单颗磨粒的未变形切屑厚度为材料的切屑厚度<sup>[27]</sup>。脆性去除阶段平均未变形切屑厚度的分析方法与塑性去除阶段相似。

根据图 5 可知, 磨粒从切入到切出所用总时长  $t_2$  可分别表示为式 (24)。

$$t_2 = \frac{\theta_2}{\omega} = \frac{\arccos(1 - a_p / R)}{\omega} \quad (24)$$

式中:  $\theta_2$  为切出时磨粒的最大转角。

由式 (8)、(12)、(24) 可知, 纵扭超声辅助磨削在 1 个加工周期内, 单颗磨粒在脆性去除阶段的切削弧长  $l_b$  可表示为式 (25)。

$$l_b = \int_{t_1}^{t_2} \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} dt \quad (25)$$

根据式 (16) 同理可得脆性去除阶段切屑横截面面积的期望  $E(A_{cb})$ , 见式 (26)。

$$E(A_{cb}) = E(h_b^2) \tan(\alpha/2) \quad (26)$$

式中:  $h_b$  为脆性去除阶段未变形切屑厚度。

根据式 (17)、(25)、(26) 可知, 材料在脆性去除阶段的理论去除体积的期望  $E(V_b)$  可表示为式 (27)。

$$E(V_b) = N_a E(A_{cb}) l_b = b_w l_g c E(h_b^2) l_b \tan(\alpha/2) \quad (27)$$

实际脆性去除阶段的去除体积  $V_{bt}$  可表示为式 (28)。

$$V_{bt} = b_w v_w (a_p - \delta_c)(t_2 - t_1) \quad (28)$$

脆性去除阶段理论去除体积的期望值等于实际去除体积, 即式 (27) 等于式 (28), 见式 (29)。

$$E(h_b^2) = \frac{v_w (a_p - \delta_c)(t_2 - t_1)}{l_g c l_b \tan(\alpha/2)} \quad (29)$$

根据式 (14) 概率密度函数, 脆性去除阶段未变形切屑厚度平方的期望  $E(h_b^2)$  也可表示为式 (30)。

$$E(h_b^2) = \int_0^\infty h_b^2 f(h) dh = 2\beta_b^2 \quad (30)$$

式中:  $\beta_b$  为脆性去除阶段 Rayleigh 概率密度函数的参数。

由式 (29) 等于式 (30) 可求得脆性去除阶段概率密度函数的参数  $\beta_b$ , 可表示为式 (31)。

$$\beta_b = \sqrt{\frac{v_w (a_p - \delta_c)(t_2 - t_1)}{2c l_g l_b \tan(\alpha/2)}} \quad (31)$$

故脆性去除阶段的平均未变形切屑厚度  $\bar{h}_b$  可表示为式 (32)。

$$\bar{h}_b = E(h_b) = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \beta_b = \sqrt{\frac{\pi v_w (a_p - \delta_c)(t_2 - t_1)}{4c l_g l_b \tan(\alpha/2)}} \quad (32)$$

## 1.4 纵扭超声辅助磨削单颗磨粒法向磨削力模型的建立

单颗磨粒的法向力是引起亚表面裂纹的主要原因, 而纵扭超声辅助磨削单颗磨粒的法向磨削力可由塑性去除阶段磨削力和脆性去除阶段磨削力组合得到, 因此分别计算塑性去除和脆性去除下单颗磨粒所受力。假设单颗磨粒在塑性去除阶段和脆性去除阶段的法向力分别为  $F_{nd}$  和  $F_{nb}$ , 其大小和瞬时未变形切屑厚度  $h_i$  的关系可分别表示为式 (33) — (34)<sup>[28-29]</sup>。

$$F_{nd} = 2h_i^2 H_v \tan(\alpha/2) \sqrt{\tan^2(\alpha/2) + 2} \quad (33)$$

$$F_{nb} = \frac{1}{2} \xi h_i^2 \tan^2 \frac{\alpha}{2} H_v \quad (34)$$

式中:  $\xi$  为金刚石磨粒的几何系数。

将式 (23) 代入式 (33), 将式 (32) 代入式 (34), 可分别得到塑性去除阶段和脆性去除阶段的单颗磨

粒法向力, 见式 (35) — (36)。

$$F_{nd} = 2\bar{h}_d^{-2} H_v \tan(\alpha/2) \sqrt{\tan^2(\alpha/2) + 2} \\ = \sqrt{\tan^2(\alpha/2) + 2} \frac{\tan(\alpha/2) \pi \delta_c^2 H_v}{6b_w l_g c} \quad (35)$$

$$F_{nb} = \frac{1}{2} \xi \bar{h}_b^{-2} \tan^2 \frac{\alpha}{2} H_v \\ = \frac{\xi \pi v_w (a_p - \delta_c) (t_2 - t_1) \tan(\alpha/2) H_v}{8cl_b l_g} \quad (36)$$

根据式 (35) — (36), 纵扭超声辅助磨削单颗磨粒法向力  $F_n$  可表示为式 (37)。

$$F_n = \frac{F_{nd} t_1 + F_{nb} (t_2 - t_1)}{60/n} \\ = \pi H_v \tan(\alpha/2) \frac{4l_b \delta_c^2 t_1 \sqrt{\tan^2(\alpha/2) + 2} + 3\xi b_w v_w (a_p - \delta_c) (t_2 - t_1)^2}{24b_w l_g l_b c} \quad (37)$$

## 1.5 纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤深度模型的建立

根据压痕力学<sup>[30]</sup>, 在硬脆材料的磨削过程中, 脆性去除会导致工件中位裂纹和横向裂纹的产生。其中, 中位裂纹是造成亚表面损伤的主要原因, 且常用于表征亚表面损伤深度。中位裂纹深度  $C_h$  可表示为式 (38)<sup>[31]</sup>。

$$C_h = \alpha_k^{2/3} \left( \frac{E}{H_v} \right)^{(1-q)^{2/3}} \left( \cot \frac{\alpha}{2} \right)^{4/9} \left( \frac{F_n}{K_{IC}} \right)^{2/3} \quad (38)$$

式中:  $\alpha_k$  为无量纲常数,  $\alpha_k = 0.027 + 0.09(q - 1/3)$ ,  $q$  为无量纲常数;  $F_n$  为压痕载荷, N。

在实际磨削过程中, 砂轮表面磨粒随机分布, 不同磨粒的切削轨迹之间会出现干涉现象, 且磨粒难免

出现断裂、脱落, 从而改变材料的去除体积, 导致亚表面损伤发生改变, 因此需要一个修正系数  $k$  来解决该问题。修正系数  $k$  与转速  $n$ 、进给速度  $v_w$ 、磨削深度  $a_p$  有关, 可表示为式 (39)。

$$k = a_1 n^{a_2} v_w^{a_3} a_p^{a_4} \quad (39)$$

式中:  $a_1$ 、 $a_2$ 、 $a_3$ 、 $a_4$  为无量纲常数。

将式 (37) 和式 (39) 代入式 (38), 可得纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷的亚表面损伤深度模型, 见式 (40)。

$$C_h = k \alpha_k^{2/3} \left( \frac{E}{H_v} \right)^{(1-q)^{2/3}} \left( \cot \frac{\alpha}{2} \right)^{4/9} \cdot \\ \left( \pi H_v \tan(\alpha/2) \frac{4l_b \delta_c^2 t_1 \sqrt{\tan^2(\alpha/2) + 2} + 3\xi b_w v_w (a_p - \delta_c) (t_2 - t_1)^2}{24b_w l_g l_b c} \right)^{2/3} \quad (40)$$

## 2 纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷试验与分析

### 2.1 试验平台及方案

氮化硅陶瓷纵扭超声辅助磨削试验在三轴立式加工中心 (VMC850E) 上进行, 试验平台如图 7 所示。如图 7 所示, 将使用的变幅杆扭转振幅与纵向振幅的比设计为 0.6 : 1。试验工件为氮化硅陶瓷, 尺寸为 5 mm × 10 mm × 15 mm, 其主要力学性能如表 1 所示。为了确定修正系数  $k$ , 需要对不同的加工参数组合进行试验, 试验参数如表 2 所示。用于验证纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷亚表面损伤深度模型的试验参数如表 3 所示。在试验前, 对工件进行预处理, 以排除制备过程产生的表面缺陷对试验结果的影响。

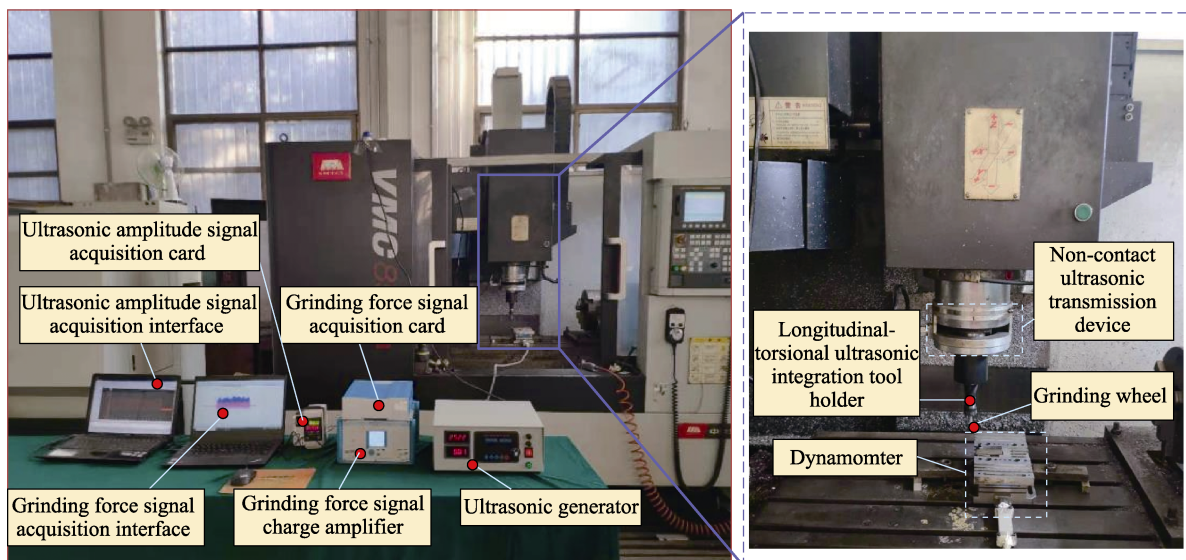


图 7 纵扭超声磨削试验现场  
Fig.7 Field test of longitudinal torsional ultrasonic grinding

表 1 氮化硅陶瓷材料性能  
Tab.1 Properties of silicon nitride ceramics

Density/ ( $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ )	Vickers hardness/ GPa	Bending strength/ MPa	Fracture toughness/ ( $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ )	Elastic modulus/ GPa	Poisson's ratio
3.23	15	720	6.2	300	0.26

表 2 用于确定系数  $k$  的磨削试验参数 ( $f=35 \text{ kHz}$ ,  $A_b=6 \mu\text{m}$ )  
Tab.2 Grinding test parameters for determining coefficient  $k$  ( $f=35 \text{ kHz}$ ,  $A_b=6 \mu\text{m}$ )

Exp. number	Cutting depth $a_p/\mu\text{m}$	Feed rate $v_w/(\text{mm} \cdot \text{min}^{-1})$	Spindle speed $n/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$
1	2/6/10/14	200	2 500
2	3	150/250/450/650	2 500
3	3	250	1 500/2 500/3 500/4 500

表 3 用于验证模型的磨削试验参数 ( $f=35 \text{ kHz}$ )  
Tab.3 Grinding test parameters used to verify the model ( $f=35 \text{ kHz}$ )

Exp. number	Cutting depth $a_p/\mu\text{m}$	Feed rate $v_w/(\text{mm} \cdot \text{min}^{-1})$	Spindle speed $n/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$	Ultrasonic amplitude $A_b/\mu\text{m}$
1	4/8/12/16	300	3 000	4
2	4	100/300/500/700	3 000	4
3	4	300	2 000/3 000/4 000/5 000	4
4	4	300	3 000	0/2/4/6

在试验后,为了防止测量氮化硅陶瓷亚表面损伤深度时带来二次损伤,采用截面抛光法对工件加工面进行处理。处理完成后,使用扫描电镜 SEM 观测氮化硅工件的加工微观表面。

## 2.2 修正系数 $k$ 的确定和氮化硅亚表面损伤深度的预测

根据表 2 试验参数进行磨削试验,测量得到不同参数下氮化硅陶瓷亚表面损伤深度。结合式 (40),通过计算即可得到修正系数  $k$ 。根据式 (39),利用多元回归分析法求得参数  $a_1$ 、 $a_2$ 、 $a_3$ 、 $a_4$ ,修正系数  $k$  可以表示为式 (41)。

$$k = 8.964n^{-0.026}a_p^{0.011}v_w^{0.487} \quad (41)$$

故最终纵扭超声辅助磨削氮化硅陶瓷亚表面损伤深度模型可表示为式 (42)。

$$C_h = 8.964n^{-0.026}a_p^{0.011}v_w^{0.487}\alpha_k^{2/3}\left(\frac{E}{H_v}\right)^{(1-q)^{2/3}}\left(\cot\frac{\alpha}{2}\right)^{4/9} \cdot \left(\pi H_v \tan(\alpha/2) \frac{4l_b\delta_c^2t_1\sqrt{\tan^2(\alpha/2)+2+3\xi b_w v_w(a_p-\delta_c)(t_2-t_1)^2}}{24b_w l_g l_b c}\right)^{2/3} \quad (42)$$

根据式 (42),利用 MATLAB 仿真得出在不同磨削参数下普通磨削 ( $A_b=0 \mu\text{m}$ ) 和纵扭超声磨削 ( $A_b=6 \mu\text{m}$ ) 氮化硅陶瓷的亚表面损伤深度规律,如图 8 所示。

由图 8 可知,在加工参数相同的条件下,纵扭超声磨削氮化硅亚表面损伤深度低于普通磨削的,最大可降低 17.62%,这表明纵扭超声振动能够有效降低氮化硅陶瓷加工过程中的亚表面损伤。由图 8a、c 可知,随着磨削深度和进给速度的增加,普通磨削和纵

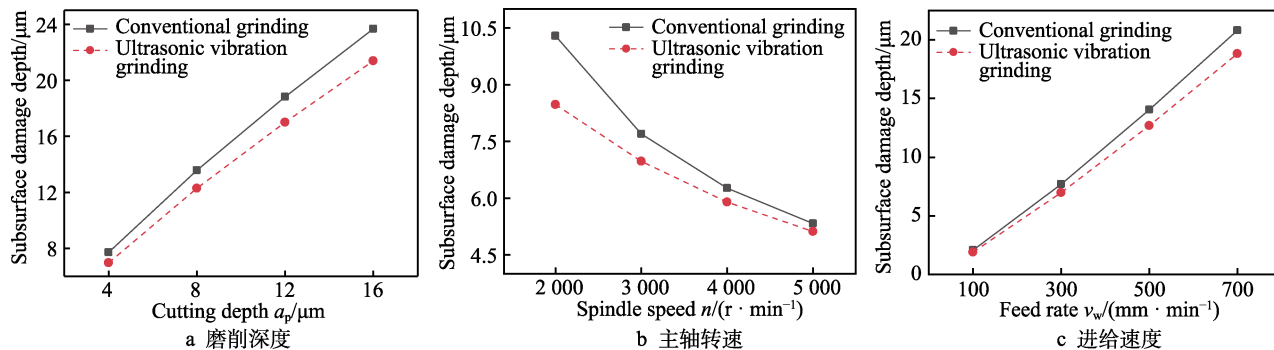


图 8 普通磨削和纵扭超声磨削预测结果对比

Fig.8 Comparison of prediction results between conventional grinding and longitudinal torsional ultrasonic grinding: a) grinding depth; b) spindle speed; c) feed rate



扭超声辅助磨削亚表面损伤深度均呈增加趋势,但是纵扭超声振动降低亚表面损伤的效果更加显著。由图 8b 可知,亚表面损伤深度随着主轴转速的增加而降低,当转速超过 3 000 r/min 时,纵扭超声磨削氮化硅亚表面损伤深度逐渐趋近于普通磨削,这是由于转速的提高降低了扭转超声振动。

### 2.3 工艺参数对亚表面损伤深度的影响规律

根据表 3 进行磨削试验,在不同工艺参数下纵扭超声磨削氮化硅亚表面损伤深度试验结果和理论模型预测结果如图 9 所示。由图 9a 可知,亚表面损伤深度随着磨削深度的增大而增加。根据式 (32) 可知,这是由于磨削深度的增加直接影响单颗磨粒脆性去除的平均未变形切屑厚度,材料脆性断裂去除体积增大,导致磨粒的法向力增大,从而使得亚表面损伤深度增加。由图 9b 可知,亚表面损伤深度随着主轴转速的增加而减小。根据式 (12)、(18)、(24)、(27) 可知,这是由于主轴转速的增加,切削时长减少,材料去除体积减小,单颗磨粒的平均未变形切屑厚度降低,从而减小了材料去除所需的磨削力,最终降低了亚表面损伤深度。从图 9c 可以看出,亚表面损伤深度随着进给速度的增大而增加。由式 (8) 可知,由

于进给速度的增加导致切削弧长的增大,从而影响了平均未变形切屑厚度,最终导致亚表面损伤深度增加。由图 9d 可知,纵扭超声振动的加入能够有效降低亚表面损伤深度,相对于普通磨削,纵扭超声磨削氮化硅陶瓷亚表面损伤深度最大可降低 33.6%。由式 (8)、(23)、(32)、(42) 可知,这是由于纵扭超声振幅的增大使得磨削弧长增加,导致平均未变形切屑厚度降低,从而降低了亚表面损伤深度。同时,通过观察发现,超声振幅从 0  $\mu\text{m}$  增至 4  $\mu\text{m}$  时,氮化硅陶瓷亚表面损伤得到明显改善。当超声振幅超过 4  $\mu\text{m}$  时,超声效果减弱。这是因为较小的超声振动有利于横向裂纹的扩展,加速切屑的脱落,从而抑制中位裂纹的扩展,降低了亚表面损伤;较大的超声振幅会导致中位裂纹的扩展加剧,切屑在脱落前就已经形成较大的亚表面损伤。

此外,由图 9 可知,文中建立的纵扭超声磨削氮化硅亚表面损伤深度模型预测结果与试验结果的一致性较好,预测结果与试验结果的最大误差为 13.38%,平均误差为 8.34%。产生误差的原因:在实际加工中磨粒可能会产生磨损,导致单颗磨粒的切削力变化,最终影响亚表面损伤深度;在加工过程中,超声振幅可能发生改变,导致亚表面损伤深度发生改变。

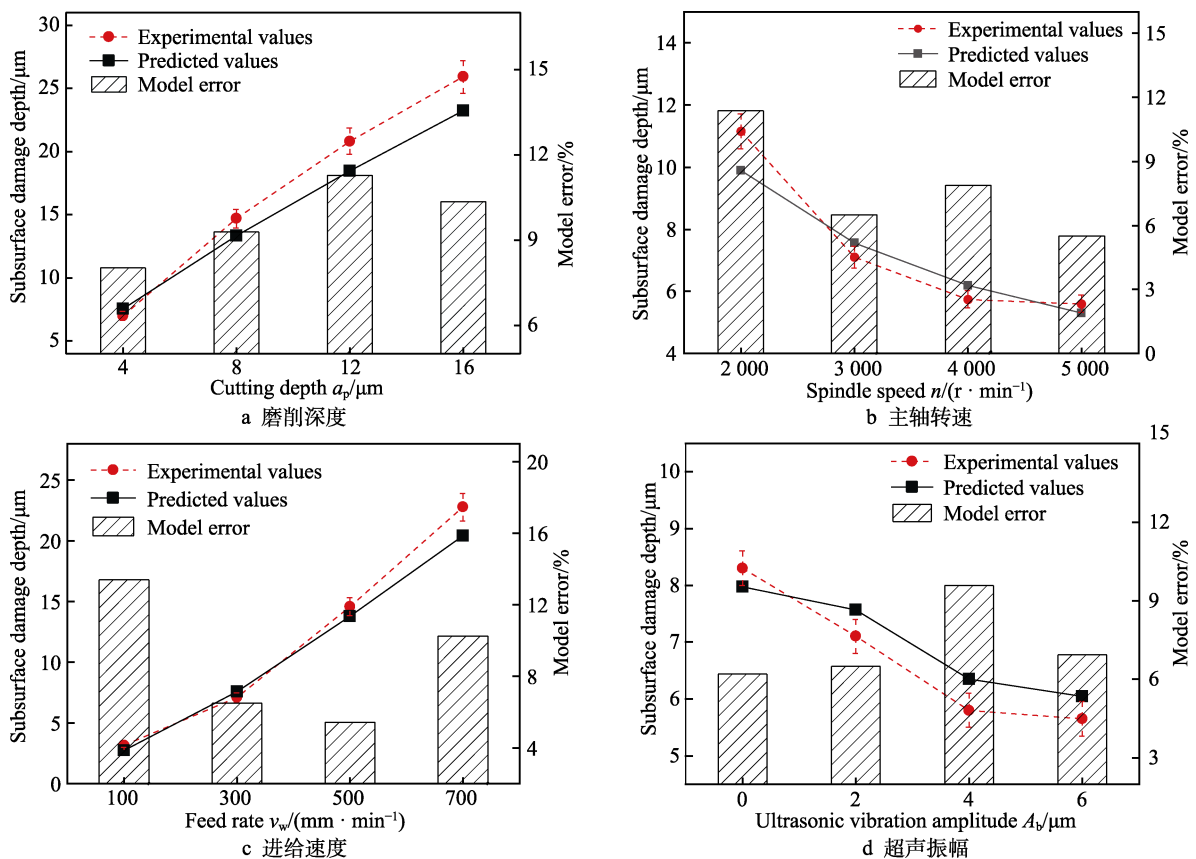


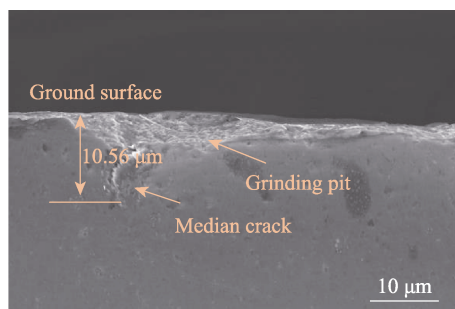
图 9 氮化硅陶瓷亚表面损伤深度模型预测结果与试验结果

Fig.9 Prediction results and experimental results of subsurface damage depth model for silicon nitride ceramics: a) grinding depth; b) spindle speed; c) feed rate; d)ultrasonic vibration amplitude

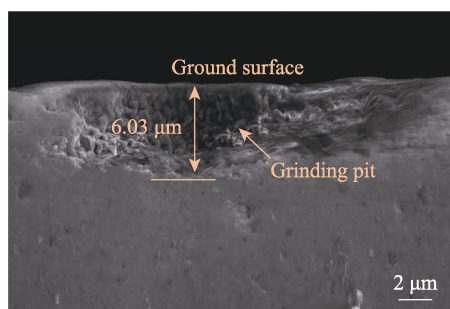
## 2.4 亚表面微观形貌分析

扫描电镜 SEM 部分结果如图 10 所示。从图 10a—b 可以看到,磨削表面残留有凹坑缺陷,并伴有大量粉末状碎屑。这是由于磨粒在扭转超声振动的作用下有一定微小的冲击作用,导致磨削区材料细化为细小颗粒。图 10b 显示,在较大的超声振幅下氮化硅

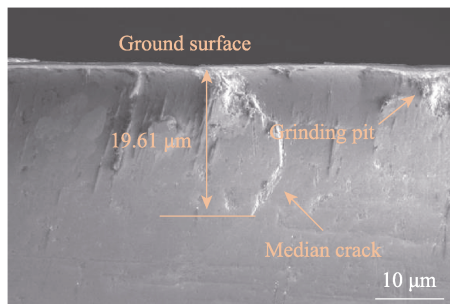
亚表面未出现明显的裂纹,这证明超声振动能够加速材料的去除,并有效抑制裂纹的扩展。由图 10c—d 可以看出,在较大的磨削深度下,工件均出现了较大的中位裂纹,磨削表面出现较为明显的断裂缺陷和凹坑,且随着磨削深度的增加,裂纹深度也随之增加。这是由于磨削深度的增加引起法向磨削力增大,从而导致裂纹的加深。



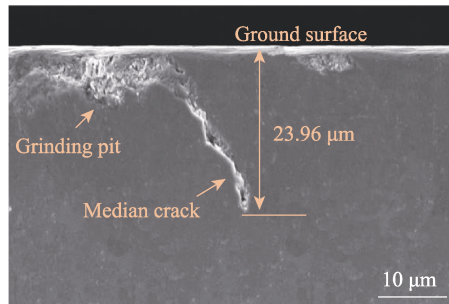
a  $v_s=2\ 000\ \text{r/min}$ ,  $v_w=300\ \text{mm/min}$ ,  $a_p=4\ \mu\text{m}$ ,  $A_b=4\ \mu\text{m}$



b  $v_s=5\ 000\ \text{r/min}$ ,  $v_w=300\ \text{mm/min}$ ,  $a_p=4\ \mu\text{m}$ ,  $A_b=6\ \mu\text{m}$



c  $v_s=3\ 000\ \text{r/min}$ ,  $v_w=300\ \text{mm/min}$ ,  $a_p=12\ \mu\text{m}$ ,  $A_b=4\ \mu\text{m}$



d  $v_s=3\ 000\ \text{r/min}$ ,  $v_w=300\ \text{mm/min}$ ,  $a_p=16\ \mu\text{m}$ ,  $A_b=4\ \mu\text{m}$

图 10 纵扭超声磨削氮化硅亚表面微观形貌

Fig.10 Micro morphology of silicon nitride subsurface by longitudinal-torsional ultrasonic grinding

## 3 结论

1) 通过分析纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤模型可知,材料的亚表面损伤深度与进给速度、砂轮转速、超声振幅、磨削深度等加工参数有关。在相同的加工参数下,纵扭超声辅助磨削氮化硅加工表面产生的亚表面损伤深度低于普通磨削的。这是由于纵扭超声的引入能够增大单颗磨粒的磨削弧长,降低平均未变形切屑厚度,从而降低磨削过程中的法向磨削力,最终降低亚表面损伤深度。由此可见,纵扭超声辅助磨削更有利于氮化硅陶瓷的加工。此外,在相同振幅下,纵扭超声振动降低亚表面损伤深度的能力随着磨削深度和进给速度的增加而提高,随着转速的提高而降低。

2) 氮化硅单因素磨削试验结果表明,砂轮转速和超声振幅的提高能够降低亚表面损伤深度,磨削深度和进给速度的增加会导致亚表面损伤深度的增加,纵扭超声辅助磨削相较于普通磨削,氮化硅亚表面损伤深度最大可降低 33.6%。此外,磨削深度对亚表面损伤深度的影响最大,其次是主轴转速和进给速度。

3) 文中建立的纵扭超声辅助磨削氮化硅亚表面损伤深度模型预测结果与试验结果的一致性较好,模型的预测结果与试验结果相比,最大误差为 13.38%,平均误差为 8.34%,因此可以较好地预测纵扭超声辅助磨削氮化硅的亚表面损伤深度。

## 参考文献:

- [1] YE C C, WEI W Q, FU X, et al. Effect of Sintering Activation Energy on  $\text{Si}_3\text{N}_4$  Composite Ceramics[J]. Ceramics International, 2022, 48(4): 4851-4857.
- [2] 王宁昌, 姜峰, 黄辉, 等. 脆性材料亚表面损伤检测研究现状和发展趋势[J]. 机械工程学报, 2017, 53(9): 170-179.  
WANG Ning-chang, JIANG Feng, HUANG Hui, et al. Review on Brittle Material Subsurface Damage Detection Technology[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(9): 170-179.
- [3] HUANG Han, LI Xu-liang, MU De-kui, et al. Science and Art of Ductile Grinding of Brittle Solids[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2021,

- 161: 103675.
- [4] MEHTA K M, KUMAR PANDEY S, SHAIKH V A. Unconventional Machining of Ceramic Matrix Composites-a Review[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, 46: 7661-7669.
- [5] 于建元, 刘志东, 邱明波, 等. 难导电硬脆材料喷雾电化学放电加工机理研究[J]. *中国机械工程*, 2013, 24(9): 1214-1219.
- YU Jian-yuan, LIU Zhi-dong, QIU Ming-bo, et al. Research on Machining Mechanism of Difficult-to-Conductive Hard and Brittle Materials with Mist-Jetting Electrochemical Discharge[J]. *China Mechanical Engineering*, 2013, 24(9): 1214-1219.
- [6] 冯平法, 王健健, 张建富, 等. 硬脆材料旋转超声加工技术的研究现状及展望[J]. *机械工程学报*, 2017, 53(19): 3-21.
- FENG Ping-fa, WANG Jian-jian, ZHANG Jian-fu, et al. Research Status and Future Prospects of Rotary Ultrasonic Machining of Hard and Brittle Materials[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 53(19): 3-21.
- [7] ZHAO Bo, KONG ling zhi. Study on Surface/Subsurface Crack Mechanism in Ultrasonic Vibration Added Grinding of Ceramics[J]. *Advanced Materials Research*, 2010, 135: 343-348.
- [8] AZARHOUSHANG B, SOLTANI B, ZAHEDI A. Laser-Assisted Grinding of Silicon Nitride by Picosecond Laser[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 93(5): 2517-2529.
- [9] WAN Lin-lin, LIU Zhi-jian, DENG Zhao-hui, et al. Simulation and Experimental Research on Subsurface Damage of Silicon Nitride Grinding[J]. *Ceramics International*, 2018, 44(7): 8290-8296.
- [10] BARAHENI M, AMINI S. Mathematical Model to Predict Cutting Force in Rotary Ultrasonic Assisted End Grinding of  $\text{Si}_3\text{N}_4$  Considering both Ductile and Brittle Deformation[J]. *Measurement*, 2020, 156: 107586.
- [11] BARAHENI M, AMINI S. Predicting Subsurface Damage in Silicon Nitride Ceramics Subjected to Rotary Ultrasonic Assisted Face Grinding[J]. *Ceramics International*, 2019, 45(8): 10086-10096.
- [12] SUN Guo-yan, SHI Feng, MA Zhen. Effects of Axial Ultrasonic Vibration on Grinding Quality in Peripheral Grinding and End Grinding of ULE[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 109(7): 2285-2298.
- [13] 杨宇辉, 陈海彬, 马文举, 等. 氧化锆陶瓷旋转超声加工脆塑转变特性研究[J]. *表面技术*, 2020, 49(4): 90-97.
- YANG Yu-hui, CHEN Hai-bin, MA Wen-ju, et al. Study of the Characteristics of Brittle-Ductile Transition in Rotary Ultrasonic Machining of Zirconia Ceramics[J]. *Surface Technology*, 2020, 49(4): 90-97.
- [14] 闫艳燕, 张亚飞, 张兆顷.  $\text{ZrO}_2$  陶瓷切向超声辅助磨削表面及亚表面损伤机制[J]. *航空学报*, 2021, 42(7): 624749.
- YAN Yan-yan, ZHANG Ya-fei, ZHANG Zhao-qing. Surface and Subsurface Damage Mechanisms in Tangential Ultrasonic-Assisted Grinding of  $\text{ZrO}_2$  Ceramics[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2021, 42(7): 624749.
- [15] KUMAR M, VAISHYA R O, SURI N M, et al. An Experimental Investigation of Surface Characterization for Zirconia Ceramic Using Electrochemical Discharge Machining Process[J]. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 2021, 46(3): 2269-2281.
- [16] DAI Chen-wei, YIN Zhen, WANG Ping, et al. Analysis on Ground Surface in Ultrasonic Face Grinding of Silicon Carbide ( $\text{SiC}$ ) Ceramic with Minor Vibration Amplitude [J]. *Ceramics International*, 2021, 47(15): 21959-21968.
- [17] YIN Jing-fei, BAI Qian, GOEL S, et al. An Analytical Model to Predict the Depth of Sub-Surface Damage for Grinding of Brittle Materials[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2021, 33: 454-464.
- [18] QIAO Guo-chao, YI Shi-cheng, ZHENG Wei, et al. Material Removal Behavior and Crack-Inhibiting Effect in Ultrasonic Vibration-Assisted Scratching of Silicon Nitride Ceramics[J]. *Ceramics International*, 2022, 48(3): 4341-4351.
- [19] 丁文锋, 曹洋, 赵彪, 等. 超声振动辅助磨削加工技术及装备研究的现状与展望[J]. *机械工程学报*, 2022, 58(9): 244-269.
- DING Wen-feng, CAO Yang, ZHAO Biao, et al. Research Status and Future Prospects of Ultrasonic Vibration-Assisted Grinding Technology and Equipment[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2022, 58(9): 244-269.
- [20] 冯真鹏, 肖强. 超声加工技术研究进展[J]. *表面技术*, 2020, 49(4): 161-172.
- FENG Zhen-peng, XIAO Qiang. Research Progress of Ultrasonic Machining Technology[J]. *Surface Technology*, 2020, 49(4): 161-172.
- [21] BI Zhang, TOKURA H, YOSHIKAWA M. Study on Surface Cracking of Alumina Scratched by Single-Point Diamonds[J]. *Journal of Materials Science*, 1988, 23(9): 3214-3224.
- [22] HUANG Han, LAWN B R, COOK R F, et al. Critique of Materials-Based Models of Ductile Machining in Brittle Solids[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 2020, 103(11): 6096-6100.
- [23] MALKIN S. Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1991, 31(3): 435-436.
- [24] QUAN Jun-kui, FANG Qi-hong, CHEN Jian-bin, et al. Investigation of Subsurface Damage Considering the Abrasive Particle Rotation in Brittle Material Grinding[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 90(9): 2461-2476.
- [25] AGARWAL S, VENKATESWARA RAO P. Predictive Modeling of Force and Power Based on a New Analytical Undeformed Chip Thickness Model in Ceramic Grinding

- [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2013, 65: 68-78.
- [26] RASIM M, MATTFELD P, KLOCKE F. Analysis of the Grain Shape Influence on the Chip Formation in Grinding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2015, 226: 60-68.
- [27] HUANG Cheng, ZHOU Ming, ZHANG Hai-jun. Investigations on the Micro-Interactions of Grit-Workpiece and Forces Prediction in Ultrasonic Vibration Side Grinding of Optical Glass[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2022, 300: 117415.
- [28] LAWN B, WILSHAW R. Indentation Fracture: Principles and Applications[J]. Journal of Materials Science, 1975, 10(6): 1049-1081.
- [29] ZHANG Cheng-long, ZHANG Jian-fu, FENG Ping-fa. Mathematical Model for Cutting Force in Rotary Ultrasonic Face Milling of Brittle Materials[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 69(1): 161-170.
- [30] MARSHALL D B, LAWN B R, EVANS A G. Elastic/Plastic Indentation Damage in Ceramics: The Lateral Crack System[J]. Journal of the American Ceramic Society, 1982, 65(11): 561-566.
- [31] LAMBROPOULOS J C, JACOBS S D, RUCKMAN J. Material Removal Mechanisms from Grinding to Polishing[J]. Ceram Trans, 1999, 102: 113-128.

责任编辑：彭颀

(上接第 42 页)

- [15] LI Xun, YANG Shen-liang, LU Zheng-hui, et al. Influence of Ultrasonic Peening Cutting on Surface Integrity and Fatigue Behavior of Ti-6Al-4V Specimens[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2020, 275: 116386.
- [16] LI Xun, GUO Zhi-yuan, YANG Shen-liang, et al. Study on the Effect of Milling Surface Plastic Deformation on Fatigue Performance of 20Cr and TC17 Specimens[J]. Metals, 2022, 12(5): 736.
- [17] 胡伟楠. 钛合金 TC4 高速切削加工性试验研究[D]. 沈阳: 沈阳理工大学, 2020: 4-7.  
HU Wei-nan. Experimental Study on High Speed Machining Performance of Titanium Alloy TC4[D]. Shenyang: Shenyang Ligong University, 2020: 4-7.
- [18] 鲁媛媛, 马保飞, 刘源仁. 固溶处理温度对 TC4 钛合金组织和性能的影响[J]. 金属热处理, 2019, 44(6): 153-158.  
LU Yuan-yuan, MA Bao-fei, LIU Yuan-ren. Effect of Solution Treatment Temperature on Microstructure and Properties of TC4 Titanium Alloy[J]. Heat Treatment of Metals, 2019, 44(6): 153-158.
- [19] 邵明辉, 喻秋, 李顺才, 等. TC4 钛合金高速车削温度与车削振动特性的试验研究[J]. 现代制造工程, 2019(12): 1-8.  
SHAO Ming-hui, YU Qiu, LI Shun-cai, et al. Experimental Study on Turning Temperature and Turning Vibration Characteristics of TC4 Titanium Alloy under High Speed Turning[J]. Modern Manufacturing Engineering, 2019(12): 1-8.
- [20] GB/T 3075—2021, 金属材料 疲劳试验 轴向力控制方法[S].  
GB/T 3075-2021, Metallic Materials—Fatigue Testing—Axial Force-Controlled Method[S].
- [21] 李勋, 王逸轩. 用于研究加工表面完整性影响零件拉压疲劳性能的测试件: 中国, 108267350A[P]. 2019-12-31.  
LI Xun, WANG Yi-xuan. Test Piece for Researching Influence of Completeness of Machined Surface on Tension and Compression Fatigue Performance of Part: CN, 108267350A[P]. 2019-12-31.
- [22] LI Xun, GUAN Chun-ming, ZHAO Peng. Influences of Milling and Grinding on Machined Surface Roughness and Fatigue Behavior of GH4169 Superalloy Workpieces[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2018, 31(6): 1399-1405.
- [23] WU Dao-xia, ZHANG Ding-hua, YAO Chang-feng. Effect of Turning and Surface Polishing Treatments on Surface Integrity and Fatigue Performance of Nickel-Based Alloy GH4169[J]. Metals, 2018, 8(7): 549.
- [24] 武永丽, 熊毅, 陈正阁, 等. 超音速微粒轰击对 TC11 钛合金组织和疲劳性能的影响[J]. 材料工程, 2021, 49(5): 137-143.  
WU Yong-li, XIONG Yi, CHEN Zheng-ge, et al. Effect of Supersonic Fine Particle Bombardment on Microstructure and Fatigue Properties of TC11 Titanium Alloy[J]. Journal of Materials Engineering, 2021, 49(5): 137-143.
- [25] 翟战江, 赵琳, 彭云, 等. DP980 钢及 DP980 钢激光焊接接头的高周疲劳性能[J]. 钢铁研究学报, 2022, 34(7): 679-686.  
ZHAI Zhan-jiang, ZHAO Lin, PENG Yun, et al. High Cycle Fatigue Behavior of DP980 Steel and DP980 Steel Laser Welded Joints[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2022, 34(7): 679-686.

责任编辑：彭颀