

文章编号 1004-924X(2017)08-2106-07

超声辅助磨削硬脆材料芯棒直径预测模型

董志刚, 段佳冬, 康仁科*, 朱祥龙, 郑非非

(大连理工大学 精密与特种加工教育部重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘要: 超声辅助磨削是一种套料芯棒加工方法, 而硬脆材料在超声辅助磨削加工过程中的去除模式主要为脆性断裂, 这将导致加工出的芯棒直径与砂轮内径之间存在尺寸误差。针对上述问题, 通过分析超声辅助磨削加工中砂轮表面金刚石磨粒的运动轨迹, 运用压痕断裂力学理论建立了超声辅助磨削芯棒的直径预测模型。该模型考虑了脆性材料断裂时产生的侧位裂纹扩展对芯棒直径的影响。通过对 K9 光学玻璃材料进行超声辅助套料试验对模型进行了标定和验证, 接着研究了进给速度和转速对芯棒直径误差的影响规律。通过对比研究发现, 模型计算结果与试验结果吻合较好, 误差小于 5%, 验证了模型的有效性。试验结果表明, 采用适当的低转速和大进给速度可以有效降低超声辅助磨削芯棒直径的尺寸误差。本文所建模型可为超声辅助磨削套料芯棒的砂轮选择提供理论指导。

关键词: 硬脆材料; 超声辅助磨削; 直径预测; 芯棒尺寸误差

中图分类号: TP394.1; TH691.9 **文献标识码:** A **doi:** 10.3788/OPE.20172508.2106

Prediction model of core rod diameter of hard and brittle material processed by ultrasonic assisted grinding

DONG Zhi-gang, DUAN Jia-dong, KANG Ren-ke*, ZHU Xiang-long, ZHENG Fei-fei

(Key Laboratory for Precision and Non-traditional Machining Technology of Ministry of Education, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

* Corresponding author, E-mail: kangrk@dlut.edu.cn

Abstract: Ultrasonic assisted grinding is an effective way for trepanning the core rod, but the brittle fracture is the main manner to remove the hard and brittle materials during ultrasonic assisted grinding, leading to dimension error between the rod diameter and the inner diameter of the grinding wheel. Aiming at the above problem, based on the theory of indentation fracture mechanics and the kinematic analysis of diamond grains on the grinding wheel, a prediction model of the rod diameter was established, during which the effects of the expansion of the lateral cracks on the rod diameter were considered at the same time. Subsequently, the model was calibrated and verified through the test of ultrasonic assisted trepanning of core rod of K9 optical glass. The effect of the feed and spindle speed on the rod diameter was studied. The comparison experiment indicates that the simulation results are in good agreement with the experimental results, and the error is within 5%, which verifies the validity of the model. The experimental results show that the diameter error of the core rod can be reduced effectively with lower speed and higher feed rate during ultrasonic assisted grinding. The es-

收稿日期: 2017-02-09; 修订日期: 2017-05-02.

基金项目: 高档数控机床与基础制造装备国家科技重大专项(04 专项)课题(2016ZX04002005); 国家重点研发计划项目(2016YFB1102205); 国家商用飞机制造工程工程技术研究中心创新基金(COMAC-SFGS-2016-33239)

established prediction model of the rod diameter can offer theoretical guidance to the selection of the grinding wheel for trepanning the core rod with ultrasonic assisted grinding.

Key words: hard and brittle material; ultrasonic assisted grinding; diameter prediction; dimension error of core rod

1 引言

光学玻璃、工程陶瓷和功能晶体等硬脆材料在航空、航天、军工、电子等领域得到了广泛应用^[1,2]。但是由于硬脆材料具有硬度高、脆性大、断裂韧性低等固有特性,使得采用传统加工方法加工时易出现崩边、亚表面损伤等缺陷^[3-5]。大量的研究表明,超声辅助磨削技术具有减小磨削力^[6,7]、降低砂轮磨损^[8,9]和可提高加工质量^[10]等优点,是加工硬脆材料的理想方法。

目前对套料砂轮超声辅助磨削硬脆材料的研究较多,如 Hu^[11]和 Pei^[12]等人认为超声振动作用可以提高材料的去除率,并提出了超声辅助磨削硬脆材料的去除率模型。Jiao^[13]等人对陶瓷材料进行了超声辅助磨削,并研究了孔出口崩边尺寸的影响因素,结果表明高转速和低进给可以降低孔出口崩边厚度。Wang^[14]等人运用压痕断裂力学理论建立了旋转超声辅助磨削脆性材料孔出口崩边尺寸预测模型。Lv^[15]等人研究了超声振动对脆性材料孔入口崩边的影响,研究结果表明增大转速会抑制超声的振动效果但将导致孔入口崩边宽度增大。通过分析已有文献发现,当前对套料砂轮超声辅助磨削硬脆材料的研究主要集中在提高孔出口、入口加工质量上,对套料芯棒直径误差的研究还较少,尤其是有关超声辅助磨削套料芯棒直径的预测还未见报导。

在超声辅助磨削套料芯棒的加工过程中,由于硬脆材料受力时会产生裂纹扩展,从而导致材料崩碎,因此,加工出的芯棒直径与金刚石砂轮内圆直径之间往往存在尺寸误差。建立合适的芯棒直径预测模型,可以为砂轮的前期制作和选择提供可靠的理论指导,从而得到预期的芯棒直径尺寸要求。针对上述要求,本文运用压痕断裂力学理论建立了超声辅助磨削套料芯棒直径预测模型,通过对 K9 光学玻璃材料进行超声辅助套料试验,验证了模型的有效性,并研究了进给速度和转速对芯棒直径误差的影响规律。

2 超声辅助磨削芯棒直径预测模型

2.1 磨粒运动分析

在轴向超声振动辅助磨削中,材料的去除可以看作是全部有效磨粒的联合作用。因此,可以通过研究单颗磨粒的运动规律来了解整个砂轮的加工状态。对砂轮端面上单个磨粒的运动进行分析,其包括旋转运动、轴向的超声振动和进给运动。因此,砂轮表面上磨粒的运动轨迹可表示为:

$$S(t) = \begin{bmatrix} -r\cos(\omega t) \\ r\sin(\omega t) \\ A\sin(2\pi ft) + F_r t \end{bmatrix}, \quad (1)$$

其中 r 为磨粒所在圆半径, ω 为砂轮角速度 ($\omega = 2\pi n_r/60$, n_r 为刀具转速), F_r 为轴向进给速度, A 为振幅, f 为频率。

对式(1)分别进行一次求导和二次求导,可得到磨粒的速度和加速度表达式为:

$$v(t) = \begin{bmatrix} r\omega\sin(\omega t) \\ r\omega\cos(\omega t) \\ 2\pi f A\cos(2\pi ft) + F_r \end{bmatrix}, \quad (2)$$

$$a(t) = \begin{bmatrix} r\omega^2\cos(\omega t) \\ -r\omega^2\sin(\omega t) \\ -4\pi^2 f^2 A\sin(2\pi ft) \end{bmatrix}. \quad (3)$$

图1所示为轴向超声振动辅助磨削中砂轮端

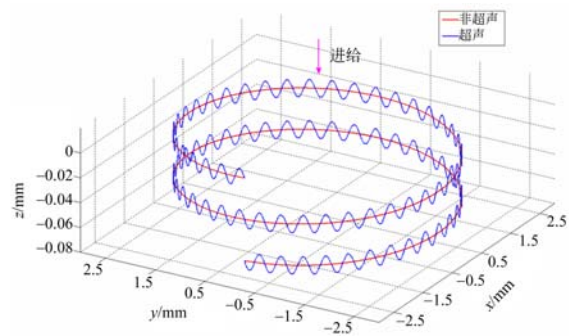


图1 砂轮端面磨粒运动轨迹

Fig. 1 Trajectory of a grain on the end face of grinding wheel

面上单颗磨粒的运动轨迹。

2.2 芯棒直径预测模型的建立

根据压痕断裂力学理论知,脆性材料受到磨粒压力的作用时会产生侧位裂纹和径向/中位裂纹,如图 2 所示。侧位裂纹的长度和深度可通过式(4)和式(5)计算^[16-18]:

$$C_L = C_c \left(\frac{1}{\tan \beta} \right)^{5/12} \left[\frac{E^{3/4}}{H_V K_{IC} (1-\nu^2)^{1/2}} \right]^{1/2} F_n^{5/8}, \quad (4)$$

$$C_h = C_b \left(\frac{1}{\tan \beta} \right)^{1/3} \frac{E^{1/2}}{H_V} F_n^{1/2}, \quad (5)$$

其中, F_n 为单颗磨粒的最大接触压力, H_V 为材料硬度, K_{IC} 为断裂韧性, ν 为泊松比, β 为金刚石几何角度, C_c 和 C_b 为无量纲系数。

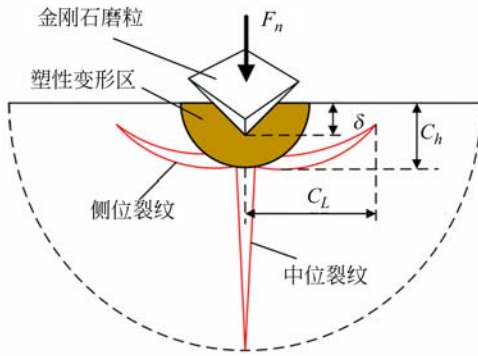


图 2 脆性材料压痕裂纹示意图

Fig. 2 Diagram of indentation cracks in brittle materials

划痕试验结果表明,脆性材料在受到磨粒的切削作用时,会因侧位裂纹的扩展和交叉实现材料的去除,然而同时也会产生崩边现象^[19, 20]。对于中空的金金刚石,这种去除机理将造成孔径和芯棒直径与砂轮的内外径尺寸不一致,如图 3 所示。本文通过计算侧位裂纹的尺寸,建立了芯棒直径的预测模型:

$$d = D_i - 2K_c C_L =$$

$$D_i - 2K_c C_c \left(\frac{1}{\tan \beta} \right)^{5/12} \left[\frac{E^{3/4}}{H_V K_{IC} (1-\nu^2)^{1/2}} \right]^{1/2} F_n^{5/8}, \quad (6)$$

其中, D_i 为金刚石砂轮内圆直径, K_c 为裂纹扩展

$$d = D_i - 2K_c C_L = D_i - 2K_c K^{-5/13} k_3 \left\{ \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} F_r \left[n_r \frac{N_a D_o + D_i \pi}{90 \cdot 4 \cdot 2A} \right]^{-1} \right\}^{5/13}, \quad (8)$$

其中:

$$k_3 = C_c \left(\frac{1}{\tan \beta} \right)^{5/12} \left[\frac{E^{3/4}}{H_V K_{IC} (1-\nu^2)^{1/2}} \right]^{1/2} (k_1 k_2)^{-5/13}.$$

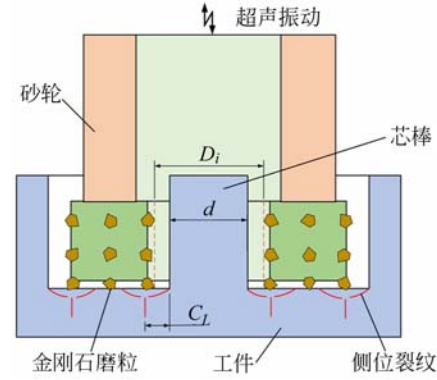


图 3 芯棒直径尺寸形成示意图

Fig. 3 Formation schematic of core rod diameter

比例系数。

已有文献表明,在硬脆材料超声辅助磨削中,单颗磨粒与工件之间产生的最大接触压力可通过冲量理论和压痕断裂力学理论求得^[21-24]。假设砂轮表面金刚石磨粒分布均匀且突出高度相同,则由 Liu 的模型^[22],可推出单颗磨粒与工件之间产生的最大接触压力为:

$$F_n = \left\{ \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} F_r \left[k_1 k_2 \frac{K}{90} n_r N_a \frac{D_o + D_i \pi}{4 \cdot 2A} \right]^{-1} \right\}^{8/13}, \quad (7)$$

其中:

$$k_1 = C_c C_b \left(\frac{1}{\tan \beta} \right)^{3/4} \left[\frac{E^{3/4}}{H_V K_{IC} (1-\nu^2)^{1/2}} \right]^{1/2} \frac{E^{1/2}}{H_V}$$

$$k_2 = \left[\frac{1}{2 \tan \beta \sqrt{\tan^2 \beta + 2 H_V}} \right]^{1/2};$$

式中 K 为材料去除体积的修正系数, n_r 为转速, F_r 为进给速度, D_o 为金刚石砂轮外圆直径, N_a 为有效磨粒数, $N_a = \left[\frac{0.88 \times 10^{-3} C_a}{(\sqrt{2}/3) S_a^3 \rho} \right]^{2/3} A_0$, 其中 A_0 为砂轮端面面积, $A_0 = \pi(D_o^2 - D_i^2)/4$ 。 S_a 为金刚石磨粒尺寸, 金刚石密度 $\rho = 3.52 \times 10^{-3}$ g/mm³, 磨粒浓度 $C_a = 100$ 。

将式(7)带入式(6)可得超声辅助磨削芯棒的直径计算式为:

3 试验方案

3.1 试验设备

超声辅助套料试验在 DMG Ultrasonic 70 五轴数控加工中心上进行。工件材料为 K9 光学玻璃,尺寸为 30 mm×50 mm×50 mm。为降低工件表面质量对加工效果的影响,将 50 mm×50 mm 的两个表面进行抛光处理。所使用的工具为烧结金刚石砂轮,金刚石粒度为 140 #。采用超景深显微镜观测金刚石砂轮的表面形貌并测量其内圆直径,如图 4 所示。金刚石砂轮的实测尺寸和谐振振幅如表 1 所示,其中对单个砂轮内圆直径 3 次测量的平均误差为±1 μm。试验设备及工件与金刚石砂轮之间的位置关系如图 5 所示,套料深度为 10 mm。

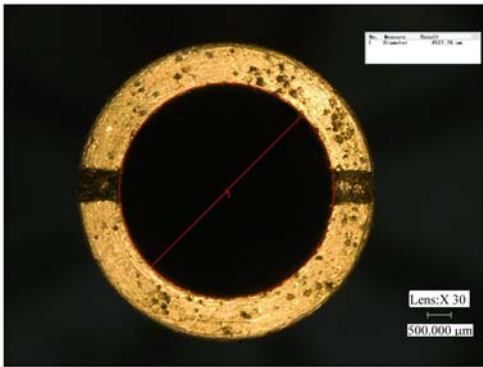


图 4 金刚石砂轮内圆直径测量

Fig. 4 Measurement of inner circle diameter for diamond grinding wheel



图 5 超声辅助套料试验装置

Fig. 5 Equipment of ultrasonic assisted trepanning

表 1 金刚石砂轮实测尺寸和谐振振幅

Tab. 1 Measured sizes and resonant amplitudes of diamond grinding wheel

刀号	长度/mm	内圆直径/mm	振幅/μm
1 #	80	4.530	1.5
2 #	80	4.523	1.5
3 #	80	4.528	1.5

3.2 模型系数的标定

在芯棒直径尺寸的计算模型中,式(8)中的参数 $K, K^{-5/13}$ 未知,需要通过试验进行标定。由式(8)可推出:

$$K, K^{-5/13} = \frac{D_i - d}{2k_3 \left\{ \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} F_r \left[n_r \frac{N_g D_o + D_i}{90} \frac{\pi}{4} \frac{1}{2A} \right]^{-1} \right\}^{5/13}} \quad (9)$$

在已确定砂轮几何参数和金刚石粒度的情况下,影响芯棒直径尺寸的主要因素为砂轮的轴向进给速度、转速和振幅。在如表 1 所示的参数条件下,通过激光位移传感器测量砂轮端面振幅,得其平均振幅为 1.5 μm。本文的标定试验加工参数如表 2 所示,每组试验分别用 1 #、2 # 和 3 # 金刚石砂轮进行 3 次试验。

表 2 标定试验加工参数

Tab. 2 Processing parameters of calibration experiment

组	转速/ $r \cdot \min^{-1}$	进给速度/ $\text{mm} \cdot \min^{-1}$	刀号
1	4000, 6000, 8000, 10000	4	1 #, 2 #, 3 #
2	6 000	2, 4, 6, 8	1 #, 2 #, 3 #

芯棒直径的测量方法是先在超景深显微镜下获取芯棒图像,然后对其进行图像处理。采用最

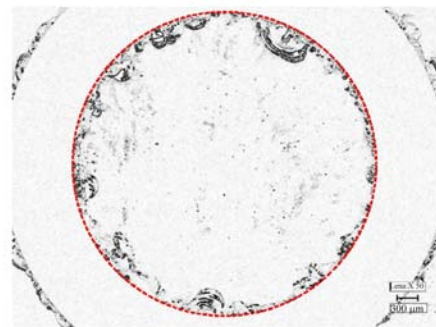


图 6 芯棒直径测量

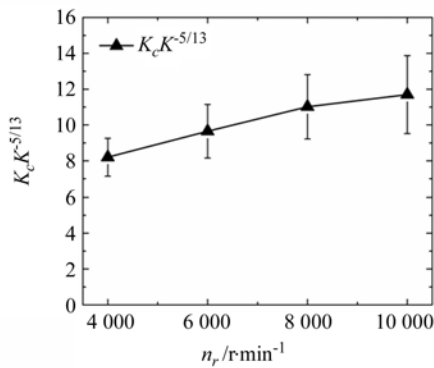
Fig. 6 Measurement of core rod diameter

小二乘圆对图像的外轮廓进行逐步逼近,获取芯棒的外轮廓直径,从而提取出芯棒的外轮廓数据点,则外轮廓所在圆的直径即为芯棒直径。其中芯棒外轮廓圆的获取结果如图 6 所示。

4 试验结果及分析

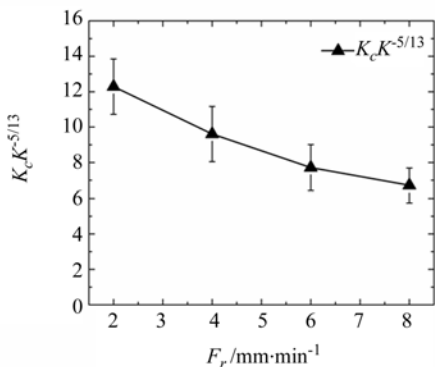
4.1 模型系数的计算

将标定试验所测得的芯棒直径和表 1 中实测的金刚石砂轮内圆直径带入式 (9) 可计算出 $K_c K^{-5/13}$, 取 3 组试验的平均值, 其结果如图 7 所示。从图 7 中可以看出, $K_c K^{-5/13}$ 随着转速的增大逐渐增加, 随着进给速度的增大逐渐减小。转速和进给速度与模型参数 $K_c K^{-5/13}$ 的关系可以表示为 $K_c K^{-5/13} = a_0 n_r^{a_1} F_r^{a_2}$ 。用最小二乘法对其指数进行拟合, 可得到 $a_0 = 0.475, a_1 = 0.415, a_2 = -0.445$ 。



(a) 转速对 $K_c K^{-5/13}$ 的影响

(a) Influence of rotate velocity on $K_c K^{-5/13}$



(b) 进给速度对 $K_c K^{-5/13}$ 的影响

(b) Influence of feeding rate on $K_c K^{-5/13}$

图 7 加工参数对 $K_c K^{-5/13}$ 的影响

Fig. 7 Influence of grinding parameters on $K_c K^{-5/13}$

4.2 模型验证

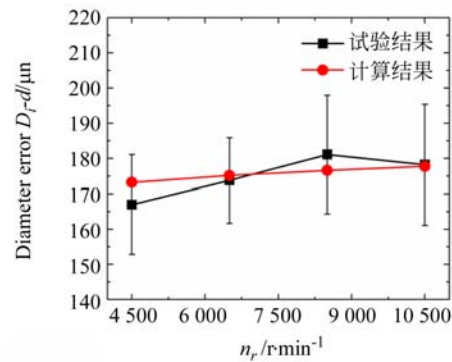
为了进一步验证模型的有效性, 在如表 3 所示的不同加工参数下对模型进行验证试验。从式 (8) 可以看出, 可以通过芯棒直径误差 D_r 来研究各加工参数对芯棒直径的影响。

表 3 验证试验加工参数

Tab. 3 Processing parameters of verification experiment

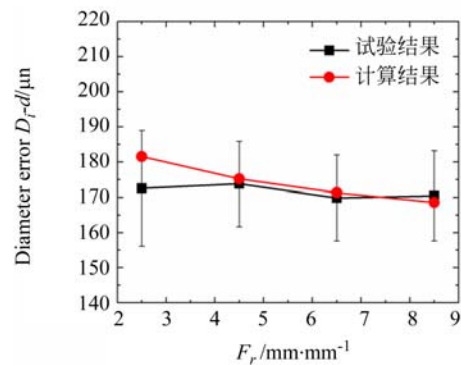
组	转速/ $r \cdot \text{min}^{-1}$	进给速度/ $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$	刀号
1	4500, 6500, 8500, 10500	4.5	1#, 2#, 3#
2	6500	2.5, 4.5, 6.5, 8.5	1#, 2#, 3#

取 3 次试验的平均值作为试验结果, 并将试验结果与模型计算结果进行对比, 结果如图 8 所示。可见, 试验结果与模型计算结果吻合的较好, 二者间的误差小于 5%。从图 8(a) 可以看出, 随



(a) 转速对芯棒直径误差的影响

(a) Effect of rotate velocity on core rod diameter error



(b) 进给速度对芯棒直径误差的影响

(b) Influence of feeding rate on core rod diameter error

图 8 加工参数对芯棒直径误差的影响

Fig. 8 Effect of grinding parameters on core rod diameter error

着转速的增加,直径误差逐渐增大。这是由于转速的增加降低了磨粒在一个转动周期内振动轨迹的波动次数,从而降低了材料塑性变形对侧位裂纹扩展的抑制效果^[15],结果使侧位裂纹扩展尺寸增大,最终增大了芯棒直径误差。从图8(b)可以看出,随着进给速度的增加,芯棒直径误差逐渐降低。从以上理论分析和试验结果可知,通过采用适当的低转速和大进给速度,可以降低超声辅助套料芯棒直径的尺寸误差。

5 结 论

本文建立了采用超声振动套料加工芯棒直径的预测模型并进行了试验验证。利用套料得到芯棒,同时这也是一种孔加工方法,当对套料制孔精度有要求时,本文方法经过简单变换后,也可用于

建立套料制孔孔径的预测模型。本文主要研究成果可总结如下:

(1)建立了超声辅助磨削套料芯棒的直径预测模型并通过试验进行验证,结果表明,模型计算结果与试验结果吻合较好,二者之间的误差小于5%,验证了模型的可靠性。

(2)转速和进给速度对系数 $K_c K^{-5/13}$ 的影响较大,且 $K_c K^{-5/13}$ 随着转速的增大逐渐增大,而随着进给速度的增大逐渐减小。通过拟合计算得出, $K_c K^{-5/13}$ 与转速和进给速度之间的关系可表示为: $K_c K^{-5/13} = 0.475 n_r^{0.415} F_r^{-0.445}$ 。

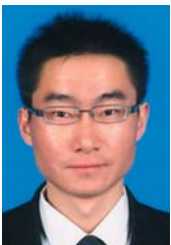
(3)通过试验结果与模型计算结果的对比研究发现,芯棒直径误差随着转速的增大而逐渐增大,随着进给速度的增大而逐渐减小。因此,采用相对低的转速和大进给速度,可以降低超声辅助套料芯棒直径的尺寸误差。

参考文献:

- [1] 康仁科,马付建,董志刚,等. 难加工材料超声辅助切削加工技术[J]. 航空制造技术, 2012(16): 44-49.
KANG R K, MA F J, DONG ZH G, *et al.*. Ultrasonic assisted machining of difficult-to-cut material [J]. *Aeron. Manuf. Technol.*, 2012 (16): 44-49. (in Chinese)
- [2] 刘运凤,荆君涛,李占杰. 旋转超声磨削加工中刀具结合剂类型与加工性能的关系[J]. 光学精密工程, 2012, 20(9): 2021-2028.
LIU Y F, JING J T, LI Z J. Relationship between bond patterns of tools and working performance in rotary ultrasonic grinding [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2012, 20(9): 2021-2028. (in Chinese)
- [3] 张承龙,冯平法,张建富. 光学玻璃旋转超声端面铣削表面特性[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2012, 52(11): 1616-1621.
ZHANG CH L, FENG P F, ZHANG J F. Surface properties of optical glass processed with rotary ultrasonic face milling [J]. *J. Tsinghua. Univ. (Sci & Tech)*, 2012, 52(11): 1616-1621. (in Chinese)
- [4] ZHANG Q L, SUET TO, ZHAO Q L, *et al.*. Surface damage mechanism of WC/Co and RB-SiC/Si composites under high spindle speed grinding (HSSG)[J]. *Materials & Design*, 2016, 92: 378-386.
- [5] LI Z C, CAI L W, PEI Z J, *et al.*. Edge-chipping reduction in rotary ultrasonic machining of ceramics: Finite element analysis and experimental verification[J]. *Int. J. Mach. Tool. Manu.*, 2006, 46 (12-13): 1469-1477.
- [6] ZHAO C Y, GONG H, FANG F Z, *et al.*. Experimental study on the cutting force difference between rotary ultrasonic machining and conventional diamond grinding of K9 glass [J]. *Mach. Sci. Technol.*, 2013, 17(1): 129-144.
- [7] 刘立飞,张飞虎,刘民慧. 碳化硅陶瓷的超声振动辅助磨削[J]. 光学精密工程, 2015, 23(8): 2229-2235.
LIU L F, ZHANG F H, LIU M H. Ultrasonic assisted grinding for silicon carbide [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2015, 23(8): 2229-2235. (in Chinese)
- [8] SHEN J Y, WANG J Q, JIANG B, *et al.*. Study on wear of diamond wheel in ultrasonic vibration-assisted grinding ceramic [J]. *Wear*, 2015, 332(SI): 788-793.
- [9] DING K, FU Y C, SU H H, *et al.*. Wear of diamond grinding wheel in ultrasonic vibration-assisted grinding of silicon carbide [J]. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2014, 71(9-12): 1929-1938.
- [10] TAWAKOLI T, AKBARI J, ZAHEDI A. Ultrasonic assisted cylindrical grinding of Alumina zirconia ceramics [C]. *IMECE2013, San Diego*; NOV

- 15-21, USA: ASME, 2013.
- [11] HU P, ZHANG J M, PEI Z J, *et al.*. Modeling of material removal rate in rotary ultrasonic machining: designed experiments[J]. *J Mater Process Tech*, 2002, 129(1-3): 339-344.
- [12] PEI Z J, PRABHAKAR D, FERREIRA P M, *et al.*. A mechanistic approach to the prediction of material removal rates in rotary ultrasonic machining[J]. *J. Manuf. Sci. E-T. ASME*, 1995, 117(2): 142-151.
- [13] JIAO Y, LIU W J, PEI Z J, *et al.*. Study on edge chipping in rotary ultrasonic machining of ceramics: an integration of designed experiments and finite element method analysis[J]. *J. Manuf. Sci. E-T. ASME*, 2005, 127(4): 752-758.
- [14] WANG J J, FENG P F, ZHANG J F, *et al.*. Modeling the dependency of edge chipping size on the material properties and cutting force for rotary ultrasonic drilling of brittle materials[J]. *Int. J. Mach. Tool. Manu*, 2016, 101: 18-27.
- [15] LV D X, ZHANG Y M, PENG Y F. High-frequency vibration effects on hole entrance chipping in rotary ultrasonic drilling of BK7 glass[J]. *Ultrasonics*, 2016, 72: 47-56.
- [16] LAWN B R, EVANS A G, MARSHALL D B. Elastic/plastic indentation damage in ceramics: the median/radial crack system[J]. *J. Am. Ceram. Soc.*, 1980, 63: 574-580.
- [17] ANSTIS G R, CHANTIKUL P, LAWN B R, *et al.*. A critical evaluation of indentation techniques for measuring fracture toughness: I, direct crack measurements[J]. *J. Am. Ceram. Soc.*, 1981, 64: 533-538.
- [18] MARSHALL D B, LAWN B R, EVANS A G. Elastic/plastic indentation damage in ceramics: the lateral crack system[J]. *J. Am. Ceram. Soc.*, 1982, 65: 561-566.
- [19] CAO J G, WU Y B, LI J Y, *et al.*. Study on the material removal process in ultrasonic-assisted grinding of SiC ceramics using smooth particle hydrodynamic (SPH) method[J]. *Int. J. Adv. Manuf. Tech*, 2016, 83(5-8): 985-994.
- [20] CAO J G, WU Y B, LU D, *et al.*. Material removal behavior in ultrasonic-assisted scratching of SiC ceramics with a single diamond tool[J]. *Int. J. Mach. Tool. Manu*, 2014, 79: 49-61.
- [21] NA Q, PEI Z J, TREADWELL C, *et al.*. Physics-based predictive cutting force model in ultrasonic-vibration-assisted grinding for Titanium drilling[J]. *J. Manuf. Sci. E-T. ASME*, 2009, 131: 111-119.
- [22] LIU D F, CONG W L, PEI Z J, *et al.*. A cutting force model for rotary ultrasonic machining of brittle materials[J]. *Int. J. Mach. Tool. Manu*, 2012, 52(1): 77-84.
- [23] ZHANG C L, ZHANG J F, FENG P F. Mathematical model for cutting force in rotary ultrasonic face milling of brittle materials[J]. *Int. J. Adv. Manuf. Technol*, 2013, 69(1-4): 161-170.
- [24] XIAO X Z, ZHENG K, LIAO W H. Theoretical model for cutting force in rotary ultrasonic milling of dental zirconia ceramics [J]. *Int. J. Adv. Manuf. Technol*, 2014, 75(9-12): 1263-1277.

作者简介:



董志刚(1980—),男,内蒙古赤峰人,副教授,主要从事精密/超精密加工与测试理论、技术与装备的研究工作。E-mail: dongzg@dlut.edu.cn



段佳冬(1991—),男,河南郑县人,硕士研究生,2014年于郑州大学获得学士学位,主要从事硬脆材料超声辅助磨削技术的相关研究。E-mail: dlutduanjiadong@mail.dlut.edu.cn