激光沟槽化砂轮磨削力建模及沟槽角度优化

邓 辉* 郭春山 尉迟广智 王 谦 易 军
湖南科技大学机电工程学院,湘潭,411201

摘要:研究激光修整参数对磨粒形貌和出刃高度的影响规律,分析沟槽化砂轮表面形貌对磨削力的影响,建立总磨削力模型和磨削力波动模型;探索沟槽图案和槽角与磨削力波动的关联规律,基于磨削力波动最小原则对沟槽角度进行优化。研究结果表明:修整后磨粒形貌近似于圆台形,磨粒出刃高度与瑞利分布函数的拟合度较高;当沟槽因子从60%增至100%时,磨削力基本呈线性增加趋势,总磨削力的预测值与实验值的平均误差约5.55%;对称型直槽砂轮的磨削力波动随单个沟槽图案中斜槽数量的增大而增大;磨削力波动模型是随槽角变化的间断函数,除优化后的槽角外,磨削力的波动随槽角的增大而减小;槽角优化砂轮的磨削力波动最小,工件表面粗糙度与损伤最小。所建模型能较精确地预测激光沟槽化砂轮的磨削力,有助于优化砂轮表面沟槽角度、提高工件表面质量。

关键词:磨削力;激光沟槽化;砂轮形貌;磨削力模型;磨削力波动;沟槽角度优化
中图分类号:TG743
DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2026.08.005 **开放科学(资源服务)标识码(OSID)**:

Modeling of Grinding Force and Optimization of Groove Angles of Laser Grooved Grinding Wheels

DENG Hui* GUO Chunshan YUCHI Guangzhi WANG Qian YI Jun
School of Mechanical Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan, Hunan, 411201

Abstract: The influences of laser dressing parameters on abrasive morphology and protrusion height were studied. The influences of grooved grinding wheel surface topography on grinding force were analyzed, and the total grinding force model and the grinding force fluctuation model were established. The correlation law among groove pattern and groove angle and grinding force fluctuation was explored, and groove angle was optimized based on the principle of minimum grinding force fluctuation. The results show that the abrasive morphology after dressing is similar to the table shape, and the protrusion height of the abrasives is well fitted to the Rayleigh distribution function. When the grooving factor increases from 60% to 100%, the grinding force basically increases linearly. The average error between the predicted and experimental values of the total grinding force is about 5.55%. In the symmetrical straight groove grinding wheel, the grinding force fluctuation increases with the increase of the number of chutes in a single groove pattern. The grinding force fluctuation model is a discontinuous function with groove angle. Except for the optimized groove angle, the fluctuation of grinding force decreases with the increase of groove angle. The grinding force fluctuation of the groove angle optimized grinding wheel is minimal, and the surface roughness and surface damage of the workpiece are the least. The above model may accurately predict the grinding force of the laser grooved grinding wheels, help to optimize the groove angles of the grinding wheel surface, and improve the surface quality of the workpieces.

Key words: grinding force; laser grooving; grinding wheel morphology; grinding force model; grinding force fluctuation; groove angle optimization

0 引言

氧化锆等工程陶瓷具备高硬度、高强度、耐磨性及热稳定性较好等特点,在航空航天、生物医学、光学等领域得到广泛应用[1-3],然而,陶瓷材料的高硬度会导致磨削力过大,造成材料去除困难以及表面/亚表面损伤等问题。在砂轮表面生成有序排列的沟槽可以减少砂轮与工件的接触面积,减小磨削力,改善砂轮的磨削性能,提高工件表面质量。磨削实验是研究沟槽对磨削力影响的主要手段,大量实验表明沟槽可以有效减小磨削力,提高工件表面质量[4-5]。然而,实验探究的方

收稿日期:2024-12-02
基金项目:国家自然科学基金(52375425,51975209);湖南省科技创新计划(2022RC1136);中央引导地方科技发展资金(2024ZYC020)

法不能精确解释材料去除过程中复杂的力学行为，无法阐明沟槽对磨削力的影响规律。因此，有必要建立沟槽砂轮的磨削力模型，揭示材料去除过程中沟槽参数对磨削力的影响机制，优化沟槽参数，改善磨削质量。

磨削力模型有经验模型和理论模型[6]。经验模型未考虑砂轮表面形貌、磨粒几何形状、材料去除方式与磨削力之间的关系，无法充分考虑磨削过程中的随机性和复杂性。理论建模会考虑磨削几何学、动力学和材料学等重要因素，弥补经验模型的不足。ZHENG 等[7]分析硬脆材料的磨削去除机理，得出塑性去除和脆性断裂为主要去除方式，在考虑磨粒突出高度的情况下，建立了不同去除方式下的磨削力模型。WU 等[8]基于不同砂轮转速和未变形切屑厚度下塑性去除与裂纹尺寸的比例关系，建立了考虑韧性去除力和脆性去除力共存的脆性材料磨削力模型，结果表明该模型成功用于预测脆性材料的磨削力，并具备较好的一致性。

沟槽砂轮是改善陶瓷材料加工表面质量的主要工具之一，通过磨削力建模探究沟槽对磨削性能的影响也是常用手段。李锶等[9]利用脉冲激光在树脂结合剂金刚石砂轮表面烧蚀出六种宏观沟槽，基于硬脆性材料的裂纹拓展分析建立了磨削力模型，磨削结果表明结构化砂轮磨削力减小 2.5%～24.5%，C 型（垂直正交图案）砂轮的磨削力降幅最小。ZHANG 等[10]利用激光对金刚石砂轮进行开槽处理，假设磨粒为刚性的椎体和突出高度均匀化，分析磨削韧性阶段、韧性-脆性过渡阶段和脆性阶段的形成机理，建立了考虑三个磨削阶段的磨削力理论模型，结果表明磨削力随磨削深度和工件进给速度的增大而增大，实验值与预测值的总平均误差为 13.94%。WU 等[11]利用激光沟槽化金刚石砂轮，将磨粒简化为端面是平面的多面体，分析磨粒对切屑的影响，基于硬脆材料的临界磨削深度实现碳化硅材料的韧性去除。ZHANG 等[12]通过激光修整和开槽金刚石砂轮，将磨粒截面简化为梯形，分析磨粒对切屑形貌的影响，基于硬脆材料的去除机理建立磨削力模型，结果表明沟槽化砂轮比原始砂轮的法向磨削力和切向磨削力小 16.3% 和 15.1%，且亚表面损伤显著降低。

沟槽砂轮磨削力模型的精度依赖于砂轮表面形貌，关键在于磨粒几何形状、出刃高度和沟槽形貌等特征。但现有模型中多简化磨粒形貌或出刃高度均匀化，与实际情况不符，影响塑性/脆性去除磨粒数量和单颗磨粒实际磨削力，且模型极少探究沟槽参数对磨削力的影响，不能用于沟槽参数优化、改善工件表面质量。

本文以激光沟槽化砂轮磨削力建模为主要研究内容，通过揭示激光修整和开槽砂轮表面形貌对磨削力的影响机制，建立总磨削力模型和磨削力波动模型，优化沟槽角度。首先研究激光参数对磨粒出刃高度的影响规律，分析磨粒出刃高度和沟槽因子对塑性/脆性去除磨粒数的影响，建立不同去除方式下的有效磨粒数量模型。然后通过激光去除不同厚度磨料层，研究整形后的磨粒截面平均宽度变化规律，统计修锐后新出刃磨粒占比，建立单颗磨粒形貌模型，分析磨粒形貌对切屑等效平均厚度和材料去除比的影响，建立单颗磨粒实际磨削力模型。最后建立具有沟槽因子的总磨削力模型和磨削力波动模型，分析直线沟槽的槽角对磨削力的影响，进行沟槽角度的优化。

1　磨削力建模及沟槽角度优化分析

1.1　激光修整砂轮表面形貌

1.1.1　磨粒几何形貌

激光修整后，磨粒出刃部分为端面平滑、侧面多棱或棱面结合的多面体，其形貌近似于圆台形。整形时，激光能量大于金刚石的烧蚀阈值，磨粒出刃部分被切掉，导致其顶端形成光滑的平面。修锐时，激光能量介于结合剂与金刚石的烧蚀阈值之间，激光去除结合剂材料，使得磨粒单独出刃或磨粒与结合剂黏结出刃，磨粒侧面会呈现多棱或面棱结合的情况。因此，经激光修整的磨粒形貌规范为圆台形更符合实际情况。

假设磨粒为圆台形，其顶端圆截面直径为 w，半锥角 θ 为 30°，如图 1 所示。整形后，磨粒截面平均宽度为 w_0。修锐后，砂轮表面有新出刃磨粒，其顶部是锋利的菱形，会影响磨粒顶端圆截面的直径。因此，磨粒顶端圆截面直径 w 还需要考虑新出刃磨粒的占比，w 可用下式表示：

$$w = w_0(1 - p_0) \tag{1}$$

式中：p_0 为新出刃磨粒所占比例。

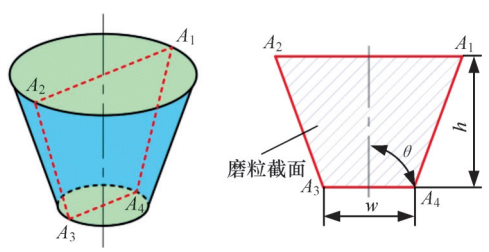


图 1　磨粒几何形貌示意图

Fig.1　Geometric morphology of abrasive grains

1.1.2 出刃高度分布模型

砂轮制备时，磨粒会随机分布在结合剂中，导致磨粒的姿态和位置不一致。激光修锐会导致新磨粒的出刃和旧磨粒的脱落，加上无法去除的圆跳动误差，造成砂轮表面磨粒的出刃高度存在差异。磨粒的出刃高度h多为正态分布[13]或瑞利分布[14-15]。瑞利分布仅有未知参数σ，便于确定，故将磨粒出刃高度假设为瑞利分布，其概率密度函数为

$$f(h)=\frac{h}{\sigma^2}\mathrm{e}^{-h^2/(2\sigma^2)}\qquad h\geqslant 0 \tag{2}$$

σ值可根据磨粒的平均出刃高度求得，瑞利分布的数学期望为

$$E(h)=1.253\sigma \tag{3}$$

1.2 总磨削力建模

1.2.1 塑-脆转变临界磨削深度

陶瓷材料的去除主要由两个阶段组成：塑性去除阶段和脆性去除阶段，如图2所示。根据压痕断裂力学模型，磨粒开始压入陶瓷表面时，材料被挤压或划擦出现塑性变形区，如图2a所示。塑性去除阶段的材料是通过挤压变形的方式进行去除。随着磨削进程的进行，磨削区开始出现中心裂纹，并由局部塑性变形和中心裂纹应力场的相互作用而形成横向裂纹，如图2b所示。脆性去除阶段的材料通过破碎和壳状脱落的形式进行去除。

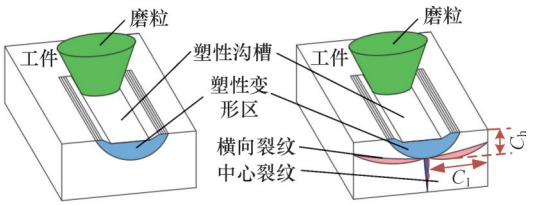


图2 陶瓷材料去除机理示意图

Fig.2 Schematic diagram of removal mechanism of ceramic materia

塑性和脆性去除阶段转变的条件可用临界磨削深度d_c表示。当磨削深度d_g超过临界值时，材料产生裂纹并通过脆性断裂的方式进行去除。根据BIFANO等[16]的研究，塑-脆转变临界磨削深度d_c为

$$d_c=0.15\frac{E}{H_V}\left(\frac{K_{IC}}{H_V}\right)^2 \tag{4}$$

式中：E为弹性模量；H_V为维氏硬度；K_{IC}为材料断裂韧性。

超过临界磨削深度时，陶瓷工件表面形成中心裂纹和横向裂纹，如图2b所示。横向裂纹长度c_l和中心裂纹深度c_h由下式[17]计算：

$$c_l=\eta(\cot\theta)^{5/12}\frac{E^{3/8}}{H_V^{1/2}K_{IC}^{1/2}(1-\nu^2)^4}F_l^{3/8} \tag{5}$$

$$c_h=\eta(\cot\theta)^{1/3}\frac{E^{1/2}}{H_V}F_l^{1/2} \tag{6}$$

式中：η为量纲一常数，取0.226[17]；ν为泊松比，取0.3；F_l为载荷。

1.2.2 不同去除方式下的有效磨粒数量

磨粒出刃高度服从瑞利分布，有效工作的磨粒数量因磨削深度的不同而存在差异。在临界值之下，只存在塑性去除的磨粒。在临界值之上，存在塑性去除和脆性去除的磨粒。其原因在于部分磨粒出刃高度过小，导致其磨削深度小于临界值，磨粒塑性去除材料。不同去除方式下，磨粒有效数量可由有效磨粒数量的概率和磨削接触区的总磨粒数量得到。根据磨削深度的不同，有效磨粒数量的概率为

$$P=F(h_2)-F(h_1) \tag{7}$$

式中：$F(h)$为瑞利分布函数；$h\in(h_1,h_2)$为磨粒的出刃高度范围。

根据磨削深度d_g和材料去除方式的不同，可以将有效磨粒的出刃高度范围分为2种状态和2种情况，并求出各类情况的磨粒所占概率。具体分类如下：

1）当$d_g\leqslant d_c$，$h\in(h_0-d_g,h_0)$时，定义为状态1。h_0为磨粒最大出刃高度，本文取磨粒平均粒径的1/2。

2）当$d_g>d_c$，$h\in(h_0-d_g,h_0)$时，定义为状态2。在状态2中又分为两种情况：$h\in(h_0-d_g,h_0-d_g+d_c)$是塑性去除磨粒的出刃高度范围，为情况1；$h\in(h_0-d_g+d_c,h_0)$是脆性去除磨粒的出刃高度范围，为情况2。

3）状态1的P为P_d，状态2的P为P_b。在状态2下，情况1的P为P_{b1}，情况2的P为P_{b2}。

磨削接触区的总磨粒数量可由单位面积磨粒数和有效接触面积求得。有效接触面积中，关键参数是接触弧长和有效接触宽度。接触弧长可由平均磨削深度Δd_g求得，Δd_g与随机磨粒的磨削深度d_{gr}、磨削深度d_g、磨粒出刃高度h有关，如图3所示。d_{gr}可由下式进行计算：

$$d_{gr}=h-(h_0-d_g) \tag{8}$$

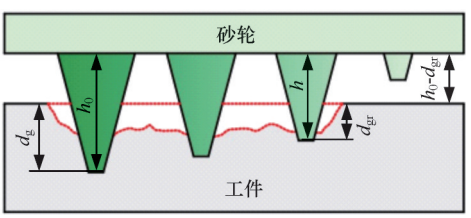


图3 随机磨粒磨削深度示意图

Fig.3 Random abrasive grains grinding depth diagram

不同情况下，平均磨削深度公式如下：

$$\Delta d_g=\frac{1}{p}\int_{x_1}^{x_2} d_{gr}\frac{h}{\sigma^2}e^{-h^2/(2\sigma^2)}dh \tag{9}$$

在状态1中，平均磨削深度为Δd_{gd}。在状态2中，平均磨削深度为Δd_{gb}。其中，情况1、情况2的平均磨削深度分别为Δd_{gb1}、Δd_{gb2}。

根据DAI等[18]和MAO等[19]的研究，最大未变形切屑厚度方程为

$$d_m=\left(\frac{3}{c\tan\theta}\right)^{1/2}\left(\frac{v_f}{v_s}\right)^{1/2}\left(\frac{d_g}{D}\right)^{1/4} \tag{10}$$

式中：c为磨粒的密度(本文中$c=10\ g/mm^3$)；v_f为工件进给速度；v_s为砂轮速度；d_g为磨削深度；D为砂轮直径。

接触弧长l可用于计算砂轮与工件表面的接触面积，接触弧长[20]公式为

$$l=\sqrt{\Delta d_g D} \tag{11}$$

在状态1中，平均接触弧长为l_d。在状态2中，平均接触弧长为l_b。情况1的平均接触弧长为l_{b1}，情况2的平均接触弧长为l_{b2}。

在情况2下，脆性去除磨粒所生成的切屑由两部分组成。前部分为塑性部分，后部分则是脆性部分，如图4所示。理想状态的切屑是横截面为相似梯形的五面柱体。根据相似原理，可以求出切屑两部分的接触弧长。塑性部分弧长公式如下：

$$l_{b2d}=\frac{d_c}{d_{mb2}}l_{b2} \tag{12}$$

其中，d_{mb2}是将Δd_{gb2}代入式(11)求得的最大未变形切屑厚度。同理，将Δd_{gd}、Δd_{gb}和Δd_{gb1}代入式(11)可求得d_{md}、d_{mb}和d_{mb1}。

脆性部分弧长公式如下：

$$l_{b2b}=\left(1-\frac{d_c}{d_{mb2}}\right)l_{b2} \tag{13}$$

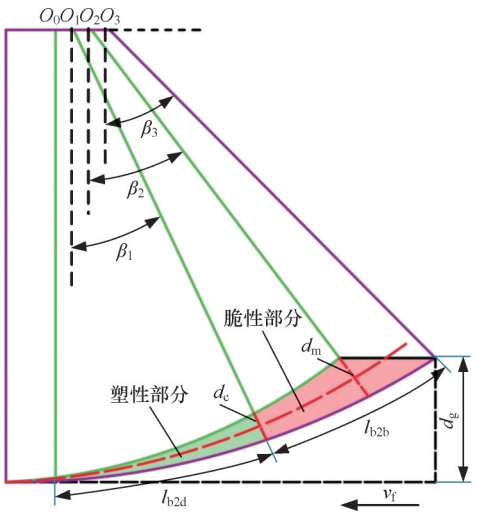


图4　磨削过程及脆性去除磨粒的切屑示意图

Fig.4　Chip diagram of the grinding process and brittle removal of abrasive grains

根据不同去除方式下有效磨粒数量的概率和磨削接触区的总磨粒数量，可以求出有效磨粒数量N_e：

$$N_e=plb\varphi c \tag{14}$$

在状态1中，有效磨粒数为N_{ed}。在状态2中，情况1的有效磨粒数为N_{eb1}，情况2的有效磨粒数为N_{eb2}。砂轮-工件有效接触宽度为$b\varphi$，b是砂轮宽度，φ是砂轮表面沟槽的沟槽因子，其公式如下：

$$\varphi=A_e/A_T \tag{15}$$

式中：A_e为沟槽砂轮有效接触面的面积；A_T为原始砂轮面的面积。

1.2.3　单颗磨粒理论磨削力建模

切屑平均厚度是求得单颗磨粒磨削力最关键的参数，切屑形貌规范化有利于求切屑等效平均厚度，进而计算磨削力。根据1.1.1中建立的单颗磨粒形貌，可以将切屑表达成弯曲的四菱柱形状，将其等效成截面为相同梯形的六面体，根据体积相等原理可求出切屑的等效平均厚度[11]，如图5所示。不同去除方式下的切屑等效平均厚度计算过程如下。

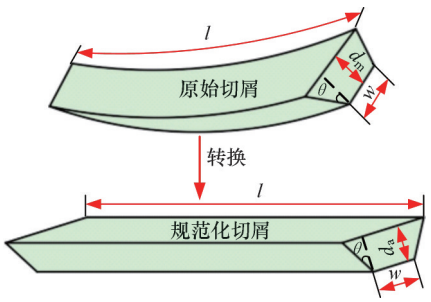


图5　切屑形貌转换示意图

Fig.5　Schematic diagram of chip morphology transformation

原始的塑性切屑和切屑塑性部分的体积公式为

$$V_p=\frac{1}{3}ld_m^2\tan\theta+\frac{1}{2}ld_m w \tag{16}$$

将切屑形状等效成截面为相同梯形的六面体，六面体的体积公式为

$$V_{ep}=ld_a^2\tan\theta+ld_a w \tag{17}$$

当$V_p=V_{ep}$时，可求出切屑的等效平均厚度：

$$d_a=\frac{1}{2\tan\theta}\sqrt{w^2+\frac{4}{3}d_m^2(\tan\theta)^2+2d_m w\tan\theta}-w \tag{18}$$

在状态1中，$l=l_d$，$d_m=d_{md}$，则塑性切屑的等效平均厚度为d_{ad}。在状态2下，$l=l_b$，$d_m=d_{mb}$，则切屑的等效平均厚度为d_{ab}。在情况1中，$l=l_{b1}$，$d_m=d_{mb1}$，则塑性切屑的等效平均厚

度d_{ab1}。在情况2下，$l=l_{b2d}$，$d_m=d_{mb2d}$，则切屑塑性部分的等效平均厚度为d_{ab2d}。

原始切屑脆性部分的体积为脆性去除磨粒产生的切屑体积减去塑性部分体积，即

$$V_b=\frac{1}{3}l_{b2}\tan\theta\left(d_{mb2}^2-\frac{d_c^3}{d_{mb2}}\right)+\frac{1}{2}l_{b2}w\left(d_{mb2}-\frac{d_c^3}{d_{mb2}}\right) \tag{19}$$

同理，将切屑形状等效成截面为相同梯形的六面体，切屑脆性部分等效体积公式如下：

$$V_{eb}=l_{b2b}d_{ab2b}^2\tan\theta+l_{b2b}d_{ab2b}w \tag{20}$$

当$V_b=V_{eb}$时，可求出切屑脆性部分等效平均厚度：

$$d_{ab2b}=\frac{1}{2\tan\theta}\left[w^2+\frac{4}{3}(\tan\theta)^2(d_{mb2}^2+d_{mb2}d_c+d_c^2)+2w\tan\theta(d_{mb2}+d_c)-w\right]^{1/2} \tag{21}$$

WANG等[21]分析了材料的去除机理，得到单颗磨粒理论磨削力的计算公式：

$$F_l=k\varepsilon(\tan\theta)^2H_Vd_a^2 \tag{22}$$

其中，k为载荷磨粒面积与磨粒面积的比例(本文定义为53.2%[10])，ε为材料的几何因子。在状态1下，$d_a=d_{ad}$，则$F_l=F_{ld}$。在状态2的情况1中，$d_a=d_{ab1}$，则$F_l=F_{lb1}$。在情况2中，切屑塑性部分$d_a=d_{ab2d}$，则$F_l=F_{lb2d}$；切屑脆性部分$d_a=d_{ab2b}$，则$F_l=F_{lb2b}$。

在情况2下，脆性去除磨粒磨削力公式为

$$F_{lb2}=k\varepsilon(\tan\theta)^2H_V(d_{ab2d}^2+d_{ab2b}^2) \tag{23}$$

1.2.4 单颗磨粒实际磨削力建模

工件材料的实际去除体积与理论去除体积存在差异，使得单颗磨粒实际磨削力不同于理论磨削力。本文中，以材料实际去除与理论去除体积比为桥梁，将体积比与单颗磨粒理论磨削力的积作为单颗磨粒实际磨削力。因此，求材料去除比是本节的重点。

在状态1中，材料的理论去除总体积是该条件下的有效磨粒数量与单颗磨粒去除材料体积的积，即

$$V_{tt}=N_{ed}l_d(d_{ad}^2\tan\theta+d_{ad}w) \tag{24}$$

材料实际去除的总体积为接触区有效接触面积与切屑等效平均厚度的积，即

$$V_{at}=l_dd_{ad}b\varphi \tag{25}$$

在状态1中，材料实际去除与理论去除体积的比例r_1为

$$r_1=\frac{V_{at}}{V_{tt}}=\frac{1}{p_dcl_d(d_{ad}\tan\theta+w)} \tag{26}$$

在状态2中，材料存在塑性去除和脆性去除。因此，材料的去除体积需要分别处理。在情况1中的切屑为塑性切屑，其理论去除体积为

$$V_{pt}=N_{eb1}l_{b1}(d_{ab1}^2\tan\theta+d_{ab1}w) \tag{27}$$

在情况2下的切屑存在塑性部分和脆性部分。将式(27)中的N_{eb1}、l_{b1}和d_{ab1}换成N_{eb2}、l_{b2d}和d_{ab2d}，即为情况2中切屑塑性部分的体积。切屑脆性部分可视为正六面体，其理论去除体积V_{rt}为

$$V_{rt}=2c_1c_hl_{b2b}=G(\cot\theta)^2 \tag{28}$$

$$G=2l_{b2b}\eta^2\frac{E^{7/8}}{H^{2/3}K_{IC}^{1/2}(1-\nu^2)^{1/4}}F_{lb2b}^{9/8}$$

在情况2下，材料理论去除体积V_{bt}为切屑塑性部分和脆性部分理论去除体积之和，即

$$V_{bt}=N_{ed2}[l_{b2d}(d_{ab2d}^2\tan\theta+d_{ab2d}w)+G(\cot\theta)^{3/4}] \tag{29}$$

在状态2中，材料理论去除总体积为情况1和情况2的理论去除体积之和，即

$$V_1=V_{pt}+V_{bt}=N_{ed2}l_{b2d}(d_{ab2d}^2\tan\theta+d_{ab2d}w)+N_{ed2}G(\cot\theta)^{3/4}+N_{ed1}l_{b1}(d_{ab1}^2\tan\theta+d_{ab1}w) \tag{30}$$

材料的实际去除总体积为

$$V_2=l_bd_{ab}b\varphi \tag{31}$$

在状态2中，磨粒实际去除材料与理论去除材料总体积的比例r_2为

$$r_2=\frac{l_bd_{ab}}{p_{b2}l_{b2}c\left(\dfrac{V_{bt}}{N_{ed2}}+G(\cot\theta)^{3/4}\right)+p_{b1}l_{b1}c\dfrac{V_{pt}}{N_{eb1}}} \tag{32}$$

磨粒实际磨削力为单颗磨粒理论磨削力与材料去除比的积，即

$$F_s=\begin{cases}r_1k\varepsilon(\tan\theta)^2H_Vd_{ad}^2 & d_g\leqslant d_c,\ h\in(h_0-d_g,h_0)\\ r_2k\varepsilon(\tan\theta)^2H_Vd_{ab1}^2 & d_g>d_c,\ h\in(h_0-d_g,h_0-d_g+d_c)\\ r_2k\varepsilon(\tan\theta)^2H_V(d_{ab2d}^2+d_{ab2b}^2) & d_g>d_c,\ h\in(h_0-d_g+d_c,h_0)\end{cases} \tag{33}$$

1.2.5 总磨削力模型

砂轮总磨削力为单颗磨粒实际磨削力与有效磨粒数量的积。在状态1中，总磨削力模型为

$$F_{Td}=k_1N_{ed}r_1k\varepsilon(\tan\theta)^2H_Vd_{ad}^2 \tag{34}$$

在状态2中，砂轮总磨削力模型为

$$F_{Tb}=k_2r_2k\varepsilon(\tan\theta)^2H_V[N_{eb1}d_{ab1}^2+N_{eb2}(d_{ab2d}^2+d_{ab2b}^2)] \tag{35}$$

将以上两式进行合并处理，可得砂轮总的磨削力公式：

$$F_T=k_1N_{ed}r_1k\varepsilon(\tan\theta)^2H_Vd_{ad}^2+k_2r_2k\varepsilon(\tan\theta)^2H_V[N_{eb1}d_{ab1}^2+N_{eb2}(d_{ab2d}^2+d_{ab2b}^2)] \tag{36}$$

在状态1中，$k_1=1$，$k_2=0$；在状态2中，$k_1=0$，$k_2=1$。

总磨削力模型中，只有有效磨粒数量N_e存在沟槽因子φ，若将φ提出，沟槽因子与磨削参数设为变量，则总磨削力模型的数学关系式可以转化成以下形式：

$$F_T=\varphi f(v_s,v_f,d_g) \tag{37}$$

由上式可以看出，当磨削参数不变时，总磨削力是关于沟槽因子的线性函数。沟槽因子越大，磨削力就越大。

1.3　基于磨削力波动模型的沟槽角度优化

1.3.1　磨削力波动模型

图6为沟槽砂轮的尺寸图，w_a为槽宽，w_p为槽距，β为槽角，n为单个沟槽图案中斜槽的数量，V形沟槽的n为2。

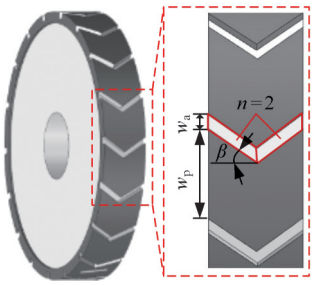


图6　V形砂轮尺寸示意图

Fig.6　Schematic diagram of size of V-shaped wheel

砂轮瞬时转过一定弧长$\Delta l'$时，其有效接触面的面积可以用$A_e=b(l')\Delta l'$表示，原始砂轮面转动面积用$A_T=b\Delta l'$表示。$b(l')$为沟槽砂轮与工件的有效接触宽度，是关于砂轮转动弧长位置l'的函数，如图7所示。将式(37)中的φ进行替换，磨削力模型可以表示为$b(l')$的函数：

$$F_T=\frac{b(l')}{b}f(v_s,v_f,d_g) \tag{38}$$

对F_T关于l'求导，可得到磨削力波动F_T'(即F_T的导数)随l'变化的函数关系式：

$$F_T'=b'(l')f(v_s,v_f,d_g) \tag{39}$$

从上式可以看出，有效接触宽度的变化率$b'(l')$可以表示磨削力的波动情况。

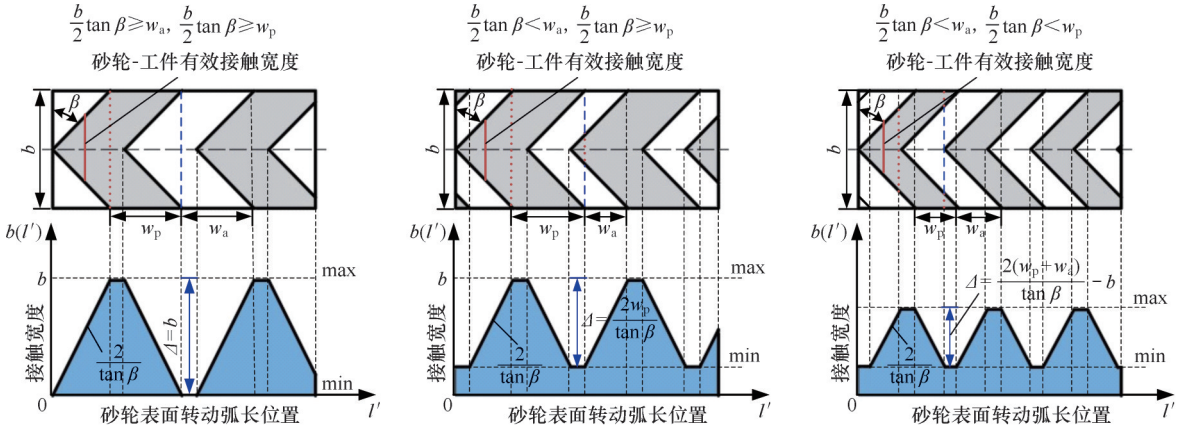
1.3.2　沟槽角度优化分析

由式(39)可知，当$b'(l')$为0时，沟槽所带来的磨削力波动最小。曲线上点的切线斜率是变化的，所以曲线类的沟槽难以实现有效接触宽度变化率为0的情况。直线沟槽中，当沟槽的单个图案中斜槽数量为n时，其有效接触宽度为单斜槽的有效接触宽度与斜槽数量n的积。根据三角函数关系，单斜槽的有效接触宽度变化率为$1/\tan\beta$，当斜槽数量为n时，沟槽的有效接触宽度变化率为$n/\tan\beta$。沟槽的非对称性会带来额外的轴向力，增大磨削力和磨削力波动[22]，因此，$n/\tan\beta$适用于n为偶数的对称型直槽。除$n=1$的斜槽外，$n=2$的V形沟槽所造成的磨削力波动最小，可以减小沟槽图案对磨削力的影响，提高测量精度，因此，可用V形沟槽来研究有效接触宽度的变化情况。

当$\varphi\geqslant50\%$时，根据有效接触宽度最大值和最小值的差(极差值Δ)不同，提供了3类沟槽参数对有效接触宽度的影响情况，如图7所示。仅图7c的情况可以使$\Delta=0$(即$b'(l')$为0)，将沟槽引起的磨削力波动降到最小。由n为2的沟槽参数关系和Δ值，可以分析得到斜槽数为n的第三类沟槽参数关系和Δ值。则沟槽参数关系为$b\tan\beta<nw_a$且$b\tan\beta<nw_p$，Δ值是$n[(w_a+w_p)/\tan\beta-b/n]$。由$\Delta=0$可求出直槽的优化槽角度数$\beta_0$。

因此，斜槽数量为n的对称型直槽砂轮有效接触宽度变化率为

$$b'(l')=\begin{cases}n/\tan\beta & \beta\in[0°,\beta_0)\cup(\beta_0,90°]\\ 0 & \beta=\beta_0\end{cases} \tag{40}$$



(a)第一类沟槽参数下接触宽度变化情况　(b)第二类沟槽参数下接触宽度变化情况　(c)第三类沟槽参数下接触宽度变化情况

图7　三类沟槽参数对有效接触宽度的影响情况

Fig.7　The influence of three kinds of groove parameters on the effective contact width

其中，β_0是$b'(l')$为0的槽角，在该角度下沟槽所引起的磨削力波动降到最小，其公式如下：

$$\beta_0=\frac{n(w_a+w_p)}{\tan\beta}-b \tag{41}$$

可以看出，针对对称型的直槽沟槽，斜槽数量n越大，砂轮磨削力波动越大。磨削力波动模型是随槽角变化的间断函数，除$\beta=\beta_0$外，磨削力波动随β的增大而减小。当$\beta=\beta_0$或90°时，沟槽所引起的

磨削力波动最小。但$\beta=90°$时，沟槽纹理方向与磨削方向一致，纹理会映射到工件表面，导致表面质量更差，因此，$\beta=\beta_0$才是最有利的槽角。

2 实验条件及步骤

2.1 激光修整实验

激光沟槽化实验装置由三轴移动平台、激光器和砂轮夹具等组成，如图8所示。所用砂轮为青铜结合剂金刚石砂轮，其直径D为100 mm，孔径为32 mm，砂轮宽度b为10 mm，磨料层厚度d为10 mm。采用激光器功率p_{avg}为0～100 W，光斑直径d_f为28 μm，脉宽$\tau\geqslant20$ ns，波长λ_f为1064 nm。激光整形和修锐参数如表1所示。

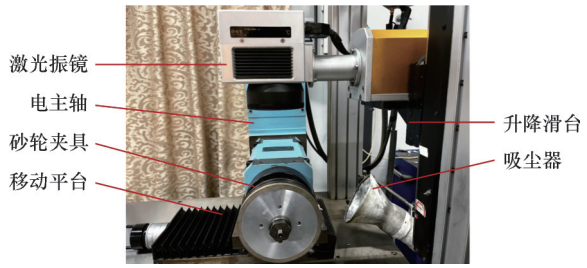


图8 激光沟槽化实验装置

Fig.8 Laser grooving experimental device

表1 激光修整参数

Tab.1 Laser dressing parameters

修整参数	激光整形	激光修锐
激光功率P_{avg}/W	70	12
脉冲频率f_p/kHz	50	100
扫描速度v_p/(mm·s^{-1})	0.011	0.011
扫描次数		20,40,60

用激光进行切向整形，以100 μm为磨料层去除厚度，进行5次递进式实验，圆跳动在20 μm内即整形完成。每次实验后，采用DinoCapture显微镜在砂轮5个不同的区域观测磨粒的截面宽度，测量沿轴向方向，区域面积为2.68 mm×1.8 mm。

用激光进行径向修锐，扫描次数为40，共进行5组实验。利用激光标定5个2.68 mm×1.8 mm的区域。修锐前后，采用DinoCapture显微镜对区域分别进行拍照，对比观测新出刃磨粒和旧磨粒脱落的情况。以20、40和60的扫描次数进行修锐。修锐后，利用超景深显微镜的标刻功能在5个标定区域观测磨粒的出刃高度。

2.2 激光开槽实验

本文中，采用V形沟槽砂轮进行总磨削力模型验证实验。其中，沟槽因子φ为60%、70%、80%、90%和100%(无沟槽)，槽宽w_a为1.13 mm，槽角β为45°。磨削力波动验证实验中，沟槽因子为70%，槽宽w_a为1.13 mm，槽距为2.64 mm。

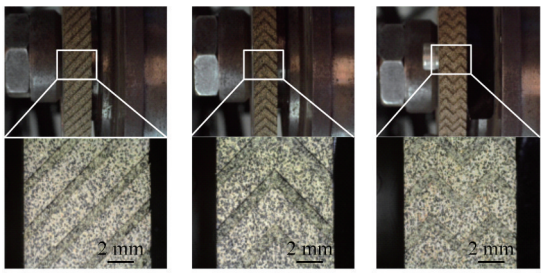
采用斜槽、V槽和W槽验证单个沟槽图案中斜槽数量对磨削力波动的影响。利用V槽验证沟槽角度对磨削力波动的影响，此时n为2，则图7a～图7c中三类沟槽参数所对应的槽角范围分别为0°～12.73°、12.73°～27.82°和27.82°～90°，实验中选用的槽角为5°、20°和37°($\Delta=0$)。

激光开槽时，先在激光打标软件中画出所需沟槽尺寸，再利用表2中的激光参数进行打标，烧蚀沟槽。激光打标时，激光焦点位于砂轮表面顶部，图案中心与砂轮圆周面中心重合。斜槽、V槽和W槽砂轮如图9所示。

表2 激光开槽参数

Tab.2 Laser grooving parameters

激光功率P_{avg}/W	脉冲频率f_p/kHz	扫描速度v_p/(mm·s^{-1})	扫描次数
25	250	1000	20



(a)斜槽 (b)V槽 (c)W槽

图9 三种不同图案的沟槽砂轮

Fig.9 Three different patterns of grooved grinding wheels

2.3 磨削实验

磨削实验在高速立式加工中心(VMC850LA)上进行，实验装置如图10所示。工件材料为氧化锆陶瓷，尺寸是20 mm×20 mm×10 mm，材料的物理性能如表3所示。实验条件以及磨削参数的取值范围见表4。磨削实验结束后，采用斯泰博测力仪(SKB0440N200)精确测量磨削力，采样频率为2.5 kHz，测量至少3次。每次实验后，进行6～12次无火花磨削，为下一次测量创造稳

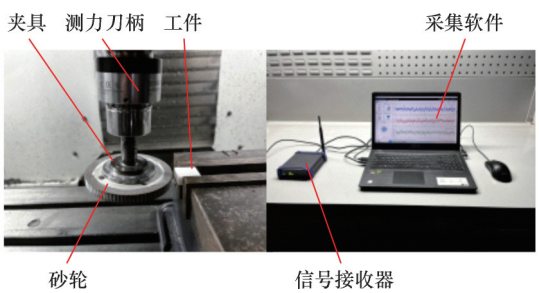


图10 实验装置及测力系统

Fig.10 Experimental device and force measuring system

态条件。磨削完成后，在超声波清洗机中用丙酮清洗工件表面15 min，利用表面粗糙度仪和扫描电镜测量工件表面质量。

表3　氧化锆陶瓷的物理性能

Tab.3　Physical properties of zirconia ceramics

密度ρ/(g·cm^{-3})	弯曲强度δ/MPa	维氏硬度H_V/(GPa·m$^{1/2}$)	弹性模量E/GPa	断裂韧性K_{IC}/MPa	泊松比ν
≥6	≥1000	14	200	10	0.3

表4　磨削实验条件

Tab.4　Grinding experimental conditions

砂轮速度v_s/(m·s^{-1})	磨削深度d_g/μm	进给速度v_f/(mm·min^{-1})	冷却液
15.7	5，10，15，20	500，1000，1500，2000	水基冷却剂(W20型)

3　结果与讨论

3.1　砂轮表面形貌参数的确定

3.1.1　磨粒截面平均宽度

激光整形后，对不同去除厚度下的砂轮表面磨粒截面宽度进行观测，结果如图11所示。图11中区间宽度为30 μm，同一区间内磨粒所占比例大致相同，且随区间变化的趋势相同。不同去除厚度下，截面平均宽度为71～75 μm，且均值的误差最大为2.71%，误差较小。结果表明，砂轮的不同圆周截面上，磨粒在轴向方向的截面平均宽度的一致性较好，趋近于定值。经过计算，磨粒截面平均宽度w_0为73.08 μm。

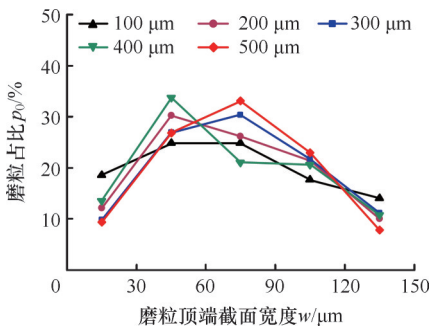


图11　磨粒截面宽度变化情况

Fig.11　Variation in the section width of abrasive grains

3.1.2　新出刃磨粒占比

经过5次修锐实验，观测到新出刃磨粒和磨粒脱落的情况，结果如图12所示。在五组实验中，各组之间新出刃磨粒和旧脱落磨粒占比大致相同，组内两种磨粒占比也基本相同。分析新出刃磨粒概率与平均概率的误差，新出刃磨粒误差值最大为3.83%，误差较小。以上结果表明，在相同的激光修锐参数下，磨粒总数基本保持不变，新出刃磨粒所占比例具有较高的一致性。经过计算，新出刃磨粒平均占比p_0为19.08%。

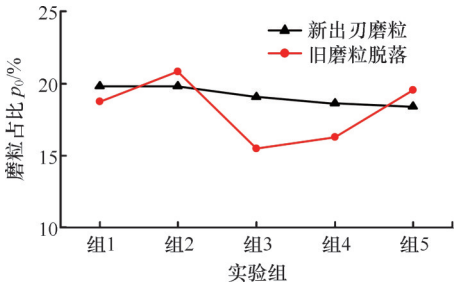


图12　新出刃和脱落磨粒占比情况

Fig.12　The proportion of new protruding and shedding abrasive grains

3.1.3　磨粒出刃高度

激光扫描20、40、60次后，观测到磨粒的平均出刃高度分别为32.61、44.88、49.31 μm。平均出刃高度的增量逐渐降低是由激光光斑焦点位置与沟槽底部的距离逐渐增大所造成的，焦点位置离砂轮表面越远，激光能量密度越小，则材料去除效率越低。通过不同扫描次数下的磨粒平均出刃高度，利用式(3)可反向求解出各自的σ值。

如图13所示，比较瑞利分布函数和实际值离散密度函数的曲线趋势可以看到，离散数据的变化趋势与瑞利函数基本是一致的。实际值总在瑞利分布拟合曲线上下波动，且实际值与拟合值的平均误差分别为11.15%、17.22%和10.73%，这说明激光修整砂轮后，其表面磨粒的出刃高度可用瑞利分布函数表示。

经过修锐后的磨粒侧面形貌如图14所示。出刃部分为磨粒或磨粒与结合剂黏结物，且形貌

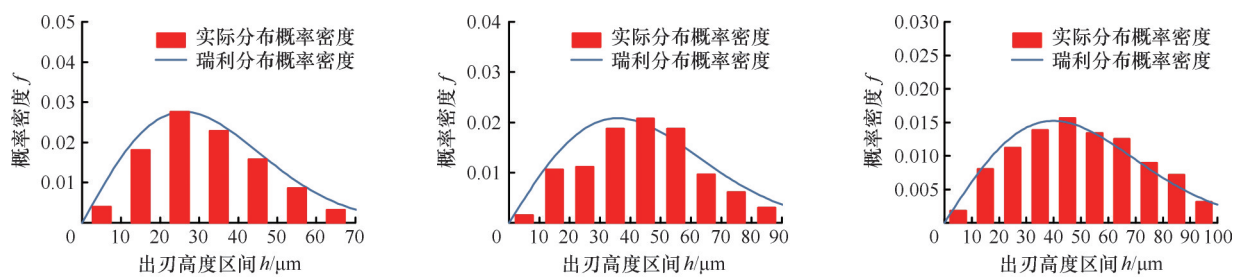


图13　扫描20、40、60次时磨粒出刃高度分布函数拟合情况

Fig.13　The fitting of the distribution of abrasive grains protruding height when scanning 20，40 and 60 times

近似于梯形。这进一步说明将激光修整砂轮表面磨粒简化为圆台形是符合实际情况的。

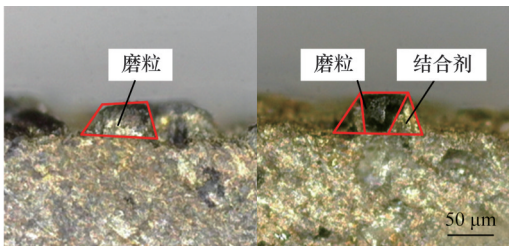


图14 激光修整后的磨粒侧面形貌

Fig.14 Side morphology of abrasive grains after laser dressing

3.2 模型验证

3.2.1 总磨削力模型验证

磨粒粒度为120号，其公称尺寸为106～125 μm[23]。当磨粒平均出刃高度约为磨粒尺寸的1/3时，砂轮具有更好的磨削能力，故选用激光扫描40次的V形沟槽砂轮进行磨削实验。

图15所示为沟槽砂轮磨削氧化锆陶瓷时磨削力的实验值和预测值随磨削参数不同而变化的规律。当砂轮线速度v_s为15.7 m/s、工件进给速度v_f为1500 mm/min时，磨削力随磨削深度的增大而逐渐增大，如图15a所示。当砂轮线速度v_s为15.7m/s、磨削深度d_g为10 μm时，磨削力随工件进给速度的增大而逐渐增大，如图15b所示。磨削深度和进给速度的增大会增大有效磨粒数量和单颗磨粒实际磨削力，进而增大总磨削力。对比图15a和图15b发现，磨削深度对磨削力的影响比进给速度大。综上所述，磨削力随着磨削深度和工件进给速度的增大而增大，且磨削深度对磨削力的影响更大。

在图15的磨削参数下，磨削力预测值与实验值的误差如表5所示。比较磨削力的预测值与实验值发现，两者间的误差范围为1.2%～14.5%。其中，不同磨削深度下的磨削力平均误差为5.5%，不同进给速度下的磨削力误差为5.6%，总平均误差约5.55%，误差较小。这说明预测模型的精准性较好，可用于不同沟槽因子下的沟槽砂轮磨削力预测。

砂轮线速度v_s为15.7 m/s、工件进给速率v_f为1500 mm/min时，磨削力随沟槽因子φ的变化情况如图16所示。可以看出，磨削力随沟槽因子的增大而增大。沟槽因子的增大会增加磨削接触区的有效面积，使得该区域有效磨粒数量增加，进而增大磨削力，且两者间基本呈现线性关系，这也证明式(37)的准确性较好。

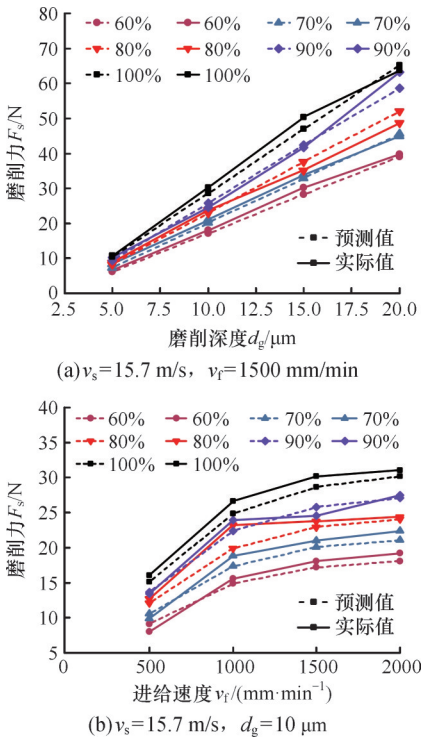


图15 不同磨削参数下磨削力的预测验证

Fig.15 Prediction and verification of grinding force under different grinding parameters

表5 预测值与实际值的误差

Tab.5 Error between predicted value and actual value %

磨削参数		沟槽因子				
		60%	70%	80%	90%	100%
磨削深度d_g/μm	5	6.6	12.2	6.3	8.7	3.2
	10	4.8	4.2	3.5	5.3	4.9
	15	6.4	6.2	10.7	1.3	6.7
	20	1.6	1.6	7.0	7.2	2.1
进给速度v_f/(mm·min^{-1})	500	13.1	7.2	4.9	1.6	5.4
	1000	4.1	7.4	14.5	6.5	6.7
	1500	4.8	4.2	3.5	5.3	4.9
	2000	5.8	5.6	1.2	1.3	2.9

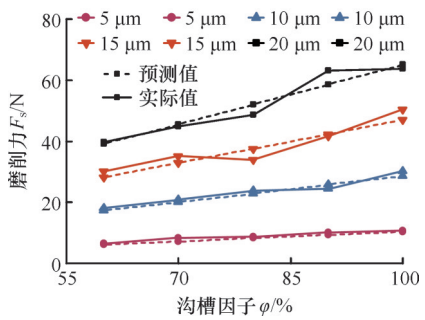


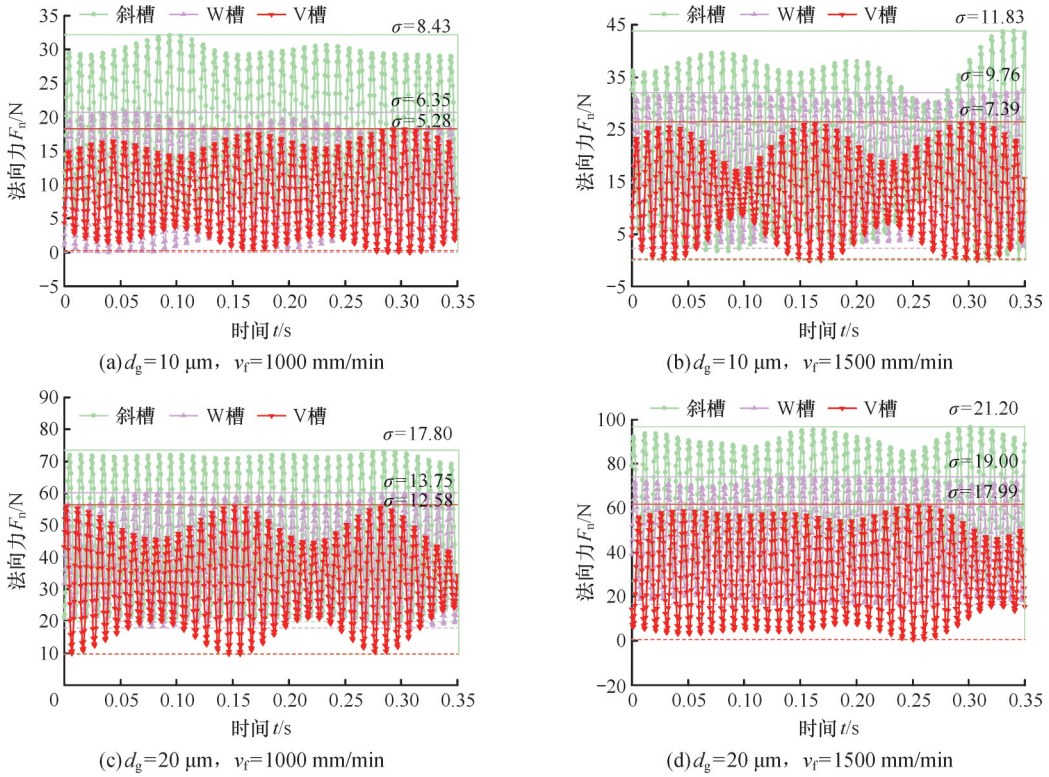
图16 沟槽因子与磨削力的关系

Fig.16 Relationship between grooving factor and grinding force

3.2.2 磨削力波动模型的验证

相关研究表明，陶瓷材料法向磨削力是切向力的3倍以上[8,12]，因此，可以通过探究沟槽图案

和槽角与法向力波动之间的关联规律来说明两者对磨削力波动的影响。利用标准差σ来表征磨削力的波动程度，对砂轮磨削0.35 s内的数据进行分析。沟槽图案对磨削力波动的影响结果如图17所示。可以看出，随着磨削深度的增加，法向力的上限不同程度增加，下限增幅较小，磨削力波动范围增大。随着工件进给速度的增加，法向力的上限不同程度增加，下限变化较小，磨削力波动范围增大。且磨削深度造成的法向力上限和下限的增加程度要大，这是因为磨削深度对磨削力的影响比进给速度要大。同时比较σ值，发现随着磨削深度和进给速度的增大，σ值越来越大。这说明随着磨削深度和工件进给速度的增大，磨削力的波动越大。磨削深度和进给速度的增加会增大磨削力的幅值范围，进而导致磨削力波动越来越大。



(a)d_g=10 μm，v_f=1000 mm/min　(b)d_g=10 μm，v_f=1500 mm/min

(c)d_g=20 μm，v_f=1000 mm/min　(d)d_g=20 μm，v_f=1500 mm/min

图17　沟槽图案对磨削力波动的影响

Fig.17　Influence of groove pattern on grinding force fluctuation

比较各组内的标准差发现，斜槽、W槽和V槽对σ值的影响存在差异，斜槽的σ值最大，V槽的σ值最小。这表明非对称型沟槽会增大磨削力的波动，对称型沟槽的磨削力波动会随单个图案中斜槽数量的增大而增大。

不同磨削参数下，沟槽角度对磨削力波动的影响如图18所示。比较各组内的标准差发现，随着槽角的增大，σ值逐渐变小，5°时的σ值最大，37°时的σ值最小。这表明磨削力的波动程度随槽角的增大而减小，37°时的波动最小。当槽角为5°时，法向力下限接近于0，说明在5°时存在接触宽度为零的情况。这表明磨削力的波动随着沟槽角度的增大而减小，优化后的槽角磨削力波动最小，磨削力波动模型可用于槽角的优化。

3.3　工件表面质量

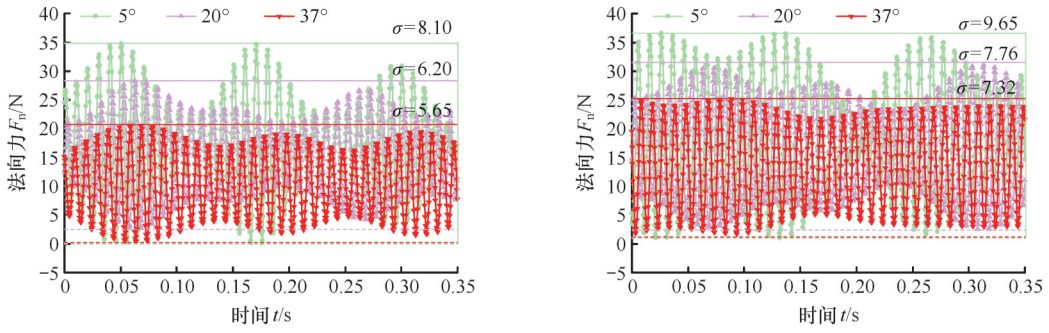
3.3.1　表面粗糙度

使用表面粗糙度来评估工件表面质量。利用3种槽角砂轮进行磨削实验，观察槽角β的变化对工件表面粗糙度的影响，如图19所示。

砂轮线速度v_s为15.7 m/s、工件进给速率v_f为1500 mm/min时，工件表面粗糙度随着磨削深度的增大而增大。在每组内进行对比发现，37°槽角的表面粗糙度最小，5°的表面粗糙度最大。相比5°和20°槽角，37°槽角的砂轮磨削工件表面粗糙度分别降低34.9%～44.6%和4.6%～10%。这说明表面粗糙度随槽角的增大而变小，槽角优化砂轮的磨削工件表面粗糙度最佳。

3.3.2　工件表面损伤

为了观测无沟槽和三种槽角砂轮磨削工件表面损伤，将砂轮速度和磨削参数分别设为定值15.7 m/s和1500 mm/min，磨削深度设为15 μm和20 μm，图20为不同磨削条件下的工件磨削表面SEM图。可以看出，不同磨削深度下均有塑性沟槽和脆性沟槽，这说明材料存在塑性去除和脆



(a)d_g=10 μm，v_f=1000 mm/min　(b)d_g=10 μm，v_f=1500 mm/min

(c)d_g=20 μm，v_f=1000 mm/min　(d)d_g=20 μm，v_f=1500 mm/min

图18　不同磨削参数下沟槽角度对磨削力波动的影响

Fig.18　Influence of groove angle on grinding force fluctuation under different grinding parameters

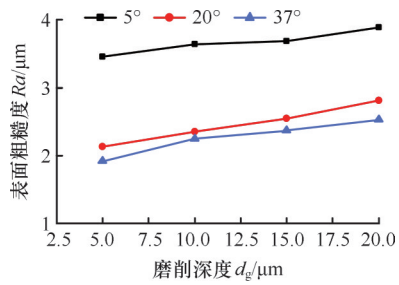
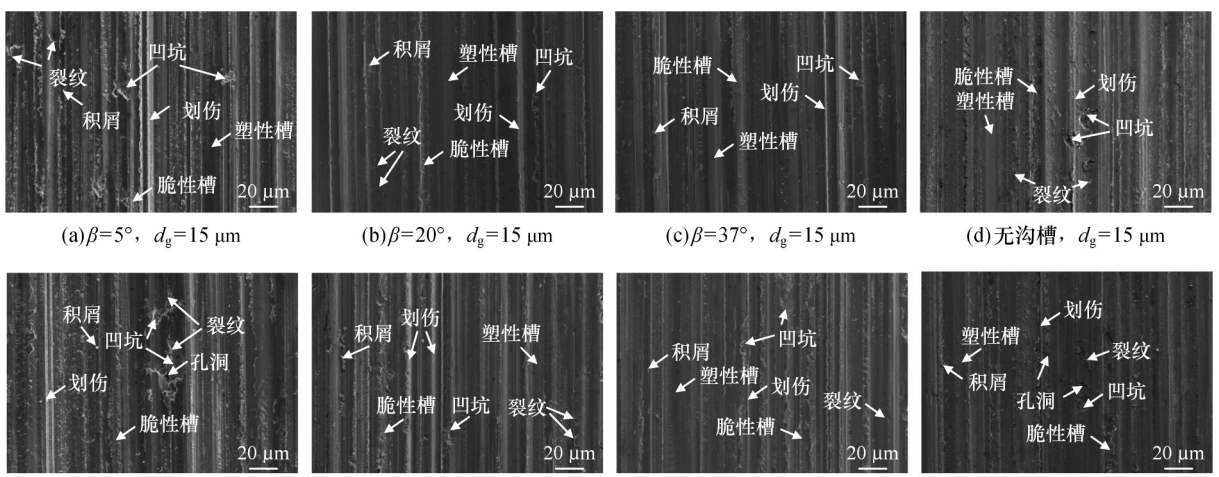


图19　不同槽角下的工件表面粗糙度

Fig.19　Surface roughness under different groove angle

性去除。工件表面的磨削损伤主要是划伤、凹坑、孔洞和裂纹。划伤主要是塑性磨粒刮擦工件所造成的。当进行脆性去除时，工件表面会产生细微裂纹，裂纹扩展到一定长度时，材料会以壳状形状去除从而形成凹坑；裂纹深度和宽度扩展到一定程度时会形成孔洞。裂纹、凹坑和孔洞是影响工件表面质量的主要因素，应避免产生。

当磨削深度一致时，凹坑、孔洞和裂纹的数量随槽角的增大而减少，凹坑的面积、裂纹长度和宽度也越来越小，这表明工件表面质量随槽角的增大而变好。沟槽角度越大，磨削力波动越小，则工件表面质量越来越好。当槽角一定时，凹坑、孔洞和裂纹的数量随磨削深度的增大而增大，凹坑面积、裂纹长度和宽度也越来越大，这表明工件表面质



(a)β=5°，d_g=15 μm　(b)β=20°，d_g=15 μm　(c)β=37°，d_g=15 μm　(d)无沟槽，d_g=15 μm

(e)β=5°，d_g=20 μm　(f)β=20°，d_g=20 μm　(g)β=37°，d_g=20 μm　(h)无沟槽，d_g=20 μm

图20　不同磨削条件下的工件表面形貌SEM图

Fig.20　SEM diagram of workpiece surface morphology under different grinding conditions

量随磨削深度的增大而变差。磨削深度的增大会增加脆性去除的有效磨粒数量和单颗磨粒实际磨削力，导致工件表面损伤严重。

对比沟槽砂轮与无沟槽砂轮磨削工件形貌，发现无沟槽砂轮磨削工件表面的裂纹、凹坑和孔洞数量比5°沟槽砂轮磨削工件的要少，且损伤程度较低，但比37°沟槽砂轮的数量要多，损伤程度要高。这说明优化后的槽角砂轮磨削工件表面质量比无沟槽砂轮要好。综上所述，沟槽角度优化可以提高砂轮磨削性能，减少工件表面损伤，改善磨削质量。

4　结论

1)激光整形后，磨粒的截面宽度在轴向方向的一致性较好，其平均宽度为73.08 μm。激光扫描40次进行修锐，观测到新出刃磨粒平均占比为19.08%。对不同扫描次数下的磨粒出刃高度进行瑞利分布拟合，平均误差为11.15%、17.22%和10.73%，说明磨粒实际出刃高度分布与瑞利分布函数具有较高的拟合度。修整后的磨粒形貌与圆台形形状相似。

2)开展不同沟槽因子下的磨削实验，发现磨削力随沟槽因子的增大而增大，且两者间基本成线性关系。比较磨削力预测值与实验值，发现总平均误差约5.55%，说明预测模型较准确。

3)通过磨削力波动实验可以看到，随着磨削深度和工件进给速度的增大，磨削力的波动越大。对称型直槽砂轮的磨削力波动会随单个沟槽图案中斜槽数量的增大而增大。随着槽角变大，磨削力的波动变小，表面粗糙度变小，磨削工件表面损伤减少；使用槽角优化砂轮磨削时，磨削力波动最小，此时的表面粗糙度和表面损伤最小。磨削力波动模型可以预测槽角对磨削力波动的影响，并可以通过模型优化沟槽角度来提高工件表面质量。

参考文献：

[1] 张立峰，王梓旭，张旺通，等. 单向陶瓷基复合材料C/SiC变角度顺逆磨的对比试验[J]. 中国机械工程，2024，35(2)：235-243.
ZHANG Lifeng，WANG Zixu，ZHANG Wangtong，et al. Contrastive Experiments on Up and Down Grinding of Unidirectional Ceramic Matrix Composite C/SiC with Variable Angle[J]. China Mechanical Engineering，2024，35(2)：235-243.

[2] 廖毓，吕健，徐凯，等. Ti(C，N)基多碳化物金属陶瓷的物相结构与表面氧化行为[J]. 中国表面工程，2024，37(6)：324-331.
LIAO Yu，LÜ Jian，XU Kai，et al. Phase Structures and Surface Oxidational Behaviors of Ti(C，N)-based Cermets Incorporating Multi-carbides[J]. China Surface Engineering，2024，37(6)：324-331.

[3] 吴耀光，张铁异，郭小龙，等. Al_2O_3-TiC陶瓷材料微细电火花加工试验研究[J]. 机械科学与技术，2024，43(5)：851-857.
WU Yaoguang，ZHANG Tieyi，GUO Xiaolong，et al. Experimental Study on Micro Electrical Discharge Machining of Al_2O_3-TiC Ceramics[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering，2024，43(5)：851-857.

[4] 何船，邓辉，尉迟广智，等. 结构化超硬磨料砂轮设计与制备研究进展[J]. 表面技术，2023，52(12)：42-56.
HE Chuan，DENG Hui，YUCHI Guangzhi，et al. Research Progress on the Design and Preparation of Structured Superabrasive Grinding Wheels[J]. Surface Technology，2023，52(12)：42-56.

[5] ZHANG X H，KANG Z X，LI S，et al. Experimental Investigations on the Impact of Different Laser Macro-structured Diamond Grinding Wheels on Alumina Ceramic[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology，2018，96(5)：1959-1969.

[6] MENG Qingyu，GUO Bing，ZHAO Qingliang，et al. Modelling of Grinding Mechanics：a Review[J]. Chinese Journal of Aeronautics，2023，36(7)：25-39.

[7] ZHENG Zhengding，HUANG Kai，LIN Chuangting，et al. An Analytical Force and Energy Model for Ductile-brittle Transition in Ultra-precision Grinding of Brittle Materials[J]. International Journal of Mechanical Sciences，2022，220：107107.

[8] WU Chongjun，LI Beizhi，YANG Jianguo，et al. Prediction of Grinding Force for Brittle Materials Considering Coexisting of Ductility and Brittleness[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology，2016，87(5)：1967-1975.

[9] 李锶，彭福远，康忠雄. 激光宏观结构化金刚石砂轮磨削氧化铝工艺[J]. 宇航材料工艺，2020，50(2)：69-74.
LI Si，PENG Fuyuan，KANG Zhongxiong. Process Experimental of Laser Macro-structured Diamond Grinding Wheels for Alumina Grinding[J]. Aerospace Materials & Technology，2020，50(2)：69-74.

[10] ZHANG Xiaohong，KANG Zhongxiong，LI Si，et al. Grinding Force Modelling for Ductile-brittle Transition in Laser Macro-micro-structured Grinding of Zirconia Ceramics[J]. Ceramics International，2019，45(15)：18487-18500.

[11] WU Mingtao，GUO Bing，ZHAO Qingliang，et al. High Efficiency Precision Grinding of Micro-structured SiC Surface Using Laser Micro-structured Coarse-grain Diamond Grinding Wheel[J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology，2019，6(3)：577-586.

[12] ZHANG Xiaohong，ZHANG Zhicheng，DENG Zhaohui，et al. Precision Grinding of Silicon Nitride Ceramic with Laser Macro-structured Diamond Wheels[J]. Optics & Laser Technology，2019，109：418-428.

[13] 刘伟，商圆圆，邓朝晖，等. 砂轮表面形貌定量评价及修整效果研究[J]. 中国机械工程，2018，29(19)：2277-2283.
LIU Wei，SHANG Yuanyuan，DENG Zhaohui，et al. Study on Quantitative Evaluations and Dressing Effectiveness for Surface Topography of Grinding Wheels[J]. China Mechanical Engineering，2018，29(19)：2277-2283.

[14] AGARWAL S，RAO P V. A Probabilistic Approach to Predict Surface Roughness in Ceramic Grinding[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture，2005，45(6)：609-616.

[15] AGARWAL S，RAO P V. 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.
[16] BIFANO T G, DOW T A, SCATTERGOOD R O. Ductile-regime Grinding: a New Technology for Machining Brittle Materials[J]. Journal of Engineering for Industry, 1991, 113(2): 184-189.
[17] LAWN B R, EVANS A G, MARSHALL D B. Elastic/Plastic Indentation Damage in Ceramics: The Median/Radial Crack System[J]. Journal of the American Ceramic Society, 1980, 63(9/10): 574-581.
[18] DAI Chenwei, DING Wenfeng, ZHU Yejun, et al. Grinding Temperature and Power Consumption in High Speed Grinding of Inconel 718 Nickel-based Superalloy with a Vitrified CBN Wheel[J]. Precision Engineering, 2018, 52: 192-200.
[19] MAO Cong, LIANG Chang, ZHANG Yuchen, et al. Grinding Characteristics of CBN-WC-10Co Composites [J]. Ceramics International, 2017, 43(18): 16539-16547.
[20] MALKIN S, GUO C. Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives [M]. New York: Industrial Press, 2008.
[21] WANG Yan, LIN Bin, WANG Shaolei, et al. Study on the System Matching of Ultrasonic Vibration Assisted Grinding for Hard and Brittle Materials Processing[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2014, 77: 66-73.
[22] LI Haonan, AXINTE D. On the Inverse Design of Discontinuous Abrasive Surface to Lower Friction-induced Temperature in Grinding: an Example of Engineered Abrasive Tools [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2018, 132: 50-63.
[23] HOU Zhenbing, KOMANDURI R. On the Mechanics of the Grinding Process—Part I. Stochastic Nature of the Grinding Process [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43(15): 1579-1593.

（编辑 陈 勇）

作者简介：邓 辉*（通信作者），男，1987年生，教授、博士研究生导师。研究方向为超硬磨料砂轮设计及其激光修整与结构化。E-mail：denghnu@163.com。

本文引用格式：
邓辉，郭春山，尉迟广智，等. 激光沟槽化砂轮磨削力建模及沟槽角度优化[J]. 中国机械工程，2026，37(8)：1852-1864.
DENG Hui, GUO Chunshan, YUCHI Guangzhi, et al. Modeling of Grinding Force and Optimization of Groove Angles of Laser Grooved Grinding Wheels [J]. China Mechanical Engineering, 2026, 37(8): 1852-1864.

（上接第1851页）

[7] 王洁，王慧. 采煤机截割部二次调节液压加载试验台[J]. 中国机械工程，2016，27(14)：1953-1959.
WANG Jie, WANG Hui. Hydraulic Loading Test Bench for Cutting Part of Shearer Based on Secondary Regulation [J]. China Mechanical Engineering, 2016, 27(14): 1953-1959.
[8] 战兴群，张炎华，赵克定. 二次调节系统中液压蓄能器数学模型的研究[J]. 中国机械工程，2001，12(增刊1)：45-46.
ZHAN Xingqun, ZHANG Yanhua, ZHAO Keding. Study on Mathematical Model of Hydraulic Accumulator in Secondary Regulated Systems[J]. China Mechanical Engineering, 2001, 12(S1): 45-46.
[9] 赵遵道. 恒压变量泵的静态、动态特性及提高其动态特性的研究[J]. 液压与气动，1982(2)：8-15.
ZHAO Zundao. Research on Static and Dynamic Characteristics of Constant Pressure Variable Displacement Pump and Its Improvement. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 1982(2): 8-15.
[10] 秦二卫，白玉新，吴文晋，等. 恒压变量泵调压变量机构仿真分析[J]. 流体传动与控制，2016(2)：34-38.
QIN Erwei, BAI Yuxin, WU Wenjin, et al. Simulation Analysis of Pressure Regulating and Displacement Varying Device Used in Pump[J]. Fluid Power Transmission & Control, 2016(2): 34-38.
[11] 钟鸣. A4V型轴向柱塞泵的动态特性分析[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2014.
ZHONG Ming. Dynamic Characteristics Analysis of A4V Axial Piston Pump[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014.
[12] 陈文杰. 轴向柱塞泵新型先导变量机构研究[D]. 杭州：浙江大学，2015.
CHEN Wenjie. Research on New Pilot Variable Mechanism of Axial Piston Pump[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015.
[13] 张宏，涂晋宇，张璐. 恒压控制的轴向柱塞变量泵的建模与仿真[J]. 机械科学与技术，2016，35(7)：1089-1095.
ZHANG Hong, TU Jinyu, ZHANG Lu. Modeling and Simulating Axial Piston Variable Displacement Pump with Pressure Control[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2016, 35(7): 1089-1095.
[14] 周平，郎鹿，翟江. 恒压变量泵随动活塞腔动态压力特性分析[J]. 液压与气动，2020，44(9)：181-186.
ZHOU Ping, LANG Lu, ZHAI Jiang. Analysis of Dynamic Pressure Characteristics of Servo Piston Chamber for Constant Pressure Variable Pump[J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2020, 44(9): 181-186.
[15] 马吉光，宋秀毅，夏堃，等. 恒压式变量柱塞泵控制稳定性影响因素分析[J]. 液压气动与密封，2020，40(9)：65-68.
MA Jiguang, SONG Xiuyi, XIA Kun, et al. Analysis of the Factors Affecting the Stability of Constant Pressure Controlled Variable Pisplacement Plunger Pump[J]. Hydraulics Pneumatics & Seals, 2020, 40(9): 65-68.
[16] 吴绍香，刘雨，冯德刚，等. 某型变量泵压力脉动异常分析与改进[J]. 液压气动与密封，2022，42(9)：109-112.
WU Shaoxiang, LIU Yu, FENG Degang, et al. Analysis and Improvement for Pressure Pulsation Abnormality of Variable Pump[J]. Hydraulics Pneumatics & Seals, 2022, 42(9): 109-112.

（编辑 陈 勇）

作者简介：齐潘国，男，1979年生，副教授。研究方向为流体传动与控制、机电液一体化设计。E-mail：qipanguo@163.com。郝清旭*（通信作者），男，2001年生，硕士研究生。研究方向为流体传动与控制。

本文引用格式：
齐潘国，迟帅，郝清旭，等. 四轴液压加载试验台双泵恒压及流量协调控制稳定性研究[J]. 中国机械工程，2026，37(8)：1840-1851.
QI Panguo, CHI Shuai, HAO Qingxu, et al. Stability Analysis of Constant Pressure and Flow Coordinated Control in a Dual-pump System for Four-axis Hydraulic Loading Test Benches[J]. China Mechanical Engineering, 2026, 37(8): 1840-1851.