TC4 钛合金纵扭超声磨削表面残余应力及其试验研究

闫艳燕，王晓旭，赵波，刘俊利
（河南理工大学 机械与动力工程学院，河南 焦作 454000）

摘 要：目的 探究纵扭超声磨削工艺参数对 TC4 钛合金加工表面残余应力状态的影响规律，提高 TC4 钛合金的抗疲劳性能。**方法** 通过纵扭超声磨削力模型，对磨削过程中的机械应力和热应力展开理论分析，并进一步建立纵扭超声磨削表面残余应力模型，通过 MATLAB 仿真获取磨削加工残余应力分布状况。基于力-热耦合作用，建立纵扭超声单颗磨粒磨削有限元模型，分析磨削参数对残余应力的影响规律，并通过 TC4 钛合金纵扭超声磨削试验，对模型的合理性进行验证。**结果** TC4 钛合金超声磨削加工表面残余应力为残余压应力，且该应力沿工件深度方向的分布曲线与“对号”相似。工件表面残余压应力起初随磨削深度增加逐渐增大，当磨削深度增加到 8 μm 时，残余压应力达到最大值，为–488 MPa，之后随磨削深度的增加，呈现减小趋势。随磨削线速度的增大，残余压应力整体呈现减小趋势，随纵扭超声振幅的增大，整体呈现增大趋势。加工表面残余应力仿真与试验结果的平均误差为 9.8%，且变化趋势具有一致性。**结论** 纵扭超声辅助磨削加工可有效消除加工表面的残余拉应力，并获得较为理想的残余压应力，进而显著提高 TC4 钛合金的抗疲劳性能。

关键词：纵扭超声辅助磨削；TC4 钛合金；残余应力；抗疲劳性能
中图分类号：TG580.1 **文献标识码：**A **文章编号：**1001-3660(2021)12-0119-11
DOI：10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2021.12.012

Study on the Surface Residual Stress and Experimental of TC4 Titanium Alloy by Longitudinal-torsional Ultrasonic Grinding

YAN Yan-yan, WANG Xiao-xu, ZHAO Bo, LIU Jun-li
(School of Mechanical and Power Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China)

ABSTRACT: The work aims to explore the influence of longitudinal-torsional ultrasonic grinding process parameters on the residual stress state of TC4 titanium alloy machining surface to improve the fatigue resistance of TC4 titanium alloy. The mechanical stress and thermal stress generated during the grinding process were analyzed based on the grinding force model of longitudinal-torsional ultrasonic grinding, the residual stress model of the longitudinal-torsional ultrasonic grinding surface was further established, and the residual stress distribution of the grinding process was obtained by MATLAB simulation. The finite element for a single abrasive particle under longitudinal-torsional ultrasonic grinding was established based on thermo-

收稿日期：2021-06-19；**修订日期：**2021-09-30
Received：2021-06-19；**Revised：**2021-09-30
基金项目：国家自然科学基金（51575163）
Fund：Supported by the National Natural Science Foundation of China (51575163)
作者简介：闫艳燕（1979—），女，博士，副教授，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, Associate professor, Research focus: precision and ultra-precision machining technology for hard and brittle materials.
引文格式：闫艳燕，王晓旭，赵波，等. TC4 钛合金纵扭超声磨削表面残余应力及其试验研究[J]. 表面技术, 2021, 50(12): 119-129.
YAN Yan-yan, WANG Xiao-xu, ZHAO Bo, et al. Study on the surface residual stress and experimental of TC4 titanium alloy by longitudinal-torsional ultrasonic grinding[J]. Surface technology, 2021, 50(12): 119-129.

mechanical coupling, and the influence of grinding parameters on residual stress was analyzed, the rationality of the finite element model was verified by the longitudinal-torsional ultrasonic grinding experiment of TC4 titanium alloy. The residual stress of the TC4 titanium alloy ultrasonic grinding surface was the residual compressive stress, and the distribution curve of the stress along the depth of the workpiece was similar to the "tick". The residual compressive stress on the machined surface of the workpiece increased gradually with the increase of the grinding depth at first, when the grinding depth increased to 8 μm, the maximum value of the residual compressive stress was –488 MPa, and then decreased with the increase of the grinding depth. The residual compressive stress decreased with the increase of the grinding linear speed, and increased with the increase of the longitudinal-torsion ultrasonic amplitude. The average error between the simulation and experiment results of the residual stress on the machined surface was 9.8%, and changing trends of the residual stress were consistent. Longitudinal-torsion ultrasonic assisted grinding can effectively eliminate the residual tensile stress on the machined surface and obtain a more ideal residual compressive stress, which significantly improves the fatigue resistance of the TC4 titanium alloy.

KEY WORDS: longitudinal-torsion ultrasonic assisted grinding; TC4 titanium alloy; residual stress; fatigue resistance

钛合金材料因其具有耐腐蚀、耐热、耐疲劳、无磁性、比强度高等优越的物理特性，而被广泛应用于航空航天、石油化工和国防等重要领域[1]，但同时也因为这些特性，钛合金的磨削难度大大高于其他金属合金。在磨削过程中，较高的磨削力和磨削热容易在已加工表面产生残余拉应力，进而在一定程度上影响零件的使用寿命与抗疲劳性能[2-5]。国内外学者对钛合金磨削表面残余应力进行了相关研究。Li J.等[6]建立了高速外圆磨削 TC4 材料的表面残余应力经验模型，并通过 TC4 高速磨削试验进行了验证。试验结果表明，砂轮转速对表面残余应力的影响较大，且较大的砂轮转速和磨削深度有利于提高周向残余应力，低砂轮转速和较大磨削深度有利于提高轴向残余应力。Naskar Anirban 等[7]对不同磨削液润滑条件下高速磨削 Ti-6Al-4V 合金表面残余应力进行研究，结果表明，在纯油磨削液润滑条件下的表面残余压应力明显高于水基流体乳化液润滑条件下的表面残余压应力，且砂轮径向磨损程度更小。贾亚凯等[8]利用 Deform 软件建立了单颗磨粒高速切削 TC4 合金有限元模型来进行加工表面残余应力仿真，分析了磨削加工残余应力分布特征。张昆鹏等[9]对平面磨削及外圆磨削 T21 钛合金表面残余应力进行了研究，结果表明，无论是粗磨还是精磨，大部分工件加工表面呈现残余拉应力，个别工件表面呈现残余压应力，且干磨削条件下，加工表面残余拉应力降低，并逐渐向残余压应力转变。Naresh Kumar Maroju 等[10]发现，与普通磨削相比，超声振动辅助磨削 Ti6Al4V 合金可极大提高加工表面的残余压应力，且残余压应力与超声振幅呈正相关。

综上所述，目前国内外主要集中于普通磨削及高速磨削单独加工后的表面残余应力仿真与试验研究，针对超声振动辅助磨削钛合金加工残余应力的研究却涉及较少，而对于纵扭超声振动辅助磨削钛合金表面残余应力的研究更是鲜有报道。在此背景下，本文以 TC4 钛合金为研究对象，从机械应力与热应力角度对纵扭超声辅助磨削加工表面残余应力特性及分布状态进行研究，旨在为提高 TC4 材料的抗疲劳性能提供一定的参考依据。

1 理论分析

1.1 磨削特性

纵扭超声辅助磨削技术是基于普通 CBN 磨削技术，通过特殊的声学系统，使砂轮产生沿轴向和周向的高频振动，进而实现磨粒的空间三维运动，其磨削加工模型如图 1 所示。与普通磨削加工相比，纵扭超声磨削加工具有断续分离切削加工特性，有效降低了磨削过程的磨削力和磨削温度，进而影响了工件加工表面残余应力状态，提高了钛合金磨削的加工效率与加工表面质量。

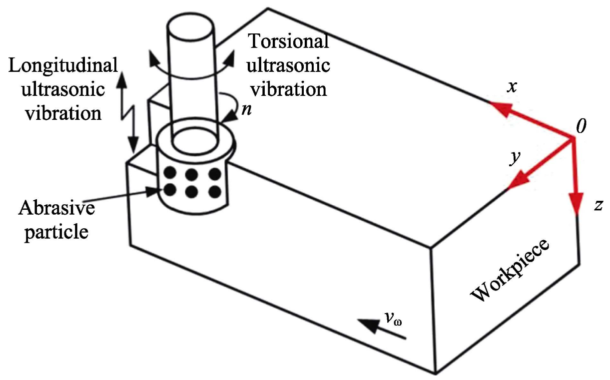


图 1 纵扭超声辅助磨削加工模型
Fig.1 Longitudinal-torsional ultrasonic assisted grinding model

为了便于磨粒的运动学分析，假设工件材料质地均匀、连续、各项同性；砂轮表面磨粒沿周向均匀分布，并忽略磨粒磨损；纵扭超声磨削系统的超声振幅和频率在加工过程中保持恒定。根据超声振动特性，并基于图 1 所示坐标系，纵扭超声磨削单颗磨粒的运动方程可表示为：

$$\begin{cases} x(t)=v_{\mathrm{w}}\cdot t+R\cdot\sin\left[\omega t+b\cdot\sin(2\pi ft+\varphi)/R\right] \\ y(t)=R\cdot\cos\left[\omega t+b\cdot\sin(2\pi ft+\varphi)/R\right] \\ z(t)=a\sin(2\pi ft) \end{cases} \tag{1}$$

式中：R 为砂轮半径；n 为砂轮转速；f 为纵扭超声振动频率；a、b 分别为纵向超声振幅与扭转超声振幅；v_{w} 为工件进给速度；ω 为砂轮的角速度；φ 为纵向超声振动和扭转超声振动的相位差。

根据式(1)，对时间求导，可得纵扭超声磨削单颗磨粒速度方程，见式(2)。

$$\begin{cases} v_x=v_{\mathrm{w}}+\left[\omega R+2\pi fb\cos(2\pi ft+\varphi)\right]\cos\left[\omega t+\dfrac{b}{R}\sin(2\pi ft+\varphi)\right] \\ v_y=-\left[\omega R+2\pi fb\cos(2\pi ft+\varphi)\right]\sin\left[\omega t+\dfrac{b}{R}\sin(2\pi ft+\varphi)\right] \\ v_z=2\pi fa\cos(2\pi ft) \end{cases} \tag{2}$$

根据式(2)，可得纵扭超声磨削单颗磨粒一个振动周期内的磨削弧长 l_{c}：

$$l_{\mathrm{c}}=\int_0^t\sqrt{v_x^2+v_y^2+v_z^2}\,\mathrm{d}t=\int_0^t\left\{v_{\mathrm{w}}^2+2v_{\mathrm{w}}\cos\left[\omega t+\frac{b}{R}\sin(2\pi ft+\varphi)\right]\cdot\right.$$
$$\left.\left[\omega R+2\pi fb\cos(2\pi ft+\varphi)\right]+\left[\omega R+2\pi fb\cos(2\pi ft+\varphi)\right]^2+4\pi^2f^2a^2\cos^2(2\pi ft)\right\}^{\frac{1}{2}}\mathrm{d}t \tag{3}$$

当 a=b=0 时，由式(3)可得普通磨削单颗磨粒磨削弧长：

$$l_{\mathrm{p}}=\int_0^t\sqrt{{v_{\mathrm{w}}}^2+\omega^2R^2+2v_{\mathrm{w}}\omega R\cos(\omega t)}\,\mathrm{d}t \tag{4}$$

当 b=0 且 $a\neq0$ 或当 a=0 且 $b\neq0$ 时，由式(3)可得纵向超声磨削和扭转超声磨削的单颗磨粒磨削弧长。由式(3)可知，在磨削参数相同时，纵扭超声磨削单颗磨粒磨削弧长大于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的单颗磨粒磨削弧长。这表明纵扭超声磨削能够提高单颗磨粒参与磨削的时间，增大相邻磨粒之间的干涉区域，从而减少工件表面残留的沟壑与凸起，提高加工表面质量。

1.2　机械应力

钛合金磨削表面残余应力的形成主要是加工过程中产生的机械应力与热应力相互作用的结果，而在纵扭超声磨削过程中，机械应力主要来自磨屑剪切变形阶段与耕犁滑擦阶段的磨削力。因此，考虑到砂轮磨粒分布的随机性，本文以单颗磨粒作为研究对象，对纵扭超声磨削力及机械应力进行理论分析。基于单颗 CBN 磨粒的外貌特征和其受力情况以及工件在加工过程中的机械应力分布，建立单颗 CBN 磨粒纵扭超声磨削力及机械应力模型，如图 2 所示。

根据图 2，在纵扭超声辅助磨削过程中，单颗 CBN 磨粒以线速度 v_{s}，磨削深度 a_{p} 进行切削加工，磨削力主要由切向和径向的磨屑变形抗力及磨粒底部与工件的摩擦力构成，其中切向磨削力 F_{t} 和径向磨削力 F_{r} 可表示为：

$$\begin{cases} F_{\mathrm{t}}=F_{\mathrm{tc}}+F_{\mathrm{tf}} \\ F_{\mathrm{r}}=F_{\mathrm{rc}}+F_{\mathrm{rf}} \end{cases} \tag{5}$$

式中：F_{tc} 为磨屑变形力的切向分力；F_{tf} 为摩擦力的切向分力；F_{rc} 为磨屑变形力的径向分力；F_{rf} 为摩擦力的径向分力。

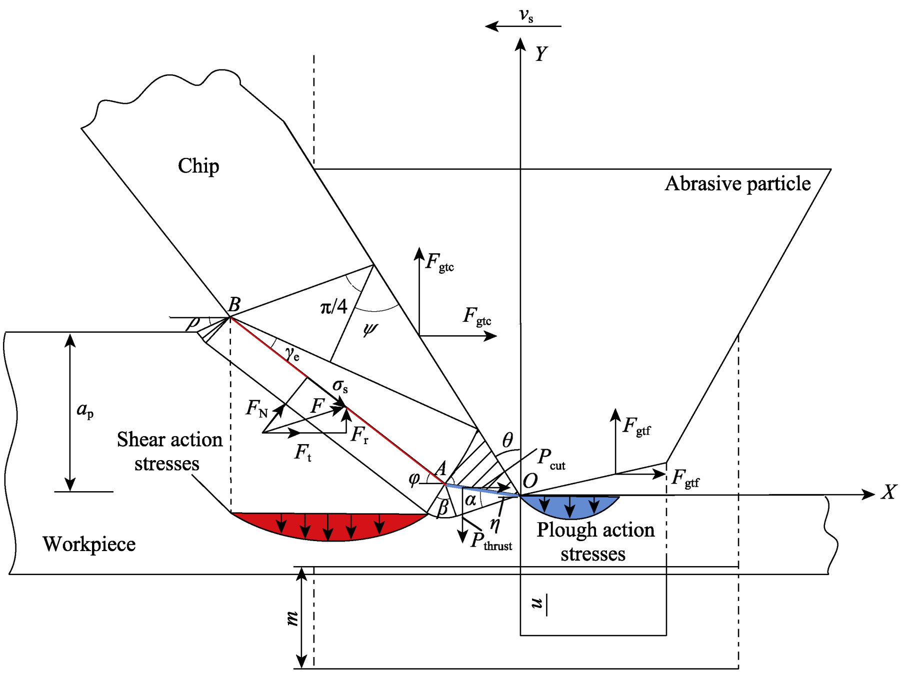


图 2　单颗 CBN 磨粒纵扭超声磨削力及机械应力模型
Fig.2 Grinding force and mechanical stress model of longitudinal-torsional ultrasonic grinding of single CBN abrasive particle

基于 Li 等[11]的研究及单位时间内参与磨削的动态磨粒数 N，磨屑变形力切向分力 F_{tc} 和径向分力 F_{rc} 可表示为：

$$\begin{cases} F_{rc} = NF_{grc} = \xi NS \\ F_{tc} = NF_{gtc} = \alpha_u \xi NS \end{cases} \tag{6}$$

式中：F_{grc} 为单颗磨粒由磨屑变形产生的径向分力；F_{gtc} 为单颗磨粒由磨屑变形产生的切向分力；ξ 为单位磨屑截面积的径向磨削力，$\xi=\xi_0 a_p^{2r}\tan^r\theta$（其中，$-0.95<r<-0.5$，$\xi_0$ 为单位磨削力常数，θ 为磨粒前角）；α_u 为切向磨削力和径向磨削力之间的几何系数，$\alpha_u=\pi/(4\tan\theta)$；$N$ 为磨削加工单位时间内参与磨削的磨粒数，$N=N_{ds}B_g t v_s$（其中，N_{ds} 为砂轮表面磨粒动态分布密度，B_g 为磨削宽度）；S 为磨屑截面积，$S=(u+m)a_p l_p/(2l_c)$。

由砂轮磨粒与工件间摩擦产生的切向摩擦力 F_{tf} 和径向摩擦力 F_{rf} 可表示为：

$$\begin{cases} F_{tf} = NF_{gtf} = Np_m s_m \mu = N_{ds}B_g t v_s \mu k_1 a_p^{\alpha_1} k_2 a_p^{\alpha_2} \\ F_{rf} = NF_{grf} = Np_m s_m = N_{ds}B_g t v_s k_1 a_p^{\alpha_1} k_2 a_p^{\alpha_2} \end{cases} \tag{7}$$

式中：F_{gtf} 为单颗磨粒与工件间摩擦力的切向分力；F_{grf} 为单颗磨粒与工件间摩擦力的径向分力；s_m 和 p_m 分别为磨粒顶面与工件的接触面积和接触压力[12-14]，$s_m = k_1 a_p^{\alpha_1}$，$p_m = k_2 a_p^{\alpha_2}$（其中 k_1、k_2、α_1、α_2 为调整系数）；μ 为 CBN 磨粒与钛合金工件间的摩擦系数。

将式(3)、(4)、(6)、(7)代入式(5)可得纵扭超声磨削中的径向与切向磨削力：

$$\begin{cases} F_t = N_{ds}B_g t v_s \mu k_1 a_p^{\alpha_1} k_2 a_p^{\alpha_2} + \\ \quad \dfrac{\pi\xi_0 a_p^{2r}\tan^{r-1}\theta \cdot N_{ds}B_g t v_s \cdot (u+m)a_p l_p}{8l_c} \\ F_r = N_{ds}B_g t v_s k_1 a_p^{\alpha_1} k_2 a_p^{\alpha_2} + \\ \quad \dfrac{\xi_0 a_p^{2r}\tan^{r}\theta \cdot N_{ds}B_g t v_s \cdot (u+m)a_p l_p}{2l_c} \end{cases} \tag{8}$$

由式(8)可知，纵扭超声磨削力与纵扭超声参数以及工件进给速度 v_w、砂轮磨削线速度 v_s、磨削深度 a_p 有关。根据式(3)，纵扭超声磨削单颗磨粒磨削弧长大于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的单颗磨粒磨削弧长，因此在相同磨削条件下，纵扭超声磨削的磨削力小于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的磨削力。

剪切应力与耕犁应力的分布密度大小取决于剪切变形区域和耕犁滑移区域的磨削力、工件材料流动应力以及接触面积的大小[15]。为了进一步分析纵扭超声磨削过程中产生的机械应力，假设纵扭超声磨削时作用到主剪切面 AB 与耕犁滑移面 OA 上的应力分布均匀，则主剪切面 AB 上的应力分布密度 p_{sh}、q_{sh} 与耕犁滑移面 OA 上的应力分布密度 p_{pl}、q_{pl} 可表示为：

$$\begin{cases} p_{sh} = \dfrac{F_N}{w\cdot l_{AB}} = \dfrac{(F_t\sin\phi + F_r\cos\phi)\sin\phi}{w\cdot a_p} \\ q_{sh} = \sigma_s \\ p_{pl} = \dfrac{4\sigma_s w j_1}{\pi a_p} \\ q_{pl} = \dfrac{\mu\sigma_s w j_2}{a_p} \end{cases} \tag{9}$$

式中：ϕ 为剪切角；w 为切削宽度；l_{AB} 为主剪切面长度，$l_{AB} = a_p/\sin\phi$；σ_s 是剪切面 AB 上的流动应力[16]，$\sigma_s = (A+B\varepsilon^n)\left(1+C\ln\dfrac{\dot\varepsilon}{\dot\varepsilon_0}\right)\cdot\left[1-\left(\dfrac{T-T_{room}}{T_{melt}-T_{room}}\right)^m\right]$；$j_1$、$j_2$ 为几何系数，$j_1 = [1+2\gamma_e+2\beta+\sin(2\alpha)]\cos\eta - \sin(\eta)\cos\alpha$，$j_2 = \cos\eta\cos(2\alpha)+[1+2\gamma_e+2\beta+\sin(2\alpha)]\cdot\sin\eta$。

由接触理论[17]可知，工件表面机械应力大小取决于剪切应力与耕犁应力的分布密度。由式(9)可知，纵扭超声磨削力与摩擦系数的降低使得剪切应力和耕犁应力的分布密度降低，进而使得纵扭超声磨削机械应力降低，从而降低了工件表面的塑性变形，能够有效提高加工表面的完整性。

1.3 热应力

在纵扭超声磨削加工中，工件受到磨削力的作用产生磨屑，磨屑沿剪切带剪切变形以及磨粒与工件表面的剧烈摩擦，均产生了大量的剪切变形热和摩擦热。剪切变形热和摩擦热传入工件，导致工件表面与内部温度升高，从而形成热应力。

为分析纵扭超声磨削过程中产生的热应力，需要对磨削过程中的工件内部温升进行计算。假设工件内一点坐标为 $N(x,y)$，根据 Koman-duri [18-19]提出的移动热源作用下的工件内部温升分布公式，$N(x,y)$ 处的温度可表示为：

$$T(x,y) = \frac{q_m}{2\pi\lambda_w}\int_0^l e^{\frac{-X(t)v_s}{2\alpha_t}} K_{to}\left(\frac{R_{ts}v_s}{2\alpha_t}\right) dl_i \tag{10}$$

式中：λ_w 为导热系数；q_m 为热源分布密度；K_{to} 为热传导系数；α_t 为热量散失密度；R_{ts} 为热源到工件内一点的距离。

在 TC4 钛合金纵扭超声磨削过程中，单颗 CBN 磨粒磨削导致的工件内部温升模型如图 3 所示。根据图 3，磨削过程中产生的剪切热与耕犁热的热源强度可表示为：

$$\begin{cases} q_{m(shear)} = \dfrac{(F_t\cos\phi - F_r\sin\phi)(v_s\cos\phi + v_s\sin\phi\tan\psi)}{w\cdot a_p} \\ q_{m(plow)} = \sigma_s\{\cos\eta\cos(2\alpha)+[1+2(\gamma_e+\beta+\sin\alpha\cos\alpha)]\cdot \\ \quad \sin\eta\}\cdot v_s \end{cases} \tag{11}$$

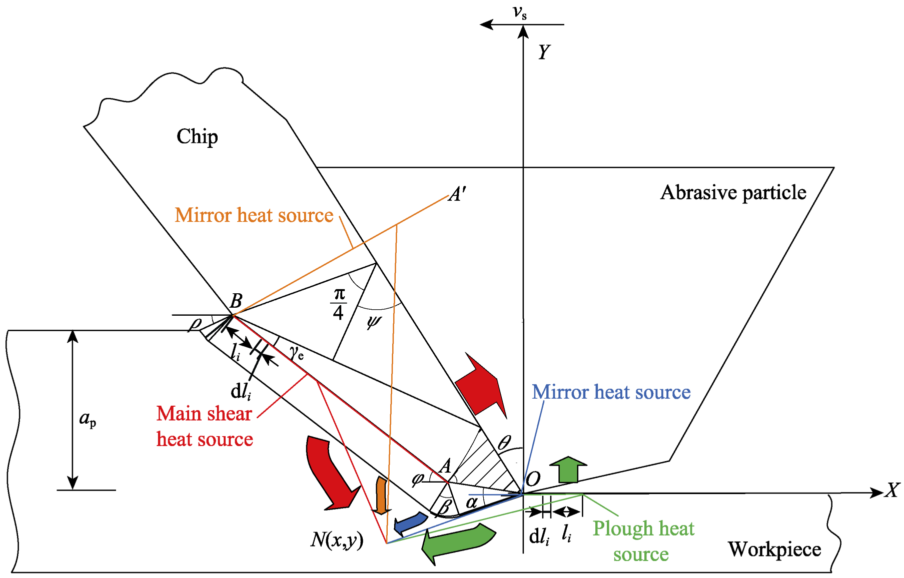


图 3　单颗 CBN 磨粒纵扭超声磨削温升模型

Fig.3 Temperature rise model of longitudinal-torsional ultrasonic grinding of single CBN abrasive particle

由式(11)可知，磨削过程中的剪切热源强度和耕犁热源强度与磨削力、工件材料流动应力、磨削线速度有关。根据式(8)，纵扭超声振动的引入使得纵扭超声磨削力低于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的磨削力，故在相同磨削条件下，纵扭超声磨削的热源强度低于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的热源强度。

考虑到整个磨削过程中传入切屑和空气中的磨削热很少，故默认热量全部传入工件与磨粒[20]。由于耕犁作用产生的摩擦热是以一定比例传入工件，因此需要求解磨削热传入 TC4 钛合金工件的比例系数，比例系数可由公式(12)表示。

$$B(s)=1-H=1-\left(1+0.974k_g/\sqrt{r_0 v_s K_{to}\rho c}\right)^{-1} \tag{12}$$

式中：H 为传入磨粒的热流量比[21]；k_g 为 CBN 磨粒导热系数；ρ 为 TC4 钛合金工件密度；c 为比热容；r_0 为磨粒与工件间的有效接触半径。

将式(11)、(12)代入到式(10)中，可得工件内 $N(x,y)$ 处的温度：

$$\begin{aligned}T_{total}=\frac{K_{to}v_s}{4\pi\lambda_w\alpha_t w}&\left[\int_0^{l_{AB}} q_{m(shear)} e^{\frac{(x-l_i\cos\phi)v_s}{2\alpha_t w}}\left(\sqrt{(x-l_i\cos\phi)^2+(y-l_i\sin\phi)^2}+\sqrt{(x-l_i\cos\phi)^2+(y+l_i\sin\phi)^2}\right)dl_i+\right.\\&\left.\int_0^{l_{OA}} q_{m(plow)}\left[1-\left(\frac{1+0.974k_g}{\sqrt{r_0 v_s K_{to}\rho c}}\right)^{-1}\right]e^{\frac{-v_s(l_i+x)}{2\alpha_t w}}\left(\sqrt{(l_i+x)^2+y^2}\right)dl_i\right]\end{aligned} \tag{13}$$

由式(13)可知，工件内 $N(x,y)$ 处的温度与剪切热源强度、耕犁热源强度和磨削线速度有关。由式(8)、(11)可知，纵扭超声振动的引入能够降低纵扭超声磨削过程中的磨削力、热源强度，从而一定程度上降低了纵扭超声磨削的磨削温度，进而可降低纵扭超声磨削热应力及其在已加工表面产生的残余拉应力，改善工件表面的残余应力状态。

1.4　模型的建立与分析

根据接触理论[17]，磨削后工件表面的残余应力由两部分组成：一部分为工件表层受到机械应力作用形成的残余压应力；另一部分为工件表层受到热应力作用形成的残余拉应力。因此，根据式(9)、(13)，纵扭超声磨削过程中工件内部 $N(x,y)$ 处磨削方向和垂直磨削方向的残余应力可表示为：

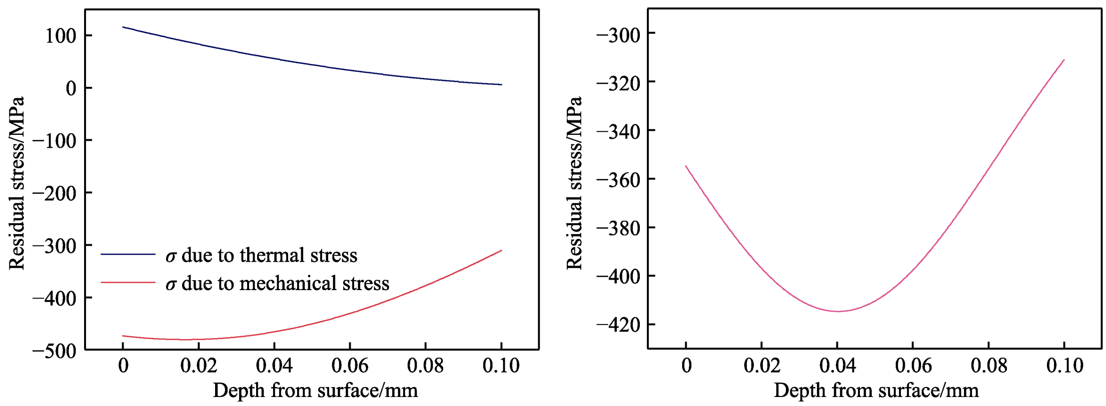
$$\begin{aligned}\sigma_{xx}=&\frac{-2y}{\pi}\int_{-a_m}^{a_m}\frac{\left(\dfrac{\pi\left(F_t\sin\phi+F_r\cos\phi\right)\sin\phi+4\sigma_s w^2 j_1}{\pi w a_p}\right)(x-s)^2}{\left[(x-s)^2+y^2\right]^2}ds-\frac{2}{\pi}\int_{-a_m}^{a_m}\frac{\left(\sigma_s+\dfrac{\mu\sigma_s w j_2}{a_p}\right)(x-s)^3}{\left[(x-s)^2+y^2\right]^2}ds-\\&\frac{\alpha_e E_Y}{1-2v_a}\int_0^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\left[G_{xh}\frac{\partial T_{total}}{\partial x}+G_{xv}\frac{\partial T_{total}}{\partial y}\right]dxdy+\frac{2y}{\pi}\left(\frac{\alpha_e E_Y T_{total}}{1-2v_a}\right)\left(\int_{-\infty}^{\infty}\frac{(t-x)^2}{\left[(t-x)^2+y^2\right]^2}dt-1\right)\end{aligned}$$

$$\sigma_{yy}=\frac{-2y^3}{\pi}\int_{-a_\mathrm{m}}^{a_\mathrm{m}}\frac{\dfrac{\pi\left(F_\mathrm{t}\sin\phi+F_\mathrm{r}\cos\phi\right)\sin\phi+4\sigma_\mathrm{s}w^2j_1}{\pi w a_\mathrm{p}}}{\left[(x-s)^2+y^2\right]^2}\mathrm{d}s-\frac{2y^2}{\pi}\int_{-a_\mathrm{m}}^{a_\mathrm{m}}\frac{\left(\sigma_\mathrm{s}+\dfrac{\mu\sigma_\mathrm{s}wj_2}{a_\mathrm{p}}\right)(x-s)}{\left[(x-s)^2+y^2\right]^2}\mathrm{d}s-$$
$$\frac{\alpha_\mathrm{e}E_\mathrm{Y}}{1-2v_\mathrm{a}}\int_0^\infty\int_{-\infty}^{\infty}\left[G_{yh}\frac{\partial T_\mathrm{total}}{\partial x}+G_{yv}\frac{\partial T_\mathrm{total}}{\partial y}\right]\mathrm{d}x\mathrm{d}y+\frac{2y^3}{\pi}\left(\frac{\alpha_\mathrm{e}E_\mathrm{Y}T_\mathrm{total}}{1-2v_\mathrm{a}}\right)\left(\int_{-\infty}^{\infty}\frac{1}{\left[(t-x)^2+y^2\right]^2}\mathrm{d}t-1\right) \quad (14)$$

式中：E_Y、v_a、a_e 分别为 TC4 材料的弹性模量、泊松比和热扩散系数；$G_{x\mathrm{h}}$、G_{xv}、$G_{y\mathrm{h}}$、G_{yv} 分别表示平面应变的格林函数；$2a_\mathrm{m}$ 为机械应力作用区域的长度，$a_\mathrm{m}=a_\mathrm{p}/(2\sin\phi)$。

由式(14)可知，工件内部 $N(x, y)$ 处磨削残余应力与磨削力、工件材料流动应力和磨削温度有关。由式(3)、(8)、(13)可知，纵扭超声振动的引入能够增加单颗磨粒磨削弧长，增强磨粒与工件已加工表面之间的挤压光磨作用，进而降低磨削过程中的磨削力和磨削温度，使得已加工表面的热应力作用减弱，最终使纵扭超声磨削机械应力与热应力耦合作用产生的残余压应力大于普通磨削、纵向超声磨削和扭转超声磨削的残余压应力，从而使其在提高工件的抗疲劳强度方面表现出较好的效果。

根据式(14)，利用 Matlab 软件仿真磨削加工残余应力分布规律，仿真结果如图 4 所示。



a 机械应力及热应力作用产生的残余应力 b 工件加工残余应力

图 4 纵扭超声磨削残余应力仿真结果

Fig.4 Simulation results of residual stress in longitudinal-torsion ultrasonic grinding: a) residual stress generated by mechanical stress and thermal stress; b) workpiece machining residual stress

从图 4 中可以看出，机械应力作用产生的残余压应力绝对值明显大于由热应力作用产生的残余拉应力绝对值，且残余拉应力沿工件深度方向逐渐减小，直至消失。磨削后的工件表面残余应力为残余压应力，该应力整体分布曲线类似“对号”形状。这是因为钛合金的热传导率较低，磨削区热量主要集中在工件表层，靠近工件内部，温度逐渐降低，直至趋近于室温。故热应力作用导致的残余拉应力逐渐减小，机械应力作用到工件表面产生的冷塑性变形在恢复时受到了工件亚表层组织的抑制，残余压应力增大，远离工件表面，机械应力作用减弱，残余压应力降低。在工件表层，由于磨削温度较高，使得工件材料原子间的粘结力下降，工件材料抵抗塑性变形的能力减弱，进而使得热塑性作用与机械应力作用耦合效应增强，工件加工残余压应力沿工件深度方向逐渐增大，并在距表面一定距离处达到峰值。继续远离工件表面，工件内温度下降，工件材料抵抗塑性变形的能力增强，超过了最佳的热应力与机械应力耦合作用范围，故残余压应力逐渐减小。

2 TC4 纵扭超声磨削表面残余应力有限元仿真

2.1 有限元仿真前处理

2.1.1 几何模型的建立

根据 CBN 磨粒实际形状，将磨粒简化为具有后角的平头多棱锥模型，并假设磨粒前角 θ 为–20°，简化模型如图 5 所示。在 Abaqus 有限元软件中，单位制选用 mm-ton-s，将磨粒和工件采用六面体网格划分，单元类型选用 C3D8RT，磨粒与工件的几何模型及网格划分如图 6 所示。

2.1.2 材料本构模型和失效模型的建立

在纵扭超声磨削仿真过程中，磨粒材料为 CBN，工件材料为 TC4。由于 CBN 材料的硬度高于 TC4 合金，所以在仿真前处理设置中，可将磨粒定义为刚体，工件定义为弹塑性体，二者的物理性能见表 1。

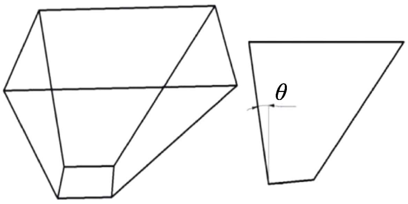


图 5　单颗 CBN 磨粒简化模型

Fig.5 Simplified model of single CBN abrasive particle

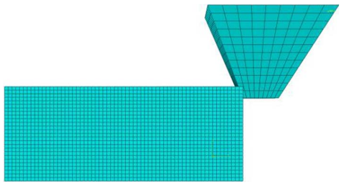


图 6　磨粒与工件的几何模型及网格划分

Fig.6 Geometric model and meshing of abrasive particle and workpiece

表 1　磨粒与工件物理参数

Tab.1 The physical parameters of abrasive particle and workpiece

Physical parameters	Density/ $(kg\cdot m^{-3})$	Modulus/ GPa	Poisson ratio	Expansion coefficient/$(\times 10^{-6}$ ℃$^{-1})$	Heat conductivity/ $(W\cdot m^{-1}\cdot$℃$^{-1})$	Specific heat /$(J\cdot kg^{-1}\cdot$℃$^{-1})$
Abrasive particle(CBN)	3480	712	0.15	4.30	37.88	445
Workpiece(TC4)	4440	112	0.34	9	6.60	580

由于在纵扭超声磨削过程中，TC4 钛合金发生了应变硬化、高应变速率强化和热软化，因此 TC4 工件采用 J-C 材料本构模型[16]更符合磨削加工实际工况，J-C 本构模型如式(15)所示。

$$\sigma=\left(A+B\varepsilon^{n}\right)\left(1+C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left[1-\left(\frac{Q-Q_{\rm room}}{Q_{\rm melt}-Q_{\rm room}}\right)^{m}\right] \tag{15}$$

式中：A 为 TC4 钛合金的初始屈服应力；B 为 TC4 钛合金的应变硬化指数；C 为 TC4 钛合金的特性系数；m 为 TC4 钛合金的热软化系数；n 为 TC4 钛合金的切削硬化指数；ε 为等效弹性应变；$\dot{\varepsilon}$ 为等效弹性应变率；$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考等效弹性应变率；$Q_{\rm melt}$ 为 TC4 钛合金的熔点；$Q_{\rm room}$ 为室温。J-C 本构模型的具体参数见表 2。

表 2　TC4 钛合金 Johnson-Cook 本构模型参数

Tab.2 J-C constitutive model parameters of TC4 titanium alloy

A	B	C	n	m	$Q_{\rm melt}$/℃	$Q_{\rm room}$/℃
862.5	331.2	0.012	0.34	0.8	1650	20

为了更好地模拟纵扭超声磨削过程中的切屑分离，TC4 工件需要采用 J-C 剪切失效模型，失效模型如式(16)所示。

$$\bar{\varepsilon}_{\rm f}^{\rm pl}=\left[d_1+d_2\exp(d_3\frac{p}{q})\right]\left[1+d_4\ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{\rm pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\left(1+d_5\hat{T}\right) \tag{16}$$

式中：d_1、d_2、d_3、d_4、d_5 是在标定转变温度或低于标定转变温度的情况下测得的损伤参数，分别为 –0.09、0.27、0.48、0.014、3.87[22-24]；p/q 为量纲偏压应力率（p 为压应力，q 是 Mises 应力）；$\dot{\bar{\varepsilon}}^{\rm pl}$ 为失效应变率；$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率。

2.1.3　仿真参数设置

在 TC4 钛合金纵扭超声磨削过程中，单颗磨粒与 TC4 工件的接触类型设置为面面接触，将磨粒接触面设为主面，工件接触面设为从面，接触面摩擦系数设为 0.3，预定义场温度设为 20 ℃，并施加相应的边界条件和约束条件，实现磨粒与工件的运动控制。模型所选用的仿真工艺参数见表 3。

表 3　仿真工艺参数

Tab.3 The process parameters of simulation

Parameters	Numerical value
Grinding linear speed/$(mm\cdot s^{-1})$	1047, 1571, 2094, 2618
Grinding depth/μm	2, 5, 8, 11
Ultrasonic frequency/kHz	35
Ultrasonic amplitude/μm	0, 2, 4, 6

2.2　有限元仿真结果

2.2.1　磨削应力场与温度场仿真结果

当单颗磨粒磨削线速度 $v_{\rm s}$ 为 2618 mm/s、磨削深度 $a_{\rm p}$ 为 5 μm、纵向超声振幅 $A_{\rm f}$ 与扭转超声振幅 $B_{\rm f}$ 分别为 6 μm 和 4 μm、超声频率 f 为 35 kHz 时，工件应力场与温度场的仿真结果如图 7 所示。

根据图 7a，纵扭超声磨削加工条件下的工件应力分布核心区域主要集中在剪切变形区与耕犁滑移区，且剪切作用在工件表层形成的应力值明显大于耕犁滑移。由图 7b 可知，磨削加工后的工件剪切变形区、耕犁滑移区和磨粒的前后刀面均产生了一定的温升，最高温度集中于磨粒前刀面与磨屑的摩擦区域，温度可达 320 ℃。磨削温度场作用区域较为集中，辐射范围较小，故热应力作用区域集中于加工表面。因此，机械应力在钛合金工件加工表面残余应力形成过程中的作用大于热应力，已加工表面残余应力状态应为压应力，与理论模型仿真结果一致。

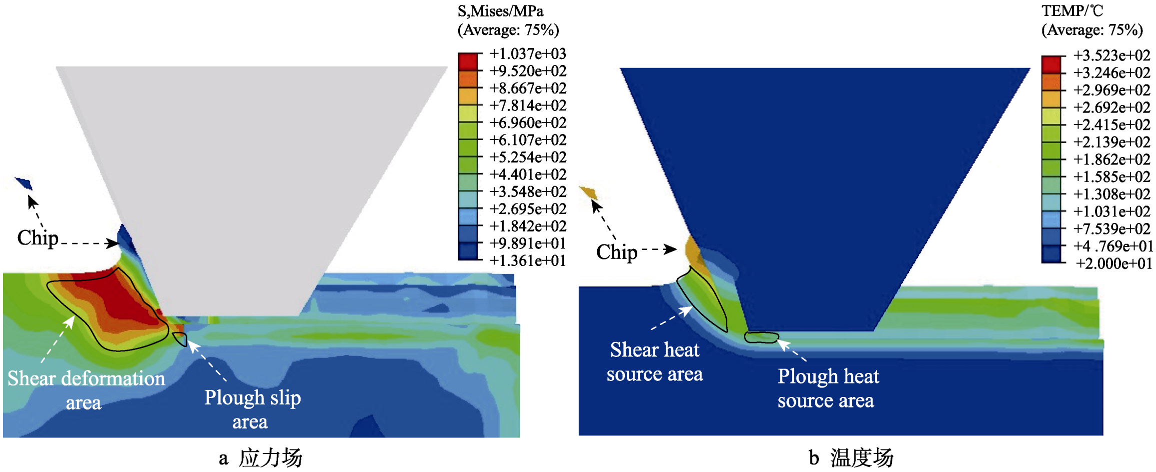


图 7 纵扭超声磨削应力场与温度场仿真结果
Fig.7 Simulation results of (a) stress field and (b) temperature field in longitudinal-torsional ultrasonic grinding

2.2.2 磨削残余应力仿真结果

纵扭超声磨削残余应力理论计算结果与有限元仿真结果的对比如图 8 所示。可以看出，经过纵扭超声磨削的工件，加工残余应力性质为压应力，且沿工件深度方向先增大、后减小，最大残余压应力值出现在距离表面 0.04 mm 处。残余应力理论计算结果和仿真结果变化趋势一致，表明所建立的纵扭超声磨削残余应力理论模型具有一定的合理性。

根据表 3 进行磨削表面残余应力有限元仿真，仿真结果如图 9 所示。由图 9 可知，随磨削深度的增加，工件表面残余压应力呈现先增大、后减小的趋势，随磨削线速度的增大整体呈现减小的趋势，随纵扭超声振幅的增大整体呈现增大的趋势。

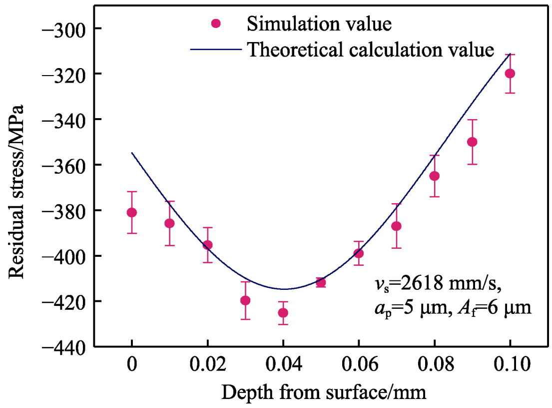


图 8 纵扭超声磨削残余应力理论计算值和仿真值对比
Fig.8 Comparison between theoretical calculation and simulation values of residual stress in longitudinal-torsional ultrasonic grinding

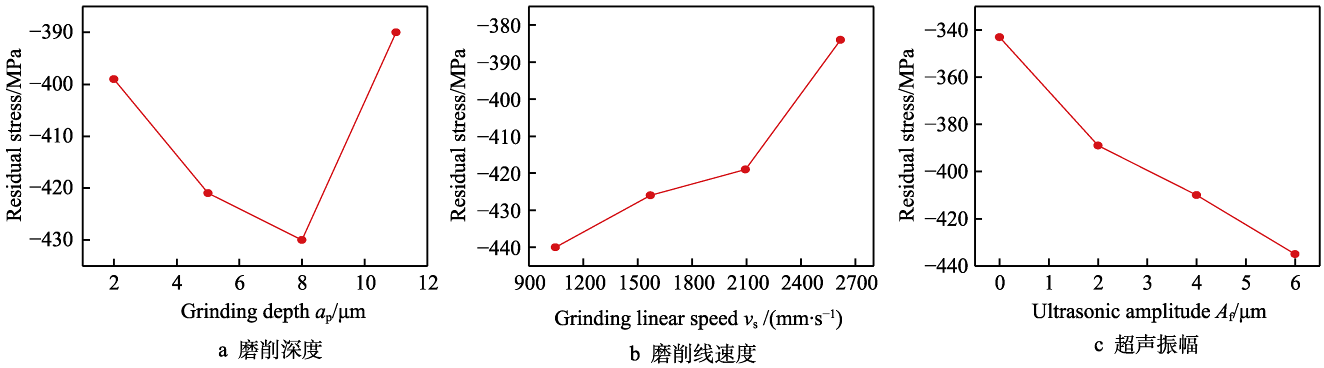


图 9 不同磨削工艺参数下表面残余应力的仿真结果
Fig.9 Simulation results of surface residual stress under different grinding process parameters: a) grinding depth; b) grinding linear speed; c) ultrasonic amplitude

3 试验验证与分析

3.1 试验条件

为验证本研究所建立的纵扭超声磨削有限元仿真模型的合理性以及磨削工艺参数对工件加工表面残余应力的影响规律，在 VMC850E 三轴立式加工中心上进行 TC4 钛合金纵扭超声辅助磨削单因素试验，机床主轴上所集成的纵扭超声磨削装置由陶瓷基 CBN 砂轮、纵扭变幅杆、非接触式声学无线传输装置和超声波发生器组成，试验平台如图 10 所示。本试验采用直径为 10 mm、粒度为 150#的陶瓷基 CBN 砂轮进行磨削加工，所用试件为 TC4 钛合金（30 mm× 15 mm× 10 mm），砂轮和 TC4 钛合金工件如图 11 所示。根据笔者课题组做过的大量前期试验，确定了本次单因素磨削试验参数见表 4。

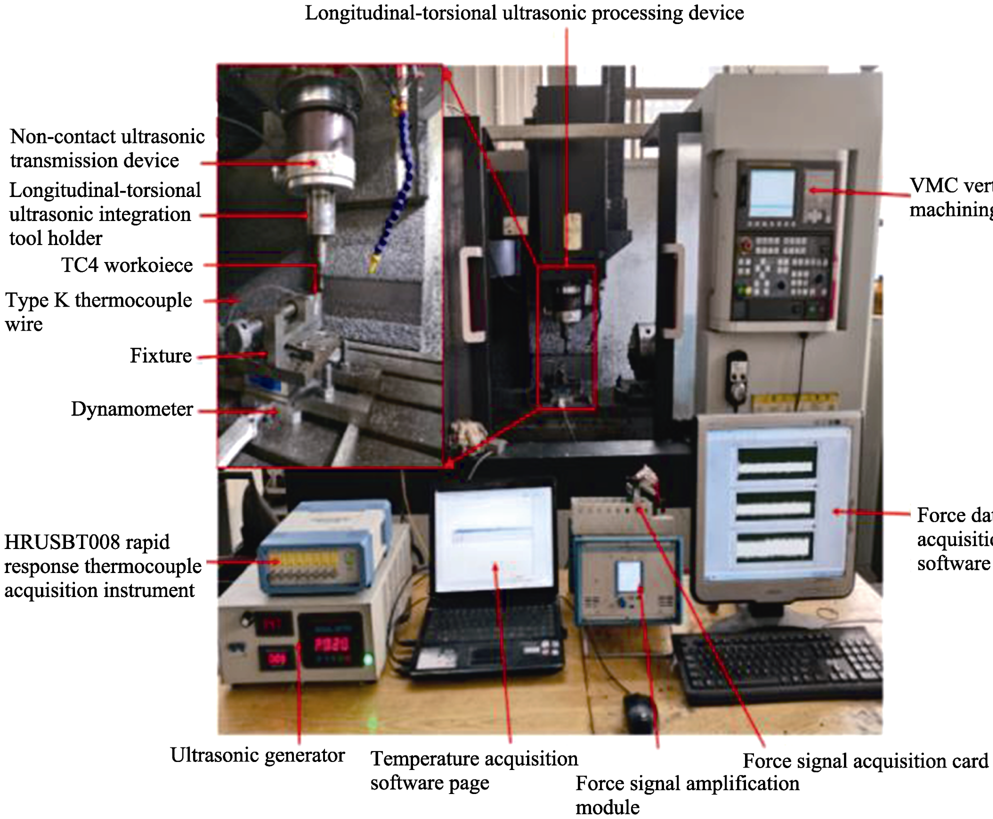
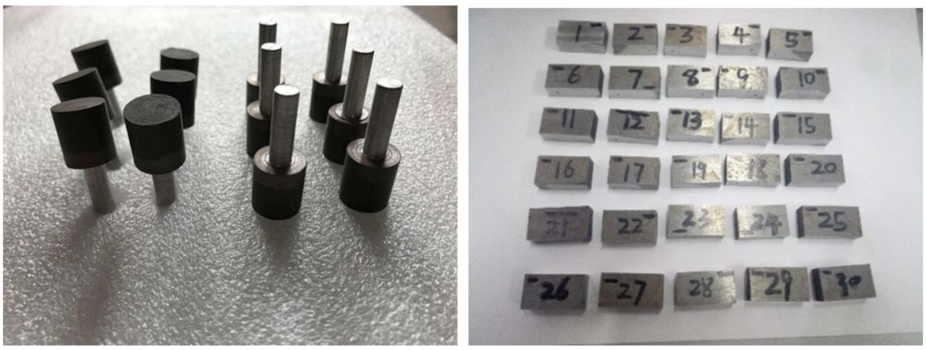


图 10　纵扭超声磨削试验平台

Fig.10 The platform of longitudinal-torsional ultrasonic grinding



a 陶瓷 CBN 砂轮　　b TC4 钛合金工件

图 11　试验所用的砂轮及工件

Fig.11 Wheel and workpiece used in experiments: a) ceramic CBN wheel; b) TC4 titanium alloy workpiece

表 4　单因素磨削试验参数

Tab.4 The experimental parameters of the single factor grinding

Exp. number	Grinding depth a_p/μm	Grinding linear speed v_s/(mm·s^{-1})	Ultrasonic amplitude A_f/μm
1	2, 5, 8, 11	2094	6
2	5	1047, 1571, 2094, 2618	6
3	5	2094	0, 2, 4, 6

磨削加工完成后，选用 X 射线衍射分析仪（LXRD）测量工件表面残余应力状态及数值。在测量过程中，对每个试件选取 5 个点进行测量，并取其平均值作为该试件加工表面残余应力的测量结果。残余应力检测参数见表 5。TC4 钛合金工件加工表面残余应力测试结果如图 12 所示。

表 5　LXRD 检测参数

Tab.5 The detection parameters of LXRD

Voltage/kV	Electric current/mA	Target material	Beta angle/(°)	Bragg angle/(°)	Exposure times	Time of exposure/s	Normal inclination angle/(°)
25~30	25	Cu	±19	140	10	2	±42

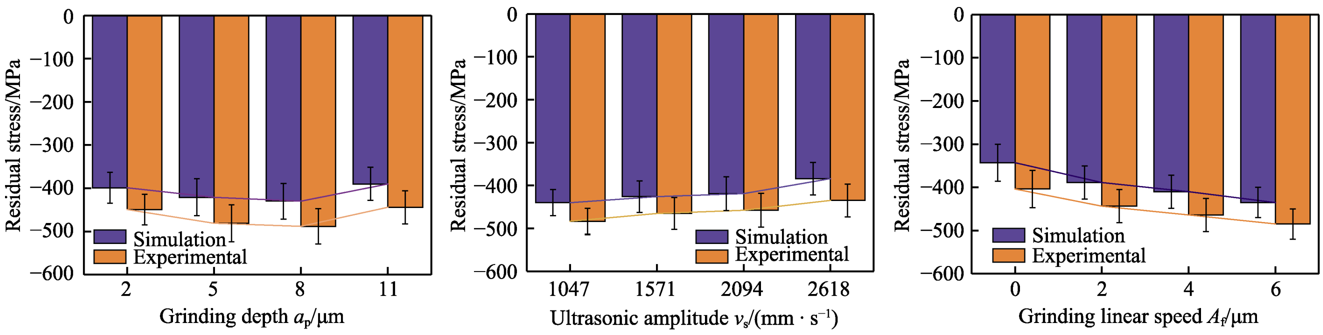


图 12　磨削工艺参数与表面残余应力的影响关系
Fig.12 Relationship between grinding process parameters and surface residual stress: a) grinding depth; b) grinding linear speed; c) ultrasonic amplitude

3.2　试验结果分析

由图 12 可知，纵扭超声磨削加工表面残余应力均为残余压应力，试验结果与有限元仿真结果的最大相对误差为 15%，平均相对误差为 9.8%，且变化规律基本一致，表明本研究所建立的有限元模型可以在一定程度上实现对加工表面残余应力变化趋势的预测。

在图 12a 中，随着磨削深度的增大，工件表面残余压应力值呈现先增大、后减小的变化趋势。因为随着磨削深度的增加，磨削力增大，磨削温度也随之上升，但由于试验所用砂轮具有良好的散热性能，较小的磨削线速度及超声振动的引入，加速了磨削热的散失，并抑制了工件的热塑性变形。因此，磨削深度较小时，热应力对表面残余应力的影响相对较小，表面残余压应力增大。然而，当磨削深度超过 8 μm 时，砂轮与工件的接触弧长和接触时间均变长，磨削温度急剧增大，从而导致工件热塑性变形增强，残余拉应力增大，工件表面残余应力状态虽仍为压应力，但却呈现减小趋势。

在图 12b 中，随着磨削线速度的增大，工件表面残余压应力整体呈现减小趋势。因为当磨削线速度逐渐增加时，单颗磨粒最大未变形切屑厚度减小，磨削力降低，同时磨粒与工件之间的摩擦作用增强，导致磨削区域温度升高。因此，磨削过程中的机械应力作用减弱，热应力作用增强，在两种应力的耦合作用下，工件表面残余压应力整体呈现减小趋势。

在图 12c 中，随着超声振幅的增加，工件表面残余压应力整体呈增大趋势。这是因为随着超声振幅的增加，纵扭超声磨削的高频断续分离切削特性得到加强，磨削力显著降低。同时加快了磨削区域的热量散失，进而使磨削过程中产生的热应力降低，由此产生的残余拉应力也随之降低，从而使工件表面残余压应力呈现增加的趋势。

4　结论

1）纵扭超声磨削 TC4 钛合金表面残余应力模型的分析结果表明，机械应力作用产生的残余压应力数值大于热应力作用产生的残余拉应力，且两种应力之间存在一定的耦合作用范围，反映在工件上的加工残余压应力分布曲线沿工件深度方向呈“对号”状。

2）单颗磨粒纵扭超声磨削有限元仿真模型的仿真结果表明，纵扭超声磨削的应力场分布核心区域主要集中在剪切变形区与耕犁滑移区，且剪切变形作用引起的工件表层应力值明显大于耕犁作用，温度场分布核心区域主要集中于工件表层，最高温度可达 320 ℃。工件加工残余压应力沿工件深度方向先增大，在距离工件表面 0.04 mm 处达到峰值，之后逐渐减小。

3）TC4 钛合金纵扭超声磨削残余应力单因素试验结果表明，纵扭超声磨削加工可消除加工表面的残余拉应力，获得理想的加工表面残余压应力，进而提高 TC4 钛合金的抗疲劳性能。工件表面残余压应力随磨削深度的增加呈现先增大、后减小的趋势，随磨削线速度的增大整体呈现减小趋势，随纵扭超声振幅的增大整体呈现增大趋势。

参考文献：

[1] 任敬心，康仁科，王西彬. 难加工材料磨削技术[M]. 北京：电子工业出版社，2011.
REN Jing-xin, KANG Ren-ke, WANG Xi-bin. Grinding technology of difficult-to-machine materials[M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2011.

[2] 何少杰，杨文玉，郭步鹏，等. 机加工表面残余应力及其疲劳寿命评价的研究进展[J]. 表面技术，2015, 44(6): 120-126.
HE Shao-jie, YANG Wen-yu, GUO Bu-peng, et al. Research progress on evaluation of surface residual stress and fatigue life of machined products[J]. Surface technology, 2015, 44(6): 120-126.

[3] 郑华林，张伟. 超声振动珩磨表面残余应力数值模拟研究[J]. 表面技术，2015, 44(7): 131-136.
ZHENG Hua-lin, ZHANG Wei. Simulation research on the surface residual stress of ultrasonic vibration honing[J].

Surface technology, 2015, 44(7): 131-136.

[4] 牛赢, 焦锋, 赵波, 等. 钛合金 Ti-6Al-4V 纵扭超声铣削残余应力试验研究[J]. 表面技术, 2019, 48(10): 41-51.
NIU Ying, JIAO Feng, ZHAO Bo, et al. Experiment of machining induced residual stress in longitudinal torsional ultrasonic assisted milling of Ti-6Al-4V[J]. Surface technology, 2019, 48(10): 41-51.

[5] 刘文文. 机械加工表面残余应力的有限元模拟与实验研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012.
LIU Wen-wen. Finite element simulation and experiment of residual stress in machined surface[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2012.

[6] LI J, JIA Y K, SHEN N Y, et al. Effect of grinding conditions of a TC4 titanium alloy on its residual surface stresses[J]. Strength of materials, 2015, 47(1): 2-11.

[7] NASKAR A, CHOUDHARY A, PAUL S. Wear mechanism in high-speed superabrasive grinding of titanium alloy and its effect on surface integrity[J]. Wear, 2020, 462-463: 203475.

[8] 贾亚凯, 李静, 沈南燕, 等. 基于 Deform 3D 对磨削表面残余应力的仿真研究[J]. 精密制造与自动化, 2015(2): 7-10.
JIA Ya-kai, LI Jing, SHEN Nan-yan, et al. Simulation of grinding surface residual stress based on Deform 3D[J]. Precise manufacturing & automation, 2015(2): 7-10.

[9] 张昆鹏, 王泽, 刘蕴天. 磨削 T21 钛合金件表面质量的研究[J]. 当代化工研究, 2017(10): 22-24.
ZHANG Kun-peng, WANG Ze, LIU Yun-tian. Study on surface quality of T21 titanium alloy grinding[J]. Modern chemical research, 2017(10): 22-24.

[10] MAROJU N K, JIN Xiao-liang. Effects of vibration assistance on surface residual stress in grinding of Ti6Al4V alloy[J]. Procedia manufacturing, 2017, 10: 171-182.

[11] LI Li-chun, FU Ji-zai, PEKLENIK J. A study of grinding force mathematical model[J]. CIRP annals, 1980, 29(1): 245-249.

[12] 王君明, 叶人珍, 汤漾平, 等. 55 钢 CBN 砂轮平面磨削的磨削力模型研究[J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2010, 30(1): 67-70.
WANG Jun-ming, YE Ren-zhen, TANG Yang-ping, et al. Research on the grinding force model of steel 55 during surface grinding with CBN wheel[J]. Diamond & abrasives engineering, 2010, 30(1): 67-70.

[13] 王君明, 汤漾平, 宾鸿赞, 等. 55 钢平面磨削中未变形磨屑厚度及单位磨削力的研究[J]. 中国机械工程, 2009, 20(10): 1176-1179.
WANG Jun-ming, TANG Yang-ping, BIN Hong-zan, et al. Research on undeformed chip thickness and unit grinding force during surface grinding of 55 steel[J]. China mechanical engineering, 2009, 20(10): 1176-1179.

[14] 邓朝晖. 纳米结构陶瓷涂层精密磨削机理及仿真预报技术的研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2004.
DENG Zhao-hui. The research on the precision grinding mechanisms and simulation prediction techniques for nanostructured ceramic coatings[D]. Changsha: Hunan University, 2004.

[15] 季霞. 微量润滑切削表面残余应力预测建模[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
JI Xia. Predictive modeling of residual stress in minimum quantity lubrication machining[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2014.

[16] JOHNSON G C, BAMMANN D J. A discussion of stress rates in finite deformation problems[J]. International journal of solids and structures, 1984, 20(8): 725-737.

[17] JOHNSON K L. Contact mechanics[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1987.

[18] KOMANDURI R, HOU Zhen bing. Thermal modeling of the metal cutting process—Part II: Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface[J]. International journal of mechanical sciences, 2001, 43(1): 57-88.

[19] KOMANDURI R, HOU Zhen bing. Thermal modeling of the metal cutting process—Part III: Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source[J]. International journal of mechanical sciences, 2001, 43(1): 89-107.

[20] 任敬心, 华定安. 磨削原理[M]. 北京: 电子工业出版社, 2011.
REN Jing-xin, HUA Ding-an. Grinding principle[M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2011.

[21] 毛聪. 平面磨削温度场及热损伤的研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2008.
MAO Cong. The research on the temperature field and thermal damage in the surface grinding[D]. Changsha: Hunan University, 2008.

[22] 惠旭龙, 牟让科, 白春玉, 等. TC4 钛合金动态力学性能及本构模型研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(22): 161-168.
HUI Xu-long, MU Rang-ke, BAI Chun-yu, et al. Dynamic mechanical property and constitutive model for TC4 titanium alloy[J]. Journal of vibration and shock, 2016, 35(22): 161-168.

[23] RECHT R F. Catastrophic thermoplastic shear[J]. Journal of applied mechanics, 1964, 31(2): 189-193.

[24] KAY G. Failure modeling of titanium-6Al-4V and 2024-T3 aluminum with the Johnson-cook material model[J]. Technical rep, 2002, 77: 307.