

doi:10.12068/j.issn.1005-3026.2024.08.009

二维超声振动辅助磨削的磨削力建模

马廉洁, 孙立业, 邱喆, 李红双

(东北大学秦皇岛分校 控制工程学院, 河北 秦皇岛 066004)

摘要: 在研究二维超声振动下单颗磨粒的运动特性基础上,根据体积不变原理确定了平均切屑厚度. 基于磨粒的几何形状以及材料的弹性回复率,推导出切屑变形力模型;根据摩擦力来源于磨粒与工件弹性接触和切屑流出,构建摩擦力模型;考虑到高频振动所产生的冲击作用对总磨削力的影响,建立冲击力模型. 综合切屑变形力、摩擦力和冲击力模型,得出二维超声磨削的磨削力模型. 通过氧化铝陶瓷二维超声磨削实验研究,确定了模型中的常数,并验证了磨削力模型的合理性. 结果表明,法向力、切向力的实验值与理论值之间的平均误差分别为11.09%和8.07%,误差最大值不超出20%,所建模型具有预测作用.

关键词: 磨削力;超声振动;运动学特性;磨削力模型;氧化铝陶瓷

中图分类号: TH 145 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2024)08-1135-09

Grinding Force Modeling of Two-Dimensional Ultrasonic Vibration Assisted Grinding

MA Lian-jie, SUN Li-ye, QIU Zhe, LI Hong-shuang

(School of Control Engineering, Northeastern University at Qinhuangdao, Qinhuangdao 066004, China. Corresponding author: MA Lian-jie, E-mail: bcmlj1025@163.com)

Abstract: Based on the study of the motion characteristics of a single abrasive particle under two-dimensional ultrasonic vibration, the average chip thickness was determined according to the principle of constant volume. Based on the geometric shape of the abrasive grain and the elastic recovery rate of the material, the chip deformation force model is derived. According to the friction force from the elastic contact between the abrasive particles and the workpiece and the chip outflow, the friction model is established. Considering the impact of high frequency vibration on the total grinding force, the impact force model is obtained. Combining the chip deformation force, friction force and impact force model, the grinding force model of two-dimensional ultrasonic grinding is obtained. Through the experimental study of two-dimensional ultrasonic grinding of alumina ceramic materials, the constants in the model are determined, and the rationality of the grinding force model is verified. The results show that the average errors between the experimental values and the theoretical values of the normal force and the tangential force are 11.09% and 8.07%, respectively, and the maximum error does not exceed 20%. Thus, the model has a predictive effect.

Key words: grinding force; ultrasonic vibration; kinematic characteristics; grinding force model; alumina ceramics

磨削力作为基本特征参数,不仅直接影响表面损伤程度,而且对磨削温度、砂轮的使用寿命等方面也产生显著影响^[1-2]. 超声振动辅助磨削是在普通磨削加工时施以具有微尺度振幅的高频

振动的一种加工形式,相比普通磨削,具有减小磨削力和提高表面质量等优势. 因此,探究高频振动对磨削力的影响,并构建磨削力模型,有助于深入理解超声磨削机理.

收稿日期: 2023-03-24

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51975113,51905083); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(N2123025); 河北省自然科学基金青年基金资助项目(E2021501027).

作者简介: 马廉洁(1970-),男,河北秦皇岛人,东北大学教授.

近年来,超声振动辅助磨削的磨削力成为研究热点.例如:Li等^[3]对超声磨削SiC建立了描述其动态切削行为的离散数值模型,并进一步构建了考虑材料去除机理的磨削力模型. He等^[4]在建立超声磨削力模型时假设未变形磨屑厚度服从Rayleigh分布并考虑了高频振动对摩擦系数的影响,经实验证明模型具有预测作用. Wang等^[5]在材料以脆性断裂模式去除的基础上,建立了旋转超声椭圆振动端面磨削过程的机械进给-定向切削力模型,经实验验证了模型的可行性. Shi等^[6]首次提出了塑性-脆性比,建立了兼顾脆性和塑性去除的旋转超声侧磨切削力理论模型,理论值与实验值具有高度同一性. Huang等^[7]考虑到磨粒的非均匀突起高度,以压痕理论为基础并与能量结合构建了磨削力的材料去除率模型,提出了轴向超声振动端面磨削力的理论模型,最终经过实验验证了模型的正确性. Lei等^[8]建立了超声辅助高速磨削单颗磨粒的新型动态磨削力模型,该模型考虑了磨粒磨损体积随时间变化的关系. Yang等^[9]在超声振动运动学分析和磨削划痕实验的基础上,构建磨削力模型,并利用设计的实验证明了模型的合理性.

综上,目前探究高频振动对磨削力的影响并构建模型,主要集中在二维超声磨削,而对二维超声磨削的研究极少.为此,本文基于磨粒的几何形状以及材料的弹性回复率,推导出切屑变形力模型;根据摩擦力来源于磨粒与工件弹性接触和切屑流出,构建摩擦力模型;考虑到冲击作用对总磨削力的影响,建立冲击力模型.在此基础上,得出二维超声磨削的磨削力模型,并利用实验验证了磨削力模型的合理性.

1 二维超声振动下单颗磨粒的运动特性

图1为二维超声磨削示意图,高频振动分别施加在沿砂轮的切向和径向两个方向,单颗磨粒的运动由相对于工件作直线运动、绕砂轮轴线作圆周运动以及沿砂轮的切向和径向的高频振动组成.图2为在二维超声磨削中单颗磨粒的运动模型,坐标系 xoz 固定在砂轮中心.

在二维超声磨削过程中,工件质点的振动位移方程为

$$\left. \begin{aligned} x &= A_1 \sin(\omega t), \\ z &= A_2 \sin(\omega t + \phi). \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: ω 为超声角频率, $\omega=2\pi f$, f 为超声频率; A_1 , A_2 分别为沿砂轮切向、径向的超声振幅; ϕ 为相位差,取 $\pi/2$.

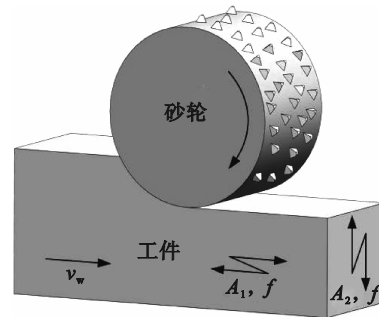


图1 二维超声磨削示意图

Fig. 1 Two-dimensional ultrasonic grinding sketch

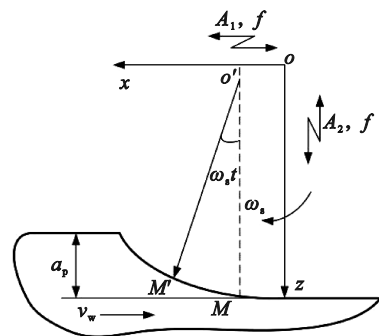


图2 二维超声磨削单颗磨粒的运动模型

Fig. 2 Motion model of single grains in two-dimensional ultrasonic grinding

将式(1)求导,得出 t 时刻质点的速度方程为

$$\left. \begin{aligned} v_x &= A_1 \omega \cos(\omega t), \\ v_z &= A_2 \omega \cos(\omega t + \phi). \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

单颗磨粒相对于工件的运动方程为

$$\left. \begin{aligned} x' &= v_w t + \frac{d_s}{2} \sin(\omega_s t) + A_1 \sin(\omega t), \\ z' &= \frac{d_s}{2} - \frac{d_s}{2} \cos(\omega_s t) + A_2 [\sin(\omega t + \phi) - 1]. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中: v_w 为工件进给速度; d_s 为砂轮半径; ω_s 为砂轮角速度.

将式(3)求导,得出二维超声振动单颗磨粒的速度方程为

$$\left. \begin{aligned} v_x' &= v_w + v_s \cos(\omega_s t) + A_1 \omega \cos(\omega t), \\ v_z' &= v_s \sin(\omega_s t) - A_2 \omega \sin(\omega t). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中, v_s 为砂轮线速度.

由于引入高频振动,砂轮实际线速度是由振动速度与砂轮转速组成,则砂轮实际线速度 v_{sv} 为

$$v_{sv} = \frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} \sqrt{(v_s + v_x)^2 + v_z^2} dt = \frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} \sqrt{[v_s + A_1 \omega \sin(\omega t)]^2 + [A_2 \omega \sin(\omega t + \phi)]^2} dt. \quad (5)$$

假设单颗磨粒切削时间与超声振动无关,则磨削深度 a_p 与磨粒由切入到切出所用时间 Δt 的关系为

$$a_p = \frac{d_s}{2} [1 - \cos(\omega_s \Delta t)]. \quad (6)$$

因为 $\omega_s \Delta t$ 很小,则有

$$l_u = \int_0^{\Delta t} \sqrt{v_x^2 + v_z^2} dt = \int_0^{\Delta t} \sqrt{[v_w + v_s \cos(\omega_s t) + A_1 \omega \cos(\omega t)]^2 + [v_s \sin(\omega_s t) - A_2 \omega \sin(\omega t)]^2} dt. \quad (9)$$

当 $A_1 = A_2 = 0$ 时,得出普通磨削时单颗磨粒在磨削区内的运动弧长 l_c 为

$$l_c = \int_0^{\Delta t} \sqrt{[v_w + v_s \cos(\omega_s t)]^2 + [v_s \sin(\omega_s t)]^2} dt. \quad (10)$$

对比式(9)和式(10)可得出,相同的工艺参数下,二维超声磨削的运动弧长明显大于普通磨削。

2 二维超声磨削的磨削力建模

Malkin 等^[10]将普通磨削力分成切屑变形力和摩擦力两方面,而在加入高频振动后,工件会形成较高的瞬时加速度,进而产生较大的冲击力,不可忽略,因此本文建立了如式(11)所示的二维超声磨削力模型。

$$\left. \begin{aligned} F_n &= F_{nc} + F_{ns} + F_{nv}, \\ F_t &= F_{tc} + F_{ts} + F_{tv}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中: F_n, F_t 分别为法向力和切向力; F_{nc}, F_{tc} 分别为法向、切向切屑变形力; F_{ns}, F_{ts} 分别为法向、切向摩擦力; F_{nv}, F_{tv} 分别为法向、切向冲击力。

2.1 平均切屑厚度

根据体积不变原理,可得单颗磨粒的去除体积为

$$\bar{b} \bar{h}_u l_u = \frac{v_w b a_p}{v_{sv} b N_u}. \quad (12)$$

式中: \bar{b} 为平均切屑宽度, $\bar{b} = C \bar{h}_u$, C 为比例系数, \bar{h}_u 为平均切屑厚度; b 为磨削宽度; N_u 为单位面积参与磨削的有效磨粒数。

普通磨削时单位面积参与磨削的有效磨粒数 N_c 为^[11]

$$N_c = A_g C_1^{\frac{2}{3}} \left(\frac{2}{K_s} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{v_w}{v_s} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{a_p}{d_s} \right)^{\frac{1}{6}}. \quad (13)$$

式中: A_g 为动态值与静态值的比例系数; C_1 为与磨粒密度相关的系数; K_s 为与磨粒形状相关的系数。

则二维超声振动磨削时有效磨粒数 N_u 为

$$N_u = \left(\frac{v_s}{v_{sv}} \right)^{\frac{1}{3}} N_c. \quad (14)$$

$$\cos(\omega_s \Delta t) \approx 1 - \frac{(\omega_s \Delta t)^2}{2}. \quad (7)$$

由式(6)和式(7)可得

$$\Delta t = \frac{\sqrt{a_p d_s}}{v_s}. \quad (8)$$

二维超声磨削时单颗磨粒在磨削区内的运动弧长 l_u 为

由式(11)、式(12)和式(14)可得出二维超声磨削时单颗磨粒的平均切屑厚度 \bar{h}_u 为

$$\bar{h}_u = \left(\frac{v_w a_p}{C v_{sv} N_u l_u} \right)^{\frac{1}{2}} = \left(\frac{a_p v_w}{C N_c l_u v_{sv}^{\frac{2}{3}} v_s^{\frac{1}{3}}} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (15)$$

2.2 材料的弹性回复率

在单颗磨粒作用于陶瓷材料全过程中,材料会出现弹性回复现象,已加工表面的弹性回复会对磨粒产生摩擦,进而影响工件表面质量^[12],因此需考虑弹性回复在实际加工过程中对磨削的影响。弹性回复高度与材料的物理属性和磨粒的几何形状有关。

材料的弹性回复率 η 定义为

$$\eta = \frac{h_v - h_r}{h_v} \times 100\%. \quad (16)$$

式中, h_v, h_r 分别为单颗磨粒的切削深度和弹性回复后的深度。

在本研究中,采用超景深光学显微镜对砂轮表面上的磨粒几何形状进行观测,如图3所示,磨粒的几何形状为正三棱锥状。

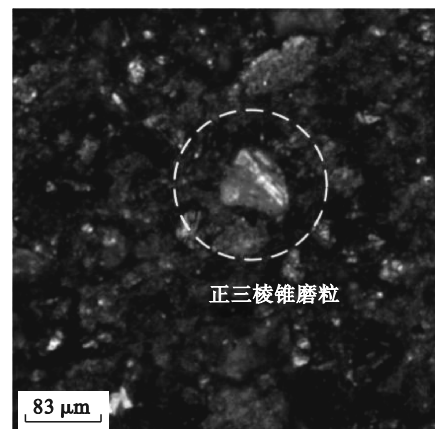


图3 砂轮表面的磨粒几何形状

Fig. 3 Geometric shape of abrasive grains on the grinding wheel surface

考虑到磨粒尖角较脆,在实际磨削加工中是带有圆弧尖面的正三棱锥状,其棱边为切削刃,

有 2 个前刀面. 图 4 为磨粒与工件接触模型, α 为磨粒的中心线与棱面夹角, β 为磨粒的中心线与棱边夹角, r 为磨粒圆角半径.

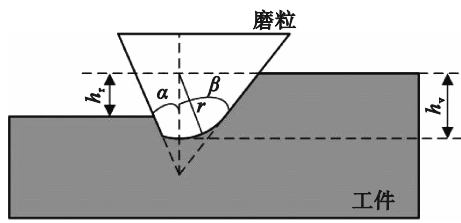


图 4 磨粒与工件接触模型

Fig. 4 Contact model between abrasive particles and workpiece

为了方便建模, 现作以下假设:

- 1) 材料的弹性回复高度等于刃角圆弧高度;
- 2) 磨粒圆角半径等于磨粒的切削厚度.

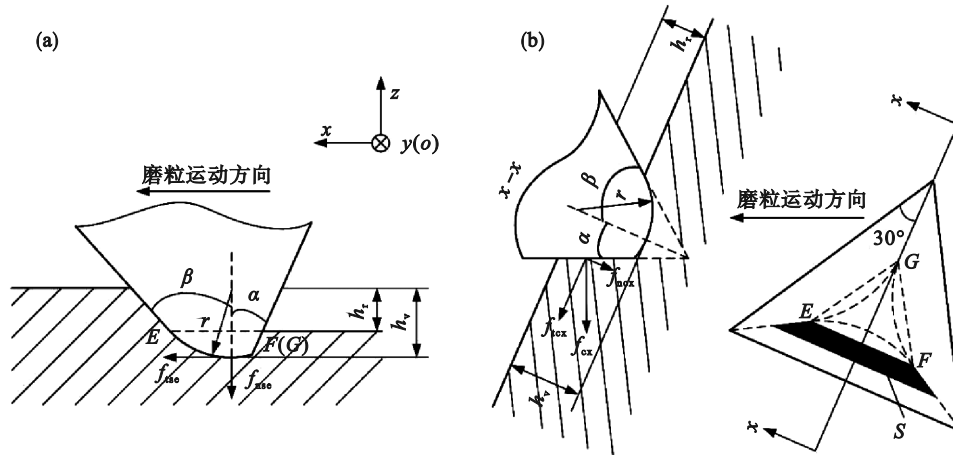


图 5 单颗磨粒切削工件示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the single abrasive cutting workpiece

(a) —磨粒切削刃方向示意图; (b) —磨粒切削面方向示意图.

图 5 中, f_{nsc}, f_{tsc} 分别为单颗磨粒在弹性变形区的法向、切向摩擦力; f_{cx} 为 x 平面方向的切屑变形力; f_{nex}, f_{tex} 分别为 x 平面方向的法向、切向切屑变形力; A 为 x 平面方向的右前刀面与切屑接触面积.

基于假设 1) 可知, 切屑变形反作用力是作用在单颗磨粒刃角圆弧以上的两侧前刀面上. 图 5 中平面 EFG 为切屑变形反力作用面与刃角圆弧

基于以上假设可知, 磨粒的刃角圆弧接触部分为弹性变形区, 该部分磨粒与工件材料之间产生摩擦力; 而刃角圆弧接触面以上部分是使工件材料形成切屑变形沿磨粒流出, 所以磨粒在该部分受到切屑变形作用时产生变形力和切屑流出引起的摩擦力.

根据式 (16) 以及磨粒与工件接触模型可得出

$$\eta = (1 - \sin \beta) \times 100\%. \quad (17)$$

2.3 切屑变形力

在磨削加工过程中, 当单颗磨粒切削材料时会受到工件的抗力作用, 图 5 为单颗磨粒以切削深度 h_v 切入加工工件表面的受力示意图. 假设不考虑摩擦作用, 单颗磨粒的切屑变形力垂直于侧前刀面上.

段的分界面, 其中平面 EFG 以上的磨粒部分受到切屑变形反力作用, 平面 EFG 以下区域为刃角圆弧段. 因此在 $x-x$ 方向上正三棱锥磨粒的切屑变形力 f_{cx} 为

$$f_{cx} = F_p S \sin 30^\circ \cos \alpha. \quad (18)$$

式中, F_p 为单位磨削力.

$x-x$ 方向上右前刀面与切屑的接触面积为

$$S = \frac{\sqrt{3} \tan \alpha}{2} (1 - \eta) [rh_v (\cos \beta - \tan \beta + \cos^{-1} \beta) + h_v^2 \tan \beta]. \quad (19)$$

正三棱锥磨粒有两个前刀面, 由式 (18) 和式 (19) 可得由切屑变形产生的法向力 f_{nc} 、切向力

f_{tc} 分别为

$$\left. \begin{aligned} f_{nc} &= 2f_{cx} \sin \alpha = \frac{\sqrt{3} \sin^2 \alpha}{2} F_p (1 - \eta) [rh_v (\cos \beta - \tan \beta + \cos^{-1} \beta) + h_v^2 \tan \beta], \\ f_{tc} &= 2f_{cx} \cos \alpha \sin 30^\circ = \frac{\sqrt{3} \tan \alpha \cos^2 \alpha}{4} F_p (1 - \eta) [rh_v (\cos \beta - \tan \beta + \cos^{-1} \beta) + h_v^2 \tan \beta]. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

2.4 摩擦力

1) 弹性接触区的摩擦力.单颗磨粒在弹性变形区域内与工件材料作用过程中,发生弹性接触,Wang 等^[13]基于弹性赫兹接触理论得到球状磨粒摩擦引起的法向力.考虑到本研究中的磨粒为带有圆弧刃角的正三棱锥状且圆弧刃角不完整,引入几何形状系数 γ ,则单颗磨粒在弹性变形区的法向摩擦力 f_{nsc} 为

$$f_{nsc} = \gamma \sqrt{\frac{16rh_r^3 E^{*2}}{9}}. \quad (21)$$

式中: E^* 为等效弹性模量,

$$E^* = \frac{1}{\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}}. \quad (22)$$

其中: ν_1 和 ν_2 分别为材料、金刚石磨粒的泊松比; E_1 和 E_2 分别为材料、金刚石磨粒的弹性模量.

切向摩擦力 f_{tsc} 为

$$f_{tsc} = \mu\gamma \sqrt{\frac{16rh_r^3 E^{*2}}{9}}. \quad (23)$$

式中, μ 为摩擦系数.

联立式(17)、式(21)和式(23)可得

$$\left. \begin{aligned} f_{nsc} &= \frac{4}{3} \gamma E^* (1 - \sin \beta)^{\frac{3}{2}} h_v^2, \\ f_{tsc} &= \frac{4}{3} \mu \gamma E^* (1 - \sin \beta)^{\frac{3}{2}} h_v^2. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

2) 切屑流出工件表面时的摩擦力.单颗磨粒切削工件材料时,切屑顺着磨粒的两侧流出,两者产生相对运动,如图6所示,并且单颗磨粒与工件之间也有正压力,因此需要考虑该处的摩擦力.

摩擦力的法向分力 f_{nsf} 和切向分力 f_{tsf} ,可通过式(25)计算得到.

$$\left. \begin{aligned} f_{nsf} &= 2\mu F_p A \sin 30^\circ \cos^2 \alpha, \\ f_{tsf} &= -2\mu F_p A \sin^2 30^\circ \sin \alpha \cos \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

联立式(17)、式(19)和式(25)可得出切屑流出工件表面时法向、切向摩擦力为

$$\left. \begin{aligned} f_{nsf} &= \frac{\sqrt{3}}{4} \mu F_p h_v^2 \sin 2\alpha (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta), \\ f_{tsf} &= -\frac{\sqrt{3}}{4} \mu F_p h_v^2 \sin^2 \alpha (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta). \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{nv} &= \frac{M}{\Delta t} \{A_1 \omega \sin[\omega(t + \Delta t)] - A_1 \omega \sin(\omega t)\} \approx MA_1 \omega^2 \cos(\omega t), \\ F_{tv} &= \frac{M}{\Delta t} \{A_2 \omega \sin[\omega(t + \Delta t) + \phi] - A_2 \omega \sin(\omega t + \phi)\} \approx -MA_2 \omega^2 \sin(\omega t). \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

2.6 磨削力综合模型

二维超声磨削时砂轮与工件接触区域内参与磨削的有效磨粒数 N_{du} 为

$$N_{du} = N_u l_s b. \quad (30)$$

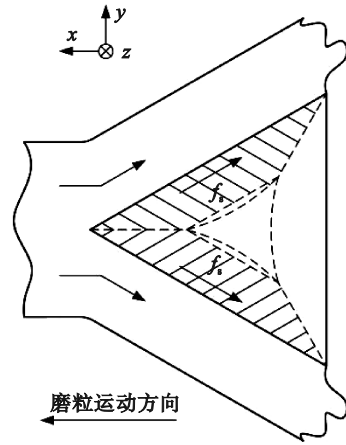


图6 单颗磨粒切削工件俯视图

Fig. 6 Top view of single abrasive cutting workpiece

由摩擦二项式定理可知,普通磨削时摩擦系数 μ_c 为

$$\mu_c = \frac{mv_s d_s}{4p_0 v_w} + n. \quad (27)$$

式中: m, n 为与材料接触表面的物理和机械特性相关的系数; p_0 为常数.

Kumar 等^[14]研究发现了在超声振动作用下两个相对滑动物体间的摩擦力明显减小;郎献军等^[15]进一步对超声磨削过程中的摩擦系数进行分析,得出超声振动能够大大地降低摩擦系数并且降低率与超声振幅和频率有关,从而降低了由摩擦力产生的磨削力.由于二维超声磨削的复杂性,无法具体推导出摩擦系数的计算模型,故本文在普通磨削的摩擦系数基础上引入修正系数 k ,则二维超声磨削时摩擦系数 μ_u 为

$$\mu_u = \frac{kmv_s d_s}{4p_0 v_w} + kn. \quad (28)$$

2.5 冲击力

假定工件材料在二维超声振动作用下其振动区域的等价质量为 M ,依据动量定理,砂轮在 Δt 时间内所承受平均法向冲击力 F_{nv} 、切向冲击力 F_{tv} 分别为

式中, l_s 为砂轮与工件材料的接触弧长, $l_s = (a_p d_s)^{1/2}$.

由此,可得出二维超声磨削的磨削力综合模型为

$$\left. \begin{aligned} F_n &= N_{du}(f_{nc} + f_{nsc} + f_{nsf}) + F_{tv} = K_1 \frac{v_w a_p^{\frac{3}{2}} d_s^{\frac{1}{2}}}{l_u v_{sv}} + K_2 \frac{v_s a_p^{\frac{3}{2}} d_s^{\frac{3}{2}}}{l_u v_{sv}} + MA_1 \omega^2 \cos \omega t, \\ F_t &= N_{du}(f_{tc} + f_{tsc} + f_{tsf}) + F_{tv} = K_3 \frac{v_w a_p^{\frac{3}{2}} d_s^{\frac{1}{2}}}{l_u v_{sv}} + K_4 \frac{v_s a_p^{\frac{3}{2}} d_s^{\frac{3}{2}}}{l_u v_{sv}} + MA_2 \omega^2 \sin \omega t. \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

式中, K_1, K_2, K_3, K_4 为常数, 可通过实验数据确定. 其中,

$$\begin{aligned} K_1 &= \left(\frac{\sqrt{3} F_p b}{2C} \sin^2 \alpha + \frac{\sqrt{3} kn F_p b}{4C} \sin 2\alpha \right) (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta) + \frac{4\gamma E^* b}{3C} (1 - \sin \beta)^{\frac{3}{2}}; \\ K_2 &= \frac{\sqrt{3} km F_p b}{16Cp_0} \sin 2\alpha (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta); \\ K_3 &= \left(\frac{\sqrt{3} F_p b}{8C} \sin 2\alpha + \frac{\sqrt{3} kn F_p b}{4C} \sin^2 \alpha \right) (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta) + \frac{4\gamma kn E^* b}{3C} (1 - \sin \beta)^{\frac{3}{2}}; \\ K_4 &= \frac{\sqrt{3} km F_p b}{16Cp_0} \sin^2 \alpha (\sin \beta \cos \beta + \tan \beta) + \frac{\gamma km E^* b}{3Cp_0} (1 - \sin \beta)^{\frac{3}{2}}. \end{aligned}$$

3 二维超声磨削的磨削力模型实验验证

3.1 实验条件

为确定磨削力模型中的常数并验证模型, 进行了二维超声振动辅助磨削实验. 图 7 为实验装置, 材料选氧化铝陶瓷; 砂轮选外径 125 mm、内径 32 mm、400[#] 磨粒; 磨削力的测量选 Kistler 9119AA2 型三向测力仪, 同一参数重复测 3 次取平均值作为最终值. 实验条件如表 1 所示.

图 8 为 $v_s=30 \text{ m/s}$, $a_p=10 \text{ }\mu\text{m}$, $v_w=900 \text{ mm/min}$, $A=6 \text{ }\mu\text{m}$ 时所测得的法向力、切向力信号.

表 1 实验条件

Table 1 Experimental conditions

参数	取值
超声频率 f/kHz	19.7
超声振幅 $A/\mu\text{m}$	0, 1, 2, 3, 4, 5, 6
$v_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	10, 15, 20, 25, 30, 35, 40
$v_w/(\text{mm}\cdot\text{min}^{-1})$	300, 600, 900, 1 200, 1 500, 1 800, 2 100
磨削深度 $a_p/\mu\text{m}$	10, 15, 20, 25, 30, 35, 40

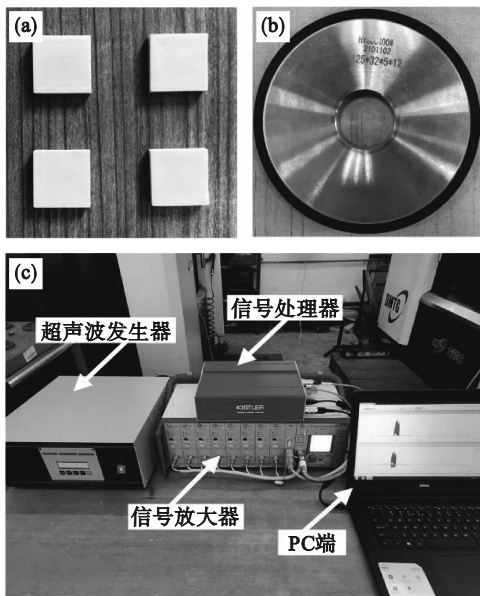


图 7 实验装置

Fig. 7 Experimental device
(a)—氧化铝陶瓷; (b)—砂轮;
(c)—超声波发生器与测力仪.

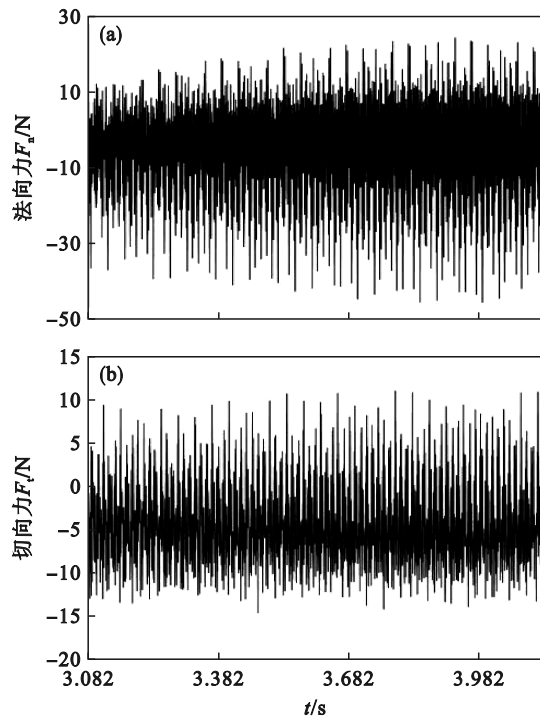


图 8 磨削力信号

Fig. 8 Grinding force signals
(a)—法向力信号; (b)—切向力信号.

3.2 磨削力模型确定

根据实验结果,选取 3 组实验数据代入式 (31)中,即可得到磨削力模型中的相关系数, $K_1=1.35\times 10^9, K_2=3.82, K_3=4.74\times 10^8, K_4=1.96$.

将系数 $K_1\sim K_4$ 代入至式(31)中得到磨削力计算公式为

$$\begin{cases} F_n=1.35\times 10^9\frac{v_w a_p^2 d_s^{\frac{1}{2}}}{l_u v_{sv}}+3.82\frac{v_s a_p^2 d_s^{\frac{3}{2}}}{l_u v_{sv}}+MA_1\omega^2\cos\omega t, \\ F_t=4.47\times 10^8\frac{v_w a_p^2 d_s^{\frac{1}{2}}}{l_u v_{sv}}+1.96\frac{v_s a_p^2 d_s^{\frac{3}{2}}}{l_u v_{sv}}+MA_2\omega^2\sin\omega t. \end{cases}$$

3.3 磨削力模型的验证

根据实验结果和磨削力计算公式可以得出实验值与模型的计算值随不同工艺参数变化规律的对比如图 9 所示.

由图 9a 可见,法向力、切向力均随着 v_w 的增大而增大.因为当 v_w 较小时,磨削接触区温度较高,材料易以塑性去除方式被去除,磨削力小;不断增大 v_w ,磨粒的实际切削厚度变大,相对磨削掉的材料体积变大,氧化铝陶瓷以脆性模式被去除的占比逐渐变大,如图 10 所示, v_w 由 1 200 mm/min 增至 2 100 mm/min 时,加工表面因脆性断裂产生的凹坑增加并变大,所以磨削力呈上升趋势.

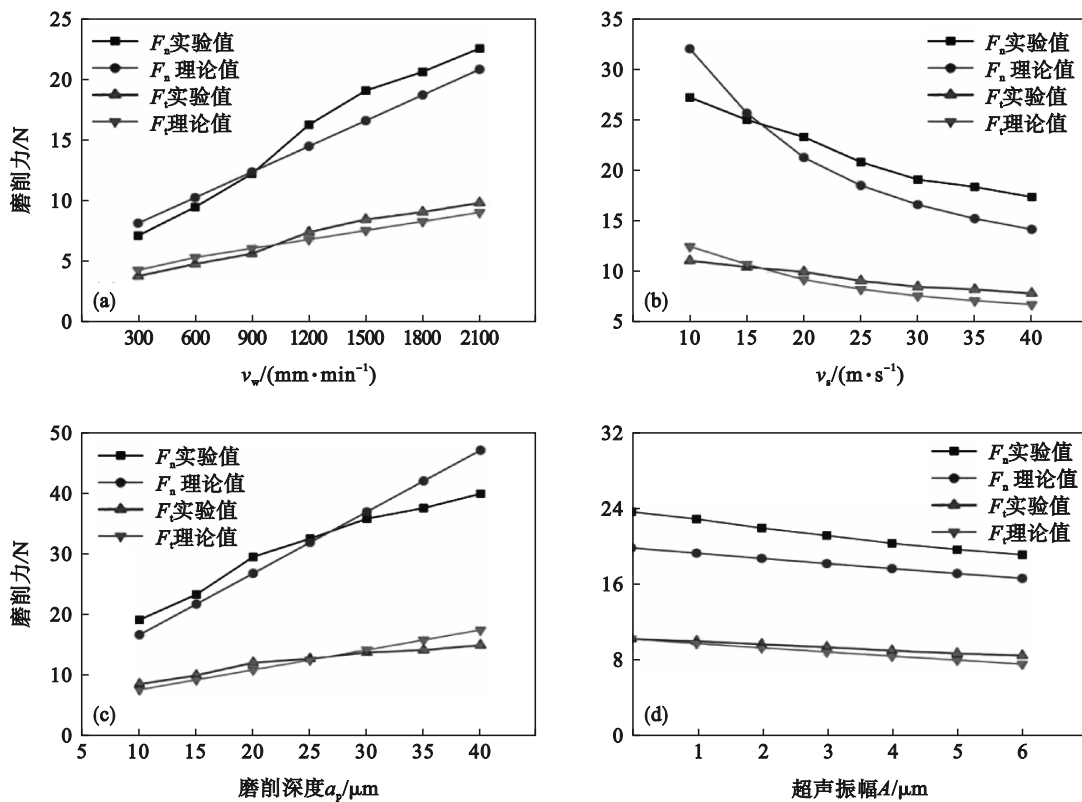


图 9 实验值与理论值随不同参数变化的对比图

Fig. 9 Comparison of experimental and theoretical values with different parameters

(a)—随工件进给速度变化; (b)—随砂轮线速度变化; (c)—随磨削深度变化; (d)—随超声振幅变化.

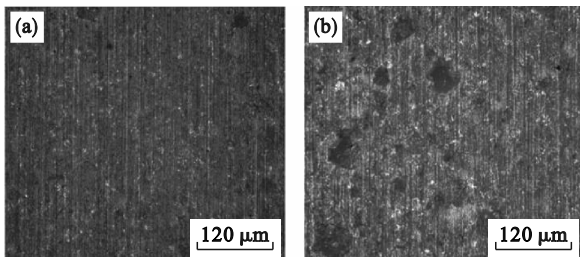


图 10 不同工件进给速度下的表面形貌图

Fig 10 Surface morphology at different workpiece feed rates

(a)— $v_w=1\ 200\ \text{mm/min}$; (b)— $v_w=2\ 100\ \text{mm/min}$.

由图 9b 可见,磨削力随着 v_s 的增大而减小,且下降趋势逐渐减弱.原因是不断增大 v_s ,单位时间内磨削表面参与的动态有效磨粒数量增加,磨粒的实际切削厚度变小;同时较大 v_s 会导致磨削接触区产生高温,进而提高了氧化铝陶瓷的断裂韧性^[16],所以磨削力呈下降趋势.

由图 9c 可见,法向力、切向力均随着 a_p 的增大呈上升趋势.这是因为当 a_p 较小时,磨粒的实际切削厚度未达到脆塑转变的临界条件,氧化铝陶瓷的去除方式以塑性变形为主,磨削力较小;

不断增大 a_p , 磨粒切削厚度变大, 超过临界条件, 主导的去除方式由塑性变形转变成脆性断裂, 如图 11 所示, a_p 由 25 μm 增至 40 μm , 出现大面积的脆性断裂, 塑性去除特征逐渐消失, 同时参与的动态有效磨粒数量增多, 磨削弧长变长, 所以磨削力呈上升趋势。

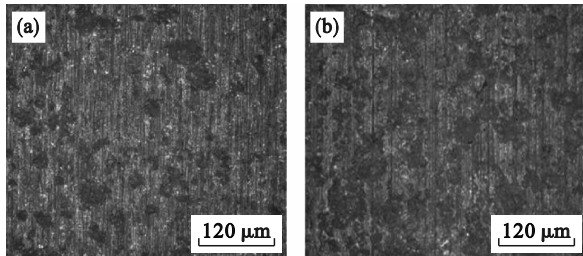


图 11 不同磨削深度下的表面形貌图

Fig. 11 Surface morphology with different grinding depths

(a)— $a_p=25 \mu\text{m}$; (b)— $a_p=40 \mu\text{m}$.

由图 9d 可见, 磨削力随着 A 的增大而减小. 因为不断增大 A , 促使单颗磨粒的切削轨迹长度增加, 磨粒的切削厚度减小, 应承受的磨削力减小; 同时增大 A 降低了磨粒与工件间摩擦系数, 进而降低摩擦力, 因此造成法向力、切向力均呈下降趋势。

由图 9 可见, 二维超声磨削氧化铝陶瓷材料的磨削力实验值与模型的计算值随工艺参数的变化走向高度一致. 此外, 由图 12 可知, 法向力、切向力的实验值与理论值之间的平均相对误差分别为 11.09% 和 8.07%, 误差最大值小于 20%, 在允许区域内, 证明二维超声振动辅助磨削的磨削力模型是可行的。

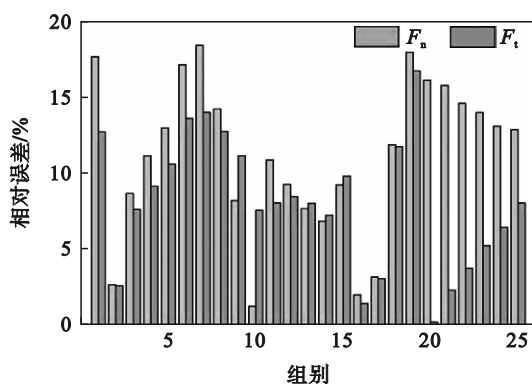


图 12 法向力、切向力实验值和理论值相对误差比较

Fig. 12 Comparison of relative errors between experimental and theoretical values of normal force and tangential force

通过分析所建模型以及观察磨削加工过程, 可得到误差产生的原因有: ①在建立综合模型时

进行了部分理想化的假设和简化, 并且在确定模型中的常数时进行了近似处理. ②由于实验装置的制造精度、磨削时的振动以及变幅杆的刚度等因素的影响, 作用于工件上的力会发生改变, 导致实验值与预测值产生偏差. ③在实际磨削加工过程中, 工件材料的性能和结构也会随着单颗磨粒与工件的挤压、摩擦而发生变化, 使得相关的参数值发生变化; 磨粒磨损、磨削温度等因素也会对磨削力产生影响. ④由于实际磨削过程中产生的切屑无法立即排出, 残存在砂轮与磨粒空隙中的部分切屑也会参与磨削, 导致实验值波动较大。

4 结 论

1) 基于体积不变原理确定平均切屑厚度, 并以单颗磨粒为研究对象, 推导出二维超声磨削的切屑变形力、摩擦力模型; 考虑到高频振动所产生的冲击作用对总磨削力的影响, 建立根据动量定理得出冲击力模型, 从而建立了二维超声磨削力综合模型。

2) 通过实验验证得出: 超声磨削力随着砂轮线速度和超声振幅的增大而减小, 随工件进给速度和磨削深度的增大而增大, 实验值与模型的计算值随工艺参数的变化趋势一致; 法向力、切向力的实验值与理论值之间的平均误差分别为 11.09% 和 8.07%, 误差最大值不超出 20%, 所建模型具有预测作用。

参考文献:

- [1] Ma L J, Gong Y D, Chen X H, et al. Surface roughness model in experiment of grinding engineering glass-ceramics [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2014, 228(12): 1563-1569.
- [2] 马廉洁, 李红双. 脆性材料机械加工表面粗糙度模型的研究进展[J]. *中国机械工程*, 2022, 33(7): 757-768. (Ma Lian-jié, Li Hong-shuang. Research progresses on surface roughness model of brittle material machining [J]. *China Mechanical Engineering*, 2022, 33(7): 757-768.)
- [3] Li H B, Chen T, Duan Z Y, et al. A grinding force model in two-dimensional ultrasonic-assisted grinding of silicon carbide [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2022, 304: 117568.
- [4] He Y H, Zhou Q, Zhou J J, et al. Comprehensive modeling approach of axial ultrasonic vibration grinding force [J]. *Journal of Central South University*, 2016, 23(3): 562-569.
- [5] Wang H, Pei Z J, Cong W L. A feeding-directional cutting force model for end surface grinding of CFRP composites using rotary ultrasonic machining with elliptical ultrasonic vibration [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2020, 152: 103540.

(下转第 1192 页)