

DOI : 10.3901/JME.2019.19.221

# 非均匀介质超声铣削系统振动特性研究\*

张存鹰<sup>1,2</sup> 赵波<sup>1</sup>

(1. 河南理工大学机械与动力工程学院 焦作 454150 ;

2. 河南牧业经济学院智能制造与自动化学院 郑州 450046)

**摘要：**采用纵扭复合超声振动铣削进行加工时，由于加工中心等空间受限场合对超声振动系统的尺寸限制，利用四分之一波长理论设计集换能器和复合变幅杆为一体的非均匀介质超声振动变幅系统，在变幅杆部分设计螺旋槽结构实现纵扭共振，并研究纵扭模态转换理论。对非均匀介质变幅系统进行有限元分析，仿真结果表明纵振系统固有频率理论值与仿真值接近，偏差仅为0.245%；对螺旋槽结构进行仿真发现槽深对其对超声变幅系统固有频率、扭纵幅值比例影响较大，螺旋角的影响次之，槽宽影响最小，振动系统测试实验表明固有频率和扭纵幅值比的仿真结果与实验结果变化趋势一致。分别对TC4钛合金和C/C碳纤维进行纵扭超声振动铣削和传统铣削实验对比，结果显示相对于传统铣削，在纵扭超声振动铣削加工中两组材料表面粗糙度值 $R_a$ 分别下降78%和47%。纵扭复合非均匀介质超声振动铣削系统结构简单紧凑、振动幅值和方向可控性较好，采用纵扭超声振动铣削能有效提高工件表面加工质量。

**关键词：**纵扭复合振动；超声铣削；非均匀介质；螺旋槽；扭纵幅值比；表面质量

中图分类号：TH6

## Vibration Characteristics of the Longitudinal-torsional Composite Inhomogeneous Media Ultrasonic Milling System

ZHANG Cunying<sup>1,2</sup> ZHAO Bo<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical and Power Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000;

2. College of Intelligent Manufacturing and Automation,  
Henan University of Animal Husbandry and Economy, Zhengzhou 450046)

**Abstract :** The material is processed by the longitudinal-torsional(L-T)composite ultrasonic vibration milling. Due to the size limitation of the ultrasonic vibration system, the 1/4 wavelength theory is used to design the inhomogeneous media ultrasonic variable amplitude system with the combination of the transducer and the composite horn. Longitudinal-torsional resonance is realized by designing spiral grooves on the horn, and the modal transformation theory of L-T vibration is analysed. The finite element analysis of the L-T composite inhomogeneous media ultrasonic variable amplitude system is studied. The simulation results show that the theoretical value of the natural frequency is close to the simulation value. The deviation is only 0.245%. The performed analysis of helical grooves structural characteristics reveal that the depth has great influence on the natural frequency and the amplitude ratio of the torsional-longitudinal, the influence of the helical angle is second, and the width has the smallest effect on the system performance. The test experimental data of the natural frequency and torsional-longitudinal amplitude ratio have the same trend with the simulation results. Through the comparison of two machining experiments with and without L-T ultrasonic vibration, the results show that the surface roughness values of TC4 and C/C carbon fibre in the L-T ultrasonic vibration milling are dropped by 78% and 47%. The structure of L-T inhomogeneous media ultrasonic vibration milling system is compact, which vibration amplitude and direction can be controlled reliably, meanwhile, the L-T composite ultrasonic vibration milling can effectively improve the workpiece surface processing quality.

**Key words :** longitudinal-torsional composite vibration ; ultrasonic milling; inhomogeneous media ; helical grooves ; amplitude ratio of the torsional-longitudinal ; surface quality

\* 国家自然科学基金资助项目(51475148 ,U1604255)。20181010 收到初稿，  
20190410 收到修改稿

## 0 前言

钛合金、陶瓷材料等先进材料由于其硬度高、比强度高等特性在航天航空、精密仪器、军工等领域的应用日益广泛,同时该类材料本身的硬脆性、加工温度高等特点又导致其在传统切削时易出现加工效率低、表面质量差等现象。超声振动加工在刀具或工件上附加了高频微幅振动使其接触瞬间发生能量聚集,被加工材料局部受到巨大冲击力致使内部快速疲劳导致切削加工性能改变,且其间断性切削特点使加工区域温度下降可延长刀具使用寿命。而纵扭复合超声振动加工相对于其他振动方式具有更显著的优点,能够有效改善切削过程和切削质量<sup>[1-3]</sup>。皮钧等<sup>[4]</sup>对纵扭共振旋转超声切削的运动特性和系统动力学进行研究,并通过切削实验验证了纵扭共振切削比单一方向振动具有更好的加工特性。唐军等<sup>[5-7]</sup>设计了纵振复合超声共振系统,对分离型纵扭复合超声系统的运动特点进行分析并建立动力学模型,研究系统的稳定性且进行预测。罗傲梅等<sup>[8]</sup>提出了纵扭复合超声振动深滚加工过程中工艺参数对表面强度的影响,发现在特定加工参数范围内纵扭复合超声振动深滚工艺获得的表面显微硬度高于同等参数下传统加工的硬度值,该工艺具有良好的表面强化效果。

由换能器和变幅杆组成的分体式超声振动结构尺寸较大,在微型加工中心等某些极限加工条件下受空间限制无法满足刀具安装要求,超声振动系统的整体尺寸将被控制在一定范围内,需要将超声换能器和变幅杆进行整体式设计。换能器和变幅杆的传播介质不同,应进行非均匀介质理论研究。整体式超声振动系统已有相关理论研究及试验分析,且取得一定的研究成果。李贵花<sup>[9]</sup>分析波动方程和振速方程,以理论分析和有限元仿真方法对带有四分之一波长指数形复合变幅杆的超声换能器进行研究设计。李军等<sup>[10]</sup>研究了超声换能器共振频率受螺栓长度、直径、位置等因素的影响结果。谢歆鑫等<sup>[11]</sup>分析了后置紧固螺栓对换能器性能的影响。秦雷等<sup>[12]</sup>采用等效电路理论对复合变幅杆换能器的频率方程进行推导,研究电极片对压电振子密度、声速等因素影响且对相关参数进行修正。HASSAN<sup>[13]</sup>按照理论计算、有限元分析和实验等方法研究了模态转换型纵扭复合超声换能器的设计方法。

本文设计了纵扭复合非均匀介质超声振动铣削系统,对纵扭复合超声振动铣削加工系统的运动学和动力学特性进行分析。通过等效网络法和传输线

方程法进行超声换能器和变幅杆频率方程推导,并研究纵扭复合振动的实现及其模态转换相关理论,通过设计螺旋槽的方式改变复合变幅杆结构来实现模态转换,仿真和试验发现变幅杆的纵扭模态转换效应受螺旋槽的螺旋角、槽深、槽宽等结构参数影响。对 TC4 型钛合金和 C/C 碳纤维复合材料进行纵扭超声振动铣削试验和普通铣削试验对比,结果表明在纵扭复合超声振动铣削方式下铣削力下降,材料加工机理发生改变且加工表面质量较普通铣削有明显改善。

## 1 非均匀介质超声振动铣削系统

### 1.1 系统结构设计

如图 1 所示,超声振动系统由超声波发生器、超声换能器、变幅杆和工具头等部分组成。系统由超声电源产生高频电信号,为便于超声振动系统与加工机床高度集成可设计无线传输电磁感应盘结构进行能量传输。超声振动系统受整体结构尺寸限制,因此需要将超声换能器和变幅杆进行非均匀介质整体式设计。超声振动系统的研究方法有解析法<sup>[14]</sup>、有限元法<sup>[15]</sup>、等效电路法<sup>[16]</sup>、四端网络法<sup>[17-18]</sup>、传输线方程法等<sup>[19]</sup>,本文通过等效网络法和传输线方程法设计换能器和螺旋变幅杆的结构尺寸。采用夹心式换能器,压电陶瓷堆将下感应盘输出的高频电信号通过压电效应转换成高频机械振动传输给变幅杆和刀具,螺旋槽结构对机械振动进行方向和振幅改变以满足加工要求。

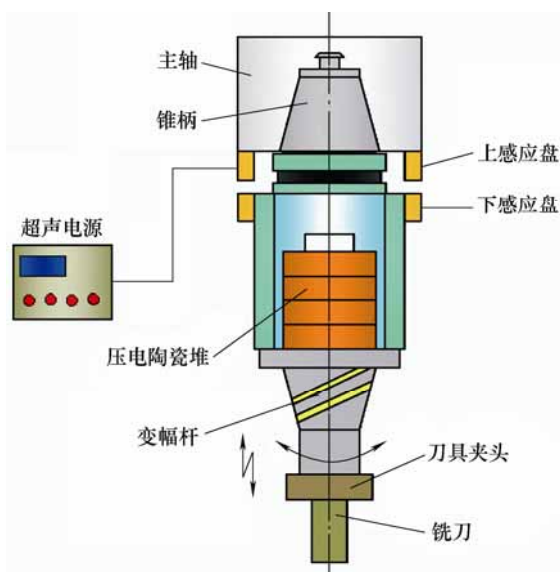


图1 非均匀介质整体式超声振动铣削系统结构

### 1.2 纵扭复合超声振动铣削系统运动学分析

纵扭复合超声振动铣削系统在工作过程中对刀

具施加沿轴向和周向的高频振动，即刀具在产生主轴旋转运动、刀具进给运动的同时还被施加轴向振动和扭转振动。

运动学模型如图 2 所示，其中主轴旋转运动和扭转振动发生在  $X$ - $Y$  平面内沿刀具圆周方向，该方向运动可分解为  $X$  方向和  $Y$  方向的直线运动；而进给运动为  $X$  方向；轴向振动则沿  $Z$  方向运动。对刀具施加的轴向振动和扭转振动为周期性运动，可以得到铣刀刀刃在  $X$ 、 $Y$ 、 $Z$  方向的位移为

$$\begin{cases} f(x) = (v_x + v_f) \cdot t + r \cdot \sin(\omega t - n\phi) + A \sin(2\pi f t) \\ f(y) = v_y \cdot t + r \cdot \cos(\omega t - n\phi) + B \sin(2\pi f t) \\ f(z) = C \sin(2\pi f t + \psi) \end{cases} \quad (1)$$

式中， $v_x$  为切向速度； $v_y$  为法向速度； $v_f$  为进给速度； $t$  为切削时间； $r$  为刀具半径； $n$  为刀齿数量；

为齿间角；为刀具旋转频率；为扭转和纵振相位角； $F$  为振动频率； $A$ 、 $B$ 、 $C$  为  $X$ 、 $Y$ 、 $Z$  方向的振幅。 $v_x$  和  $v_y$  是主运动切削速度  $V$  在  $X$ - $Y$  平面内的分解， $v_f$  相对于切削速度  $V$  很小。

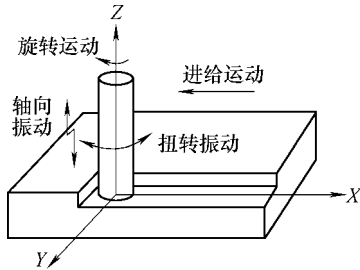


图 2 纵扭复合振动刀具切削运动学模型

刀具被施加纵扭复合振动后其运动轨迹受相位角  $\psi$  影响发生周期性变化，当相位角  $\psi=90^\circ$  时刀尖轨迹如图 3 所示，从  $Q_0$  点经历  $Q_1$ 、 $Q_2$ 、 $Q_3$ 、 $Q_4$ 、 $Q_5$ 、运动到  $Q_6$  点为纵扭超声振动铣削的一个完整振动周期， $Q_0$ - $Q_1$ - $Q_2$  为切入区， $Q_2$ - $Q_3$ - $Q_4$ - $Q_5$  为切出区， $Q_5$ - $Q_6$  为分离区，当刀尖到达  $Q_4$  时，刀具与工件的摩擦力方向发生反转。

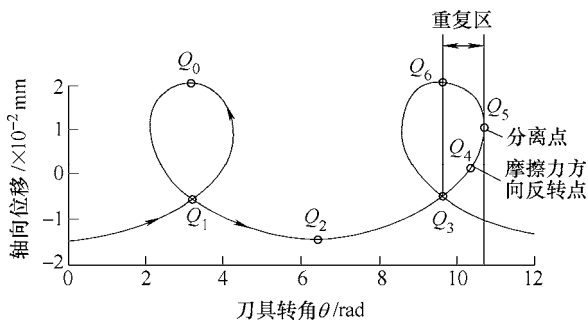


图 3 纵扭复合振动刀尖运动轨迹(90° 相位角)

由式(1)可知纵扭复合超声振动时刀尖运动速度为普通铣削时切削速度与振动产生脉冲速度的合速度，其方向和大小随振动相位角发生周期性变化，此变化使刀具切削刃相对工件的工作角度产生连续变化，相位角  $\psi=0^\circ$  时工作角增量由正到负， $\psi=90^\circ$  时工作角增量亦由正到负变化但负工作角增量区间增大。纵振导致刀具切削刃与工件表面分离，前刀面与切屑分离，后刀面与工件分离，降低切屑流出难度，使冷却液更容易进入刀具表面；扭振则可实现前刀面与切屑之间摩擦力方向发生反转促进切屑排出，抑制积屑瘤产生的同时改善已加工表面质量<sup>[20]</sup>。

### 1.3 纵扭复合超声振动铣削系统动力学分析

如图 4 所示，在纵扭复合超声振动铣削过程中刀具和工件组成了两个弹性阻尼振动系统，分别是阻尼为  $C_Z$ 、弹性系数为  $K_Z$  的轴向自由振动系统和位于  $X$ - $Y$  平面内阻尼为  $C_\theta$ 、弹性系数为  $K_\theta$  的扭转自由振动系统。 $C_\theta$ - $K_\theta$  扭转振动系统又可分解为  $X$ - $Y$  平面内两个阻尼和弹簧形成的单自由度振动系统  $C_X$ - $K_X$  和  $C_Y$ - $K_Y$ 。

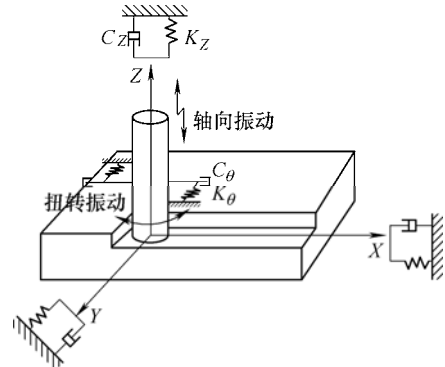


图 4 纵扭复合振动刀具切削动力学模型

由于超声振动铣削的周期脉冲性特点，其铣削力可以表达为

$$\begin{aligned} F_i(t) &= F_i + f_i \sin(\omega t) \\ i &= x, y, z \end{aligned} \quad (2)$$

式中， $F_i(t)$  为刀刃在  $X$  方向的切向力、 $Y$  方向的法向力和  $Z$  方向的轴向力。相应的动力学方程为

$$\begin{aligned} M_i \frac{\partial^2 s_i}{\partial t^2} + C_i \frac{\partial s_i}{\partial t} + k_i &= F_i(t) \\ i &= x, y, z \end{aligned} \quad (3)$$

式中， $M_i$  为刀具的质量； $C_i$  为刀具的阻尼； $k_i$  为刀具刚度； $s_i$  为由  $F_i(t)$  导致的刀刃在各个方向上产生的变形量。单个切削刃从切入到切出的过程中由于切屑厚度的变化，导致切削力的大小和方向也周期性改变。

普通铣削的附加振动位移是被动施加的且具备随机性,这种振动将会影响加工表面质量,产生表面刀具振痕。与普通铣削相比纵扭超声振动铣削是高频断续切削,它将改善切削刃在切削过程中的切削状态,提高系统切削稳定性并对切削力和切削厚度进行有效控制。

如图 5 所示纵扭超声振动铣削系统的稳定性图谱位于普通铣削上方,由于振动铣削时径向切深变化导致实际铣削角度增大,即每齿切削时间延长,轴向切深极值随主轴转速增加而逐渐增加<sup>[21]</sup>,系统切削稳定性提高;超声振动铣削过程中铣削力以脉冲形式存在,纵向振动增加了轴向切深占空比,导致刀具对工件的动态铣削力降低;扭转振动则通过增加切削厚度占空比来实现动态切削力下降。因此纵扭超声振动铣削系统振动位移量小于普通铣削,对刀具轴向和扭转方向的振动均产生抑制作用。

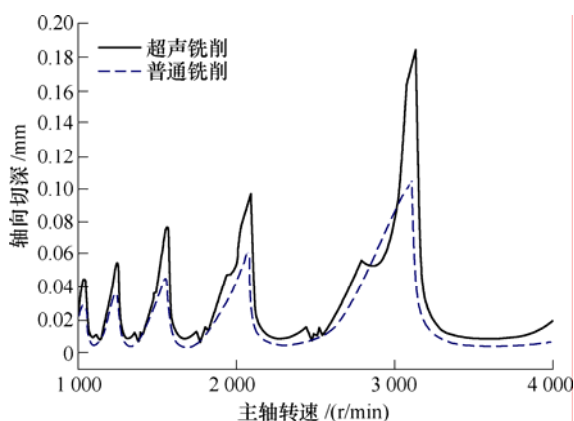


图 5 稳定性叶瓣图

## 2 纵扭复合非均匀介质变幅系统设计

非均匀介质超声变幅系统整体为半波长,集换能器和复合螺旋变幅杆两部分功能为一体。如图 6 所示,螺母 1、后盖板 3 和压电陶瓷堆 4 作为一个集成实现将高频电信号转换为高频机械振动;前盖板 6 作为复合变幅杆将机电转换后的高频振动进行幅值和方向的变换。将法兰盘 5 设置在压电陶瓷堆右侧极限位置,即以该位置为节面向两端分别进行四分之一波长设计,螺栓 2 将各部分连接起来。也可以根据需要整体设计为半波长的整倍数,相应的两侧各增加  $1/4$  波长整倍数。左侧换能器部分压电陶瓷堆轴向极化,产生单激励纵向振动;右侧复合变幅杆的圆锥面上设计多线螺旋槽,依据声的折射作用等将纵向振动转换为纵扭共振模式。

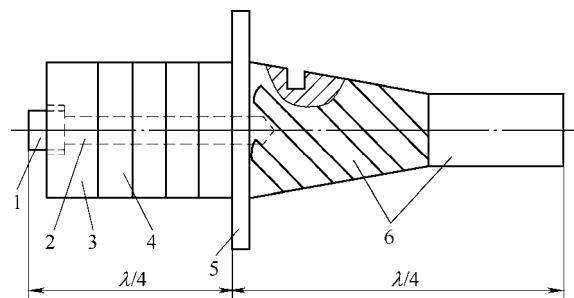


图 6 非均匀介质整体式超声变幅系统

1. 螺母 2. 螺栓 3. 后盖板 4. 压电陶瓷堆  
5. 法兰盘 6. 前盖板(螺旋式复合变幅杆)

### 2.1 左侧 $\lambda/4$ 换能器频率方程的等效网络法设计

图 7 所示,节面左侧四分之一波长由螺母、反射端和压电陶瓷堆组成,最左侧螺母端面位移最大,而压电陶瓷堆右侧面位移为零。

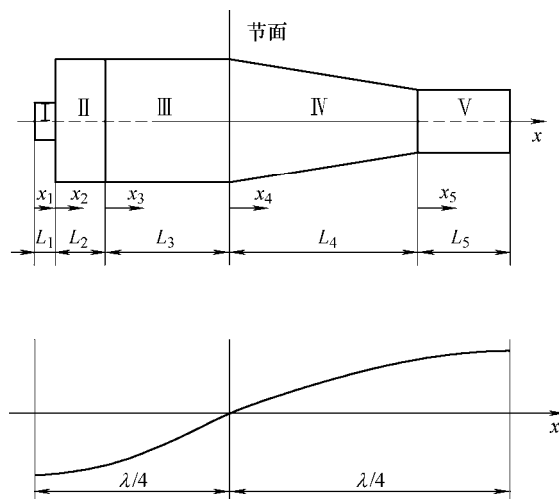


图 7 纵振型非均匀介质超声变幅系统

均匀等截面杆纵振位移函数为

$$\xi(x) = A \sin(kx) + B \cos(kx) \quad (4)$$

振速  $v = j\omega\xi$ , 均匀等截面杆纵振振速方程为

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + k^2 \cdot v = 0 \quad (5)$$

则振速方程通解为

$$v(x) = A \sin(kx) + B \cos(kx) \quad (6)$$

外力

$$F(x) = S \cdot E \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x} = S \cdot E \cdot \frac{\partial (v/j\omega)}{\partial x} = -jS\rho c(A \cos kx - B \sin kx) \quad (7)$$

式中,  $S$  为截面积;  $E$  为弹性模量;  $\rho$  为密度;  $c$  为声速;  $k$  为圆波数;  $\omega$  为角频率;  $A$ 、 $B$  为待定系数。

根据力电类比可以得到任意截面杆的等效四端网络如图 8 所示。

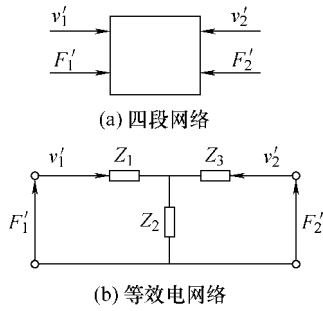


图 8 任意截面杆等效网络图

边界条件

$$\begin{aligned} F'_1 &= -F'(0) & F'_2 &= -F'(L) \\ v'_1 &= v'(0) & v'_2 &= -v'(L) \end{aligned} \quad (8)$$

式中,  $L$  为单一等截面杆长度。

当杆件为单一等截面杆时, 将边界条件式(8)代入振速方程式(6)和外力方程式(7), 得到外力与振速的关系表达式(9)

$$\begin{cases} F'_1 = \frac{\rho c S}{j \tan(kL)} v'_1 + \frac{\rho c S}{j \sin(kL)} v'_2 \\ F'_2 = \frac{\rho c S}{j \sin(kL)} v'_1 + \frac{\rho c S}{j \tan(kL)} v'_2 \end{cases} \quad (9)$$

式中,  $F'_1$ 、 $F'_2$  为单一杆等效四端网络输入输出端的外力;  $v'_1$ 、 $v'_2$  为振速。相应地, 等截面杆的等效四端网络中等效阻抗可表示为

$$\begin{cases} Z_1 = Z_3 = \frac{\rho c S}{j \tan(kL)} - \frac{\rho c S}{j \sin(kL)} \\ Z_2 = \frac{\rho c S}{j \sin(kL)} \end{cases} \quad (10)$$

压电陶瓷堆等效电路<sup>[22]</sup>见图 9。

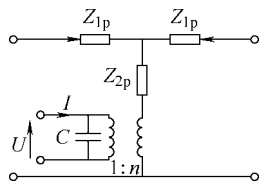
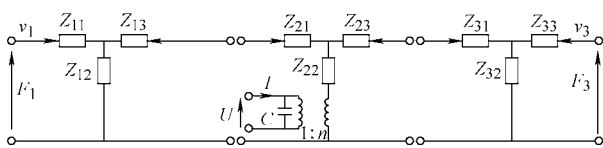


图 9 压电陶瓷堆等效电路图

将左侧三部分的等效网络连起来组成左侧  $\lambda/4$  换能器的整体等效电路如图 10 所示。

图 10 左侧  $\lambda/4$  换能器等效电路图

左侧螺母、反射端和压电陶瓷堆各部分的等效机械阻抗为

$$\begin{cases} Z_{i1} = Z_{i3} = \frac{\rho_i c_i S_i}{j \tan(k_i L_i / 2)} \\ Z_{i2} = \frac{\rho_i c_i S_i}{j \sin(k_i L_i)} \end{cases} \quad i=1,2,3 \quad (11)$$

图 7 中波形所示, 左侧  $\lambda/4$  换能器的边界和连续条件为

$$\begin{aligned} F_1(0) &= 0 & F_1(L_1) &= F_2(0) & F_2(L_2) &= F_3(0) \\ v_1(L_1) &= v_2(0) & v_2(L_2) &= v_3(0) & v_3(L_3) &= 0 \end{aligned} \quad (12)$$

式中,  $F_1$ 、 $F_2$ 、 $F_3$  为左侧  $\lambda/4$  换能器上、各段的外力;  $v_1$ 、 $v_2$ 、 $v_3$  为相应的振速。

根据式(12)可得、三部分对应的等效阻抗, 最终推导节面左侧四分之一波长换能器频率方程为

$$\begin{aligned} \frac{Z}{Z} \cdot \tan(k_1 L_1) \cdot \tan(k_3 L_3) + \frac{Z}{Z} \cdot \tan(k_2 L_2) \cdot \tan(k_3 L_3) + \\ \frac{Z}{Z} \cdot \tan(k_1 L_1) \cdot \tan(k_2 L_2) = 1 \end{aligned} \quad (13)$$

式中  $Z = \rho_1 c_1 S_1$ ;

$Z = \rho_2 c_2 S_2$ ;

$Z = \rho_3 c_3 S_3$ 。

2.2 右侧  $\lambda/4$  复合变幅杆频率方程的传输线法设计  
节面右侧四分之一波长为圆锥和圆柱组成的两段式复合变幅杆, 可以采用传输线方程法进行计算。

圆锥杆的纵振位移函数和应变函数为

$$\begin{cases} \xi(x) = \frac{1}{x - \frac{1}{\alpha}} [A \cos(k_4 x) + B \sin(k_4 x)] \\ \frac{\partial \xi}{\partial x}(x) = \frac{1}{x - \frac{1}{\alpha}} (-A k_4 \sin k_4 x + B k_4 \cos k_4 x) - \\ \frac{1}{(x - \frac{1}{\alpha})^2} (A \cos k_4 x + B \sin k_4 x) \end{cases} \quad (14)$$

$$\alpha = \frac{D_1 - D_2}{D_1 \cdot l}$$

式中,  $D_1$ 、 $D_2$  为圆锥大小端直径;  $l$  为圆锥长度。

如图 6, 四分之一波长两段式变幅杆圆锥小端与圆柱相连接, 根据传输线方程理论可得圆锥杆和圆柱杆的纵振传输声阻抗为

$$\begin{cases} Z = \frac{-ES \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x}(x)}{j \omega \xi(x)} \\ Z = j \rho_5 c_5 S \cdot \tan(k_5 L_5) \end{cases} \quad (15)$$

圆锥杆的大端为节面, 有边界条件



$$\xi(x)|_{x=0}=0 \quad (16)$$

将边界条件式(16)代入式(14), 可得  $A=0$ 。

在圆锥杆 和圆柱杆 连接面处, 左右两侧机械阻抗相等, 得连续条件

$$Z(L_4)=Z(0) \quad (17)$$

将式(15)、(16)代入式(17), 经化简得节面右侧四分之一波长复合变幅杆纵振频率方程为

$$\frac{\rho_4 c_4}{\rho_5 c_5} [\cot(k_4 L_4) + (1/k_4 / L_4) \cdot (N-1)] = \tan(k_5 L_5) \quad (18)$$

### 2.3 螺旋槽的纵扭模态转换

实现纵扭共振模式的方式有很多种<sup>[23-25]</sup>, 例如同时采用轴向极化和切向极化的压电陶瓷片; 或者采用垂直分布的两组纵向超声振动系统; 还可以通过合理设计前盖板的几何结构来实现模式转换<sup>[26]</sup>。本文采用上述第三种方法, 在复合变幅杆上设计多头螺旋槽, 利用声波折射和反射原理使原本的纵波转换为横波<sup>[27]</sup>, 实现纵扭共振。

如图 11a 所示, 圆锥段上开数条螺旋槽, 变幅杆形状发生改变, 此时圆锥段的几何结构由两部分组成, 包括外部开槽部分和内部实心部分。任意截面上的力也由这两部分组成, 即  $F=F_A+F_B$ ,  $F_A$  和  $F_B$  的比例取决于槽深  $h$ ,  $h=R-r$ , 式(19)显示  $F_B$  单调递增, 其随  $h$  的增加而增加。

$$F_B = \frac{(2Rh - h^2)F}{R^2} \quad (19)$$

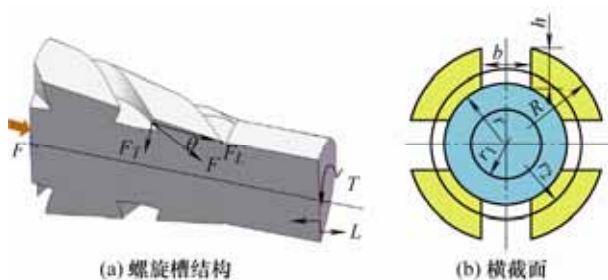


图 11 圆锥段螺旋槽结构及截面

内部实心部分截面上的力  $F_A$  的方向不变, 而外部开槽部分截面上的力  $F_B$  则沿槽方向发生改变, 与  $F$  成 夹角。而  $F_B$  又可分解为纵向分力  $F_{BL} = F_B \times \cos \theta$  和切向分力  $F_{BT} = F_B \cdot \sin \theta$ 。因此截面上的纵向力为  $F_L = F_A + F_B \cdot \sin \theta$ , 切向力为  $F_T = F_B \cdot \sin \theta$ 。纵向力  $F_L$  产生纵振模态, 而横向力  $F_T$  则产生扭振模态, 截面上扭矩为

$$M = \int r q dS \quad (20)$$

式中,  $q$  指截面上单位面积的剪切力;  $S$  指圆锥截面面积。

如图 11b 所示, 截面面积  $S = S_A + S_B$ 。

$$S_A = \pi r_1^2 \quad 0 < r_1 < r \quad (21)$$

$$S_B = \pi r_2^2 - \pi \left[ (r_2 - b/2)^2 - (r - b/2)^2 \right] =$$

$$\pi r_2 b + \pi r^2 - \pi r b$$

$$r < r_2 < R \quad (22)$$

$$dS_A = 2\pi r_1 dr_1 \quad (23)$$

$$dS_B = \pi b dr_2 \quad (24)$$

圆锥段部分任意截面上的扭矩为

$$M = \int_0^r r_1 \frac{F_T}{\pi r_1^2} 2\pi r_1 dr_1 + \int_r^R r_2 \frac{F_T}{\pi r_2 b + \pi r^2 - \pi r b} \pi b dr_2 \quad (25)$$

进一步简化, 将  $F_T = F_B \cdot \sin(\theta)$  和式(19)代入式(25)可得

$$M = \frac{(2Rh - h^2)F \sin(\theta)}{R^2} \left[ r + R - \frac{r^2 - rb}{b} \times (\ln |bR + r^2 - rb| - \ln |br + r^2 - rb|) \right] \quad (26)$$

由式(26)可知开螺旋槽的变幅杆截面上的扭矩与槽的高度  $h$ 、宽度  $b$  和螺旋角  $\theta$  以及圆锥两端半径  $R$  和  $r$  等因素相关, 当半径确定时扭矩随高度  $h$  的增加而增加, 与螺旋角  $\theta$  成正弦关系, 其在一定范围区间内可以取得峰值。

## 3 超声振动系统有限元仿真及试验

### 3.1 模态仿真

为了更好地实现能量传递, 前盖板采用 TC4, 后盖板采用 45 钢, 压电陶瓷采用轴向极化的 PTZ8, 材料具体参数见表 1。根据方程式(13)和方程式(18)计算 35 kHz 时纵振非均匀介质变幅杆各段长度, 圆锥杆两端半径分别为  $R=16$  mm,  $r=11$  mm。

表 1 非均匀介质超声变幅杆各部分材料参数表

序号	材料	弹性模量 $E/\text{GPa}$	密度 $\rho/(\text{kg}/\text{cm}^3)$	声速 $c/(\text{m}/\text{s})$
1	45 钢	210	7.85	5 170
2	PTZ8	76.5	7.55	3 100
3	TC4	110	4.4	6 100

节面左侧四分之一波长尺寸由于受压电陶瓷堆尺寸限制即  $L_3$  已知为 19 mm, 螺母长度  $L_1$  为 6 mm, 通过左侧频率方程可求出反射端后端盖长度  $L_2$  为 3.5 mm; 而节面右边四分之一波长变幅杆的尺寸可以根据具体加工要求进行设计, 圆锥端长度  $L_4$  为 30 mm, 则右侧频率方程计算得圆柱段长度  $L_5$  为 34.91 mm。三维建模 ANSYS 中进行模拟仿真, 模态仿真

结果显示纵振变幅系统纵振固有频率 34 914 Hz ,与理论值 35 000 Hz 的误差为 0.245%。

如图 12 所示 ,在超声变幅系统的发射端设计螺旋槽结构来实现纵扭共振,由于力的分解导致原本的纵振模态转变成纵扭共振模态,小圆柱端纵振幅值最大,扭振幅值沿径向随着半径的增加而增加,最大半径处扭振幅值最大。由于模态发生变化,波在同一种介质中的纵波声速和横波声速不同,开槽后的变幅系统固有频率发生了一定的变化。

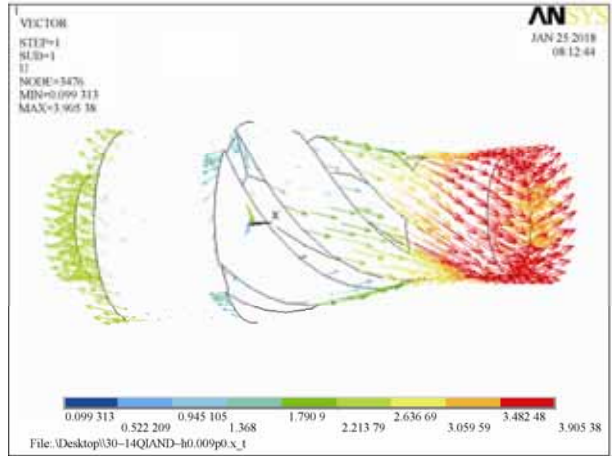


图 12 纵扭复合非均匀介质超声变幅系统仿真

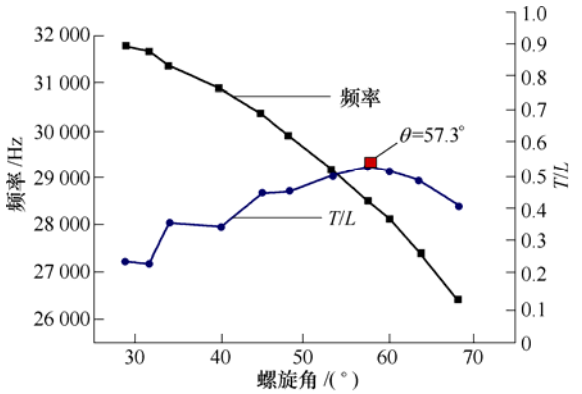
采用不同的螺旋槽参数进行模拟,仿真结果如表 2 所示。

表 2 螺旋槽参数仿真结果

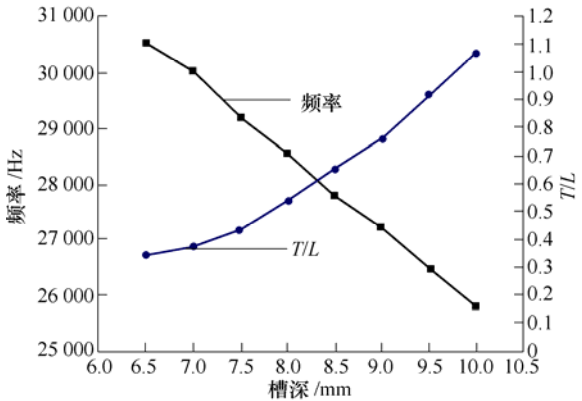
螺旋角 $\theta/(^{\circ})$	33.8	40	45	53	57.3	60	68
频率 $f/\text{Hz}$	31 383	30 905	30 341	29 148	28 520	28 162	26 428
扭纵比 $T/L$	0.362	0.35	0.454	0.506	0.534	0.519	0.414
槽深 $h/\text{mm}$	6.5	7	7.5	8	8.5	9	10
频率 $f/\text{Hz}$	30 521	30 001	29 163	28 520	27 786	27 239	25 786
扭纵比 $T/L$	0.341	0.373	0.435	0.532	0.653	0.763	1.006
槽宽 $b/\text{mm}$	4	5	6	7	8	9	10
频率 $f/\text{Hz}$	29 092	28 767	28 520	28 172	27 938	27 715	27 516
扭纵比 $T/L$	0.482	0.505	0.532	0.557	0.562	0.549	0.525

3.1.1 螺旋角  $\theta$  变化时螺旋槽仿真结果(槽深、槽宽不变)

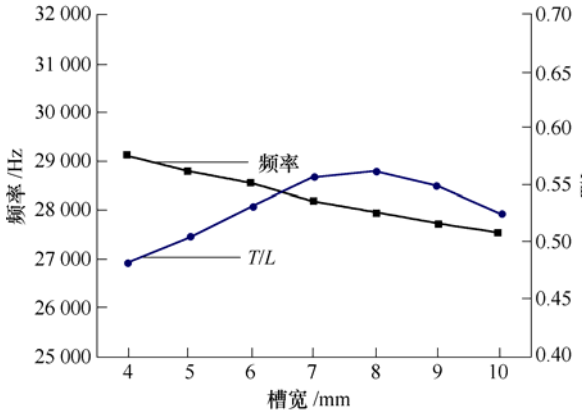
当  $h=8\text{ mm}$  ,  $b=6\text{ mm}$  时 ,  $\theta$  从  $30^{\circ}$  到  $70^{\circ}$  逐渐变化,螺距逐渐减小,在圆锥段上螺旋槽的路径逐渐变大,去除材料量增加,导致非均匀介质纵扭超声变幅系统固有频率逐渐下降,而末端扭纵幅值比例则先增大后减小,在螺旋角  $\theta=57.3^{\circ}$  时取得最大扭纵比 53.4%,见图 13a。



(a) 不同螺旋角结构仿真



(b) 不同槽深结构仿真



(c) 不同槽宽结构仿真

图 13 螺旋槽结构仿真结果

3.1.2 槽深  $h$  变化时螺旋槽仿真结果(螺旋角、槽宽不变)

当  $\theta=57.3^{\circ}$  ,  $b=6\text{ mm}$  时 ,  $h$  从  $6.5\text{ mm}$  到  $10\text{ mm}$  之间变化。当槽深  $h$  增加时,去除材料量增加,截面上扭转分量增加,导致非均匀介质纵扭超声变幅系统固有频率逐渐下降,而末端扭纵幅值比例则逐渐增加,并且变化灵敏度较大,当  $h=6.5\text{ mm}$  时扭纵比例仅为 34%,当  $h=10\text{ mm}$  时,扭纵幅值比例则达到 107%。这也与前面所述螺旋槽部分截面扭矩为槽深  $h$  的单调上升函数相符合。因此在保证刚度的情况下适当地提高螺旋槽深度将有利于提高扭转振动幅值,见图 13b。

### 3.1.3 槽宽 $b$ 变化时螺旋槽仿真结果(螺旋角、槽深不变)

当  $\theta=57.3^\circ$ ,  $h=8$  mm 时,  $b$  从 4mm 到 10 mm 之间变化。当槽宽  $b$  增加时, 去除材料量增加, 固有频率逐渐下降, 扭纵幅值比例先增大后变小, 在  $b=8$  mm 时取得最大比例为 56.2%。但整体上变化较为平稳, 改变槽宽  $b$  对固有频率和扭纵幅值比例影响较小, 见图 13c。

### 3.2 非均匀介质变幅系统安装及测试实验

非均匀介质整体式超声变幅系统由后盖板(反射端)、压电陶瓷材料、铜电极片、前盖板(发射端)、联接螺栓等各部分组成。为保证整体式超声振动系统工作的稳定性和可靠性, 安装时应严格执行相关标准。所有结合面需要进行精磨达到一定的粗糙度要求, 以保证变幅器各结合面间紧密贴合利于波的传递。压电陶瓷堆由偶数片端面极化的 PZT-8 压电陶瓷片和相应数量电极片组成, 相邻两压电陶瓷片的纵向极化方向相反, 压电陶瓷片净化后通过专用粘合剂进行粘合并进行老化处理。压电陶瓷片预应力为  $3\ 000 \sim 3\ 500$  N/cm<sup>2</sup>, 根据压电陶瓷片的面积和联接螺栓的横截面积, 计算变幅器预紧力, 并通过测力矩扳手施加预紧力, 以保证变幅器轴向力, 进一步保障结合面间紧密贴合。为了避免制造安装等误差造成的节面处震动, 在法兰处采用隔震槽设计以减少能量损失。纵扭复合非均匀介质整体式超声变幅系统如图 14 所示。



图 14 纵扭复合非均匀介质超声变幅系统

采用 PV70A 型阻抗分析仪对非均匀介质纵振系统和纵扭系统分别进行系统固有频率、动态电阻和品质因数等参数的测量。

纵振系统测量实际固有频率值为 33 754 Hz, 低于理论设计频率 35 000 Hz 和仿真值 34 915 Hz, 误差为 3.56%, 动态电阻值  $R_1=21.002$  ohm, 品质因数  $Q_m=688.77$ , 均在合理范围内系统发热较小。纵扭系统测量结果见表 3, 实际固有频率值随螺旋槽角度的增大而降低。

表 3 纵扭系统阻抗测试结果

螺旋角 $\theta/(^\circ)$	33.8	40	45	53	57.3	60	68
频率 $f/\text{Hz}$	30 783	30 297	29 739	27 886	27 167	26 839	25 002
动态电阻 $R_1/(\Omega)$	12.56	20.33	17.45	15.21	24.76	30.01	14.84
品质因数 $Q_m$	579.3	623.5	489.8	531.4	490.5	678.1	433.2

向纵扭复合非均匀超声变幅系统施加单向激励, 发射末端将同时产生纵振和扭转振动, 用基恩士 LK-G10 激光位移传感器分别测量末端的纵振幅值和扭振幅值, 如图 15 所示。由仿真结果已知槽宽  $b$  对系统性能影响较小, 因此试验分两组进行, 第一组槽深  $h=8$  mm 和槽宽  $b=6$  mm 不变, 在  $30^\circ$  到  $70^\circ$  之间变换螺旋角  $\theta$ , 当螺旋角逐渐增大时, 纵振幅值在  $7.1\ \mu\text{m}$  和  $6.3\ \mu\text{m}$  之间变化, 而扭振幅值在  $1.8\ \mu\text{m}$  到  $3.4\ \mu\text{m}$  之间变化, 纵振幅值变化较小, 扭振先增大再减小, 在  $57^\circ$  时达到最大幅值。第二组螺旋角  $\theta=57^\circ$  和槽宽  $b=6$  mm 不变, 槽深  $h$  由 5 mm 增加到 10 mm 时, 纵振幅值在  $6.1\ \mu\text{m}$  和  $7.9\ \mu\text{m}$  之间变化, 而扭振幅值从  $1.4\ \mu\text{m}$  变化到  $5.3\ \mu\text{m}$ 。

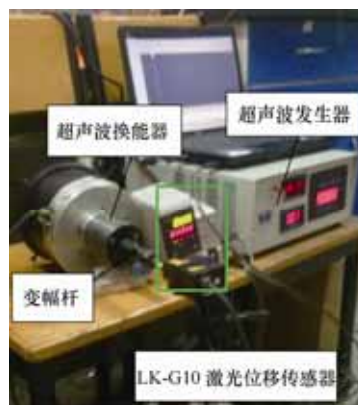
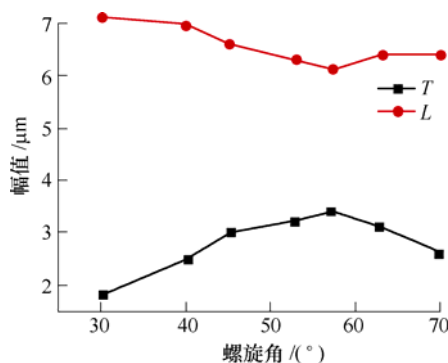


图 15 激光位移传感器测量纵扭幅值

从图 16 中可以看出扭纵振幅比例的试验数据与仿真结果具有一致的变化趋势, 即改变槽深  $h$  可以明显地增加扭转振幅; 而螺旋角  $\theta$  对该扭纵幅值比例的影响较深度次之。



(a) 不同螺旋角结构振幅值



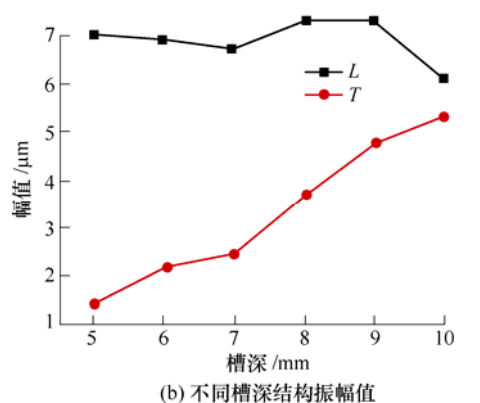


图 16 纵扭复合型变幅系统幅值测量

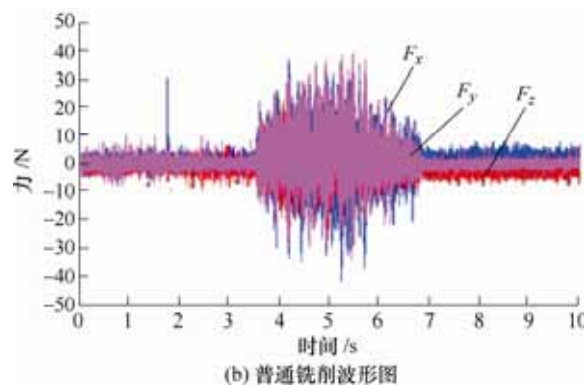


图 17 三向铣削力波形图

## 4 切削试验

### 4.1 试验条件

试验采用 XH714B 立式加工中心，在试验中对切削过程中产生的铣削力进行动态测试，采用 Kistler 三向测试仪。超声振动系统采用上述研制的纵扭复合非均匀介质整体式变幅杆，圆锥段螺旋槽角度为  $55^\circ$ ，单向激励通过螺旋槽结构将轴向振动模态转换为纵扭共振模态。刀具为四齿 C-CES4000 型涂层立铣刀，直径 10 mm，刀具螺旋角  $50^\circ$ ；采用顺铣干切削方式。选择 TC4 型钛合金和 C/C 复合材料两种材料作为加工对象所示。

试验采用端面铣削形式，对两种材料分别进行普通铣削和纵扭复合超声振动铣削。试验参数见表 4。

表 4 试验参数

材料	切削速度 $M_s/$ (m/min)	每齿进给量 $F_z/$ (mm/z)	振动频率 $f/$ Hz	纵振幅值 $A-L/$ $\mu\text{m}$	扭振幅值 $A-T/$ $\mu\text{m}$	切削宽度 $W/$ mm	切削深度 $D/$ mm
TC4	31	0.023	28000	3.9/0	5.2/0	0.18	1
C/C	113	0.006	28000	3.9/0	5.2/0	0.05	0.2

### 4.2 对比试验结果分析

图 17 为 TC4 钛合金纵扭复合超声振动铣削和普通铣削的铣削力波形图。

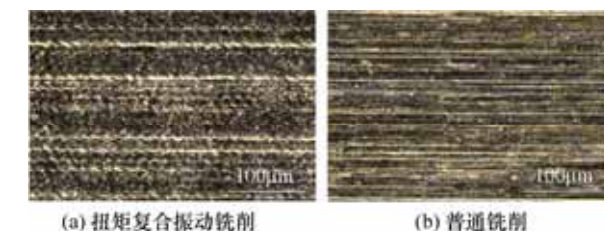
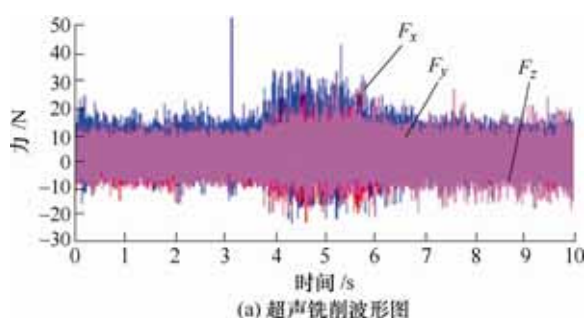


图 18 TC4 钛合金已加工表面形貌

TC4 在两种加工方式下获得的三维表面形貌如图 19 所示，纵扭复合超声振动铣削的三维形貌特征为表面纹理更加均匀，刀痕过渡更加平滑细腻；而普通铣削则刀刃在加工表面产生的切深差值较大，出现锯齿型纹理。实测纵扭超声振动铣削和普通铣削两种加工表面粗糙度值分别为  $R_a=1.89 \mu\text{m}$  和

$R_a=8.73 \mu\text{m}$ , 纵扭超声振动时表面粗糙度值下降 78%, 这一结果表明纵扭复合超声振动铣削可以大幅度提高加工表面质量。

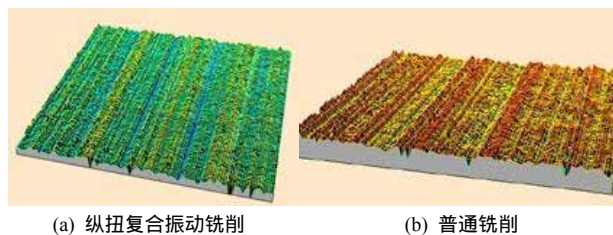


图 19 TC4 钛合金铣削表面三维形貌

图 20 可以看出纵扭复合超声振动铣削 C/C 碳纤维复合材料时加工机理主要为纤维被直接剪断, 而普通铣削时则以碳纤维被压入和拔出为主。普通铣削方式下刀刃从基体切入到碳纤维过渡区时铣削力发生突变导致在铣削力过渡区域出现明显加工缺陷; 而纵扭复合超声振动铣削时由于附加振动作用使能量聚集在刀尖处, 巨大的瞬时作用力使高强度纤维丝更容易被切断。

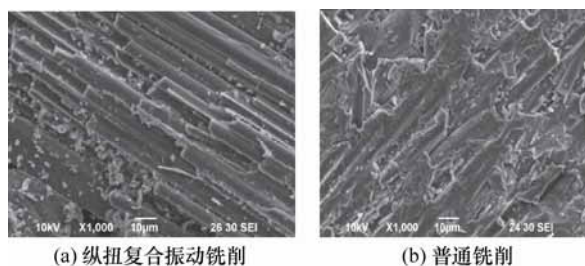


图 20 C/C 碳纤维复合材料已加工表面形貌

C/C 碳纤维复合材料加工表面三维形貌如图 21 所示, 普通铣削时加工表面沟槽较深, 峰、谷分布不均匀且表面有孔洞; 纵扭复合超声振动铣削时加工表面平整, 峰高和谷深较小, 经实际测量纵扭复合超声振动铣削和普通铣削的粗糙度值分别是  $R_a=8.4 \mu\text{m}$  和  $R_a=15.9 \mu\text{m}$ , 纵扭超声振动加工较普通加工表面粗糙度值下降 47%, 表面微观结构细致。

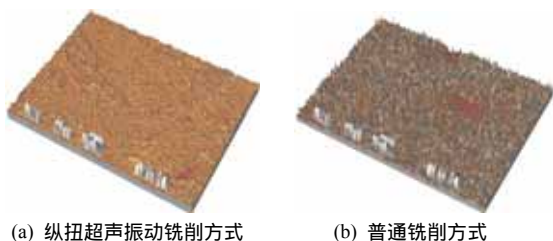


图 21 C/C 碳纤维复合材料的三维形貌

## 5 结论

(1) 对纵扭复合超声振动铣削的运动学和动力

学进行分析并建立了相关模型, 分析可知采用纵扭超声振动的加工方式可改变刀尖与工件接触方式, 有利于提高加工表面质量。

(2) 为符合加工中心等对空间尺寸有极限要求的加工环境, 将换能器和变幅杆进行非均匀介质整体式设计, 以压电陶瓷堆右侧极限位置为节面向两端分别应用四分之一波长理论设计, 并结合等效网络法和传输线方程法推导其频率方程, 设计过程简单, 结果可靠。

(3) 在发射端圆锥段设计螺旋槽可以实现纵振模态向纵扭复合模态转换, 本文给出了螺旋槽段任意截面上扭矩的计算方法, 并经过有限元仿真和实验验证计算方法正确。

(4) 有限元仿真对纵振非均匀介质超声变幅系统进行模拟, 仿真结果表明固有频率的理论设计值与仿真值接近, 且节面位置准确, 变幅系统末端纵振幅值最大。对变幅系统进行仿真, 模拟螺旋槽结构变化对超声变幅系统固有频率、扭纵幅值的影响。仿真结果表明槽深  $h$  对谐振频率和纵扭幅值的影响较大, 随着槽深  $h$  的增加固有频率降低而扭纵幅值比例单调上升, 因此在保证系统刚性的前提下可以通过增加  $h$  来实现较大的扭转振动幅值。而螺旋角  $\theta$  的影响次之, 当  $\theta=57.3^\circ$  时扭纵幅值比例最大。宽度  $b$  的影响最小。振动系统测试试验结果显示实际固有频率较仿真值有小幅下降, 扭纵振幅比例的试验数据与仿真结果变化趋势一致。

(5) 对 TC4 钛合金和 C/C 碳纤维复合材料进行纵扭复合超声振动铣削和普通铣削实验对比, 在纵扭复合超声铣削过程中产生的铣削力较普通铣削明显下降, 纵扭超声振动尤其对切削刃进入工件时产生的较大脉冲力有较好的抑制作用使加工过程更加平稳, 该加工方式可以显著降低表面粗糙度, 有效提高工件表面质量。

## 参 考 文 献

- [1] 冯平法, 王健健, 张建富, 等. 硬脆材料旋转超声加工技术的研究现状及展望[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19): 3-21.  
FENG Pingfa, WANG Jianjian, ZHANG Jianfu, et al. Research status and future prospects of rotary ultrasonic machining of hard and brittle materials[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19): 3-21.
- [2] PAKTIMAT H, AMINI S. Numerical and experimental studies of longitudinal and longitudinal-torsional vibrations in drilling of AISI 1045[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology,

- 2018(94): 2577-2592.
- [3] 邵振宇, 李哲, 张德远, 等. 钛合金旋转超声辅助钻削力和切屑研究[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19): 66-72. SHAO Zhenyu, LI Zhe, ZHANG Deyuan, et al. Study on the thrust force and chip in rotary ultrasonic-assisted drilling of titanium alloys (Ti6Al4V)[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19): 66-72.
- [4] 皮钧, 徐西鹏. 纵扭共振超声铣削研究[J]. 中国机械工程, 2009, 20(10): 1163-1169. PI Jun, XU Xipeng. Research on longitudinal-torsional resonance ultrasonic milling [J]. China Mechanical Engineering, 2009, 20(10): 1163-1169.
- [5] 唐军, 赵波. 分离型纵-扭复合超声铣削的稳定性分析[J]. 兵工学报, 2015, 36(7): 1318-1325. TANG Jun, ZHAO Bo. Stability analysis of the separated longitudinal-torsional composite ultrasonic milling [J]. Acta Rmamentarii, 2015, 36(7): 1318-1325.
- [6] 唐军, 赵波. 单激励纵扭复合超声铣削系统研究[J]. 振动与冲击, 2015, 34(6): 57-71. TANG Jun, ZHAO Bo. A new longitudinal-torsional composite ultrasonic milling system with a single excitation [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(6): 57-71.
- [7] 唐军, 赵波. 一种新型纵扭复合超声振动系统的研究[J]. 机械科学与技术, 2015, 34(5): 742-747. TANG Jun, ZHAO Bo. Study on a new type of longitudinal-torsional composite ultrasonic vibration system [J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2015, 34(5): 742-747.
- [8] 罗傲梅, 郭伟. 纵-扭复合振动超声深滚加工表面强化研究[J]. 表面技术, 2015, 44(5): 106-110. LUO Aomei, GUO Wei. Research on surface strengthening by ultrasonic deep rolling with longitudinal-torsional vibration[J]. Surface Technology, 2015, 44(5): 106-110.
- [9] 李贵花. 带 1/4 波长指数形复合变幅杆的超声环能器设计[J]. 机械设计与制造, 2009(5): 1-3. LI Guihua. Design of ultrasonic transducer with a quarter wavelength composite exponential horn[J]. Machinery Design and Manufacture, 2009(5): 1-3.
- [10] 李军. 预应力螺栓对压电换能器性能参数的影响[J]. 压电与声光, 2010, 32(6): 985-990. LI Jun. Effect of bolt on the performance parameters of piezoelectric transducer[J]. Piezoelectrics and Acoustooptics, 2010, 32(6): 985-990.
- [11] 谢歆鑫, 贺西平. 后置螺栓对换能器性能参数的影响[J]. 陕西师范大学学报, 2009, 37(2): 42-46. XIE Xinxin, HE Xipeng. Effect of rear bolt on the performance parameters of transducer[J]. Journal of Shanxi Normal University, 2009, 37(2): 42-46.
- [12] 秦雷, 王丽坤. 夹心式复合变幅杆换能器频率方程的推导[J]. 振动与冲击, 2011, 30(7): 188-191. QIN Lei, WANG Likun. Frequency equation of a sandwich transducer with complex transformer[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(7): 188-191.
- [13] HASSAN A B. A design approach for longitudinal-torsional ultrasonic transducers[J]. Sensors and Actuators A, 2013, 198: 99-106.
- [14] 刘垚, 张晓蕾. 复合型变幅杆的理论设计[J]. 电力学报, 2012, 27(5): 535-540. LIU Yao, ZHANG Xiaolei. Theoretical design of the composite horns[J]. Journal of Electric Power, 2012, 27(5): 535-540.
- [15] 张云电, 兰红玉, 陈强. 指数型超声变幅杆有限元分析与试验[J]. 机电工程, 2009, 26(9): 90-93. ZHANG Yundian, LAN Hongyu, CHEN Qiang. Finite element analysis and experimental investigations for exponential type ultrasonic horn[J]. Mechanical and Electrical Engineering Magazine, 2009, 26(9): 90-93.
- [16] 贺西平, 高洁. 超声变幅杆设计方法研究[J]. 声学技术, 2006, 25(1): 82-85. HE Xiping, GAO Jie. A review of ultrasonic solid horn design[J]. Technical Acoustics, 2006, 25(1): 82-85.
- [17] 高洁, 贺西平, 胡静. 四端网络法统一变幅杆的性能参量[J]. 声学学报, 2006, 25(1): 87-89. GAO Jie, HE Xiping, HU Jing. Unified treatment of ultrasonic horn characteristics based on four-end network approach[J]. Acta Acustica, 2006, 25(1): 87-89.
- [18] 顾煜炯, 周兆英, 姚健. 超声振动系统的四端网络设计方法及其应用[J]. 机械工程学报, 1997, 333: 94-101. GU Yujiong, ZHOU Zhaoying, YAO Jiao. Four terminal network design method for ultrasonic vibration system and its application[J]. Journal of Mechanical Engineering, 1997, 333: 94-101.
- [19] 贺西平. 复合超声纵扭型变幅杆的简化设计[J]. 兰州大学学报, 2002, 38(5): 24-27. HE Xiping. Simplified design methods for compound ultrasonic longitudinal vibrating horn [J]. Journal of Lanzhou University, 2002, 38(5): 24-27.
- [20] 马春翔, 胡德金. 超声波椭圆振动切削技术[J]. 机械工程学报, 2003, 39(12): 67-70. MA Chunxiang, HU Dejin. Ultrasonic elliptical vibration cutting[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2003, 39(12): 67-70.
- [21] 赵波, 赵斌斌. 不分离型超声复合铣削系统稳定性研究[J]. 航空制造技术, 2017, 524(5): 87-91. ZHAO Bo, ZHAO Binbin. Stability study of the unseparated ultrasonic composited milling system[J].

- Aeronautical Manufacturing Technology ,2017 ,524(5) :87-91.
- [22] 张云电. 夹心式压电换能器及其应用[M]. 北京: 科学出版社, 2006.
- ZHANG Yundian. Sandwich piezoelectric transducer and its application[M]. Beijing: Science Press, 2006.
- [23] ANDREA C, PATRICK H, MARGARET L. Ultrasonic rock sampling using longitudinal-torsional vibrations [J]. Physics Procedia, 2010(3): 125-134.
- [24] 林书玉. 斜槽式纵一扭复合模式压电超声换能器的研究[J]. 声学学报, 1999, 24(1): 59-65.
- LIN Shuyu. Study on the longitudinal-torsional composite transducer with slanting slots[J]. Acta Acustica, 1999, 24(1): 59-65.
- [25] TSUJINO J, UEOKA T, KASHINO T. Transverse and torsional complex vibration systems for ultrasonic seam welding of metal plates[J]. Ultrasonics, 2000, 38(1-8): 67-71.
- [26] PATRICK H, MARGARET L. Coupling and degenerating modes in longitudinal-torsional step horns[J]. Ultrasonics, 2012, 52: 980-988.
- [27] 皮钧. 圆环斜槽传振杆的纵扭振动转换[J]. 机械工程学报, 2008, 44(5): 242-248.
- PI Jun. Longitudinal-torsional vibration converter of cylinder with multiple diagonal slits[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2008, 44(5): 242-248.
- 
- 作者简介: 张存鹰, 女, 1982 年出生, 博士研究生。主要研究方向为超声振动加工技术。  
E-mail: 35176729@qq.com
- 赵波(通信作者), 男, 1956 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为先进制造技术、超声加工技术, 精密加工技术及装备。  
E-mail: zhaob@hpu.edu.cn