基于开环快刀伺服的微结构表面高速车削创成

朱紫辉¹, 周荣晶¹, 黄鹏¹, 朱利民², 朱志伟^{1*}

1. 南京理工大学机械工程学院, 南京 210094;

2. 上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240

* E-mail: zw.zhu@njjust.edu.cn

收稿日期: 2021-12-11; 接受日期: 2022-02-21; 网络版发表日期: 2022-04-15

国家自然科学基金联合基金重点项目(编号: U2013211)和江苏省自然科学基金(编号: BK20211572)资助

摘要 提出了一种开环快刀伺服(Fast tool servo, FTS)系统实现方法, 对微结构表面进行高速切削以提高微结构制造效率. 针对宽频FTS系统设计, 以压电叠堆和柔性铰链为驱动器和导向机构, 借助解析模型优化设计了FTS装置参数并进行了有限元验证, 实验测试结果表明所设计的FTS获得了预期性能. 针对宽频域轨迹跟踪, 采用线性动力学模型级联静态Prandtl-Ishlinskii迟滞模型, 构建并联合辨识获得了FTS输入与输出间的映射模型, 并通过动态迟滞补偿实现了kHz级宽频域内一致性的建模精度和轨迹跟踪精度. 最终, 借助精密数控车床和FTS样机搭建了切削系统, 以典型微结构表面切削创成验证了所提出开环FTS高速切削的可行性.

关键词 超精密车削, 快刀伺服, 高速车削, 微结构表面, 动态迟滞补偿

1 引言

基于快刀伺服(Fast tool servo, FTS)的超精密车削技术, 由于具有加工效率高、过程柔性可控、材料适用性强等优势, 在复杂光学表面、微结构功能表面等制造中展现出诱人的应用前景^[1].

微结构功能表面通常具有高度密集的阵列化微米尺度特征结构, 这必然要求FTS在车削过程中进行高频率往复运动. 压电叠堆驱动具有力密度大、频响高等优点, 并具有成熟的商业化产品供选择, 被广泛用于FTS中以驱动金刚石刀具^[2,3]. 为获得高精度轨迹跟踪, 一般均采用闭环控制策略补偿压电迟滞非线性并抑制外部扰动, 如: PID控制^[4]、扰动补偿^[5]、鲁棒控

制^[6]、滑模控制^[7]等. 一般而言, 控制器伺服周期、AD/DA转换速率、系统谐振频率等将不可避免地限制系统有效闭环带宽, 从而直接限制了FTS的加工效率^[8,9].

为了提高FTS车削效率, 国内外学者对如何提高FTS的有效工作带宽做了大量研究. 目前, 用于大幅提升高频轨迹跟踪精度的方法主要有基于内模原理的重复控制^[10,11]和基于级联驱动复合的主从控制方法^[12,13]. 重复控制通过在反馈回路中耦合待跟踪轨迹的动力学模型, 可以实现对周期性轨迹的超高精度跟踪, 如: Lu和Trumper^[14]通过一种谐振式重复控制器, 对3 kHz频率、16 μm 峰值正弦信号进行跟踪, 获得了RMS误差为2.1 nm的超高精度跟踪结果. 然而, 重复控制要求

引用格式: 朱紫辉, 周荣晶, 黄鹏, 等. 基于开环快刀伺服的微结构表面高速车削创成. 中国科学: 技术科学, 2022, 52: 871–881

Zhu Z H, Zhou R J, Huang P, et al. Open-loop fast tool servo-based high-speed turning of micro-structured surfaces (in Chinese). Sci Sin Tech, 2022, 52: 871–881, doi: 10.1360/SST-2021-0565

被跟踪轨迹具有严格的周期性, 频率的轻微改变将导致轨迹跟踪误差的急剧增加甚至失效, 该特性使得重复控制难以应用于主轴具有转速波动的场合. 级联驱动通过次级运动平台补偿主运动平台的高频运动误差, 可有效实现有效工作带宽的提升, 如Zhao等人^[13]通过两级压电驱动串联, 以低负载次级压电补偿主压电驱动误差, 在相同轨迹跟踪误差条件下, 可将跟踪频率从100 Hz提升至300 Hz. 尽管级联驱动能够极大提升FTS的轨迹跟踪性能, 但是总体性能仍受限于次级系统的闭环跟踪特性, 难以实现超高带宽轨迹跟踪控制.

近年来, 具有亚微米行程和kHz带宽的纳米刀具伺服(nano-FTS)被用于高密度衍射光学表面的制造. 如: Brinksmeier等人^[3,15]设计了行程分别为500和350 nm的nano-FTS, 为获得5和10 kHz的工作频率, 忽略系统动力学特性, 采用线性开环时滞控制实现刀具振动抑制. Zhu等人^[16]设计了nano-FTS可在10 kHz频率获得1.2 μm 行程, 通过系统逆动力学模型补偿, 对1 kHz谐波获得了误差为 $\pm 5\%$ 的跟踪精度, 然而该方法忽略了系统的迟滞非线性. 显然, 以线性补偿实现FTS的开环控制, 必然要求FTS在此工作域内有较好的线性度. 而对于十微米或百微米量级的中行程压电驱动器而言, 迟滞非线性带来的跟踪误差将达到20%, 难以通过线性动力学实现高精度补偿. 目前, 尽管各类模型及其改进模型被用于描述压电迟滞特性, 然而结构动力学与复杂动态迟滞的耦合作用, 使得在宽频域内实现压电输入输出的准确描述仍极具挑战^[17,18].

本文结合高带宽FTS硬件设计和宽频域动态迟滞补偿, 提出一种基于开环FTS的微结构表面高速车削创成方法. 针对所构建开环FTS系统样机, 借助精密机床搭建了开环切削系统, 并通过典型微结构表面的高速切削验证了开环FTS高速切削的可行性.

2 快速刀具伺服系统

所设计的FTS三维模型如图1所示, 主要采用压电叠堆作为驱动器, 借助两组十字交叉双平行四边形柔性机构实现运动导向, 以螺钉推动楔形块对压电叠堆进行预紧. 两组双平行四边形铰链采用线切割方式与FTS基体一体化加工, 在抑制寄生运动的同时, 可提高输出端的侧向刚度, 更易于保证刀具的高精度直线运

动. 当给压电叠堆施加驱动电压后, 柔性机构在所产生的驱动力作用下发生弹性变形, 从而带动刀具进行往复运动, 并配合机床主轴旋转和导轨进给实现微结构的端面车削加工.

2.1 柔性导向机构设计

2.1.1 柔性机构力学模型

如图1所示, 该柔性导向机构可看作由八根直板型柔性铰链并联而成, 考虑输出端的小变形假设、铰链空间位置关系和柔性梁剪切形变, 该导向机构在 z 方向上的刚度可表示为^[13]

$$k = \frac{40Ewt^3}{5l_1^3 + l_1t^2(12 + 11\mu)}, \quad (1)$$

其中, E 和 μ 分别为铰链材料的弹性模量和泊松比, l_1 , b , t 分别为铰链的长、宽和厚度(如图1所示). 考虑压电叠堆刚度 k_{pzt} 和名义行程 s_0 , FTS的最大行程可表示为

$$s = \frac{k_{pzt}}{k_{pzt} + k} s_0. \quad (2)$$

考虑输出端运动块质量 M_e , 并忽略直板铰链质量, 该结构的一阶共振频率为

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{M_e}}. \quad (3)$$

2.1.2 柔性机构参数选取

所设计FTS采用高强度航空铝合金7075制作, 弹性模量为 $E=71.7 \text{ GPa}$, 泊松比为 $\mu=0.33$, 密度为 $\rho=2850 \text{ kg/m}^3$. 选取名义行程 $S_0=32 \text{ }\mu\text{m}$, 刚度 $k_{pzt}=50 \text{ N}/\mu\text{m}$ 的德国PI公司压电叠堆(P-887.91)作为驱

图1 (网络版彩图)所设计的FTS结构模型
Figure 1 (Color online) Structural model of the designed FTS.

动源。

考虑所设计FTS用于开环切削, 需保证足够的开环刚度, 故选择柔性机构的目标设计刚度 $k_d > 10 \text{ N}/\mu\text{m}$ 。为了兼顾不小于 $25 \mu\text{m}$ 的最大行程, 根据公式(2)确定机构的目标刚度 $k_d < 14 \text{ N}/\mu\text{m}$ 。考虑金刚石刀具的安装几何尺寸, 输出块体的截面尺寸取为 $9 \text{ mm} \times 9 \text{ mm}$ 。考虑到机构的刚度可以通过铰链的长度 l_1 和宽度 t 进行调节, 铰链直接选取和安装块体厚度相同的尺寸, 即 $b = 9 \text{ mm}$ 。进一步, 结合经验和公式(1)确定铰链的长度和宽度分别为 $l_1 = 12 \text{ mm}$, $t = 1.6$ 和 $l_2 = 9.6 \text{ mm}$ 。此时, 由式(2)所计算获得的刚度 $k = 11.4 \text{ N}/\mu\text{m}$, FTS的行程和一阶共振频率分别为 $s = 26.05 \mu\text{m}$ 和 $f = 5937 \text{ Hz}$ 。

2.2 柔性机构有限元仿真分析

为验证所设计FTS机构性能, 采用ANSYS软件对所设计结构的静力学和动力学特性进行了有限元仿真, 仿真采用的材料和结构参数与2.1.2节中相同。采用自适应网格划分方法对结构进行了有限元网格划分, 并根据实际工况将后座上下表面设置为固定约束, 所建立的有限元模型如图2(a)所示。

在压电叠堆与刀架连接面施加 300 N 的驱动力, 所获得的变形云图如图2(b)所示, 获得的输出变形为 $32.7 \mu\text{m}$, 从而可计算获得输入/输出刚度 $\hat{k} = 9.17 \text{ N}/\mu\text{m}$, k 与式(1)解析刚度的相对误差为 24.3% 。为校核所设计机构的强度, 考虑有限元仿真行程和预紧力 250 N , 在驱动端施加作用力 $F = (\frac{\hat{k}k_{pzt}}{k_{pzt} + \hat{k}}s_0 + 250) \text{ N}$, 所得的等效应力分布如图2(c)所示。由图2(c)可知, 最大Von Mises

等效应力为 146.9 MPa , 远小于所采用铝合金的屈服强度 455 MPa 。

为进一步验证FTS的动力学性能, 对所设计机构进行有限元模态分析。所获得的前二阶模态振型如图3所示。其中, 第一阶模态振型与理想运动一致, 所对应的共振频率为 5442 Hz , 与式(3)解析计算结果的相对偏差为 8.34% 。同时, 机构二阶谐振频率为 6.2 kHz , 且振型为对表面生成不敏感的刀架扭转运动, 可很好地保证FTS主切削运动的实现。

2.3 FTS性能测试

根据所设计的柔性机构加工的FTS原理样机如图4(a)所示, 采用外接高精度电容传感器搭建的测试系统如图4(b)所示。为实现纳米精度运动测试, 所选用的电容传感器为美国Microsense公司生产的5503探头和5810电荷放大器, 其量程为 $\pm 250 \mu\text{m}$, 带宽为 20 kHz 。以美国NI公司16位AD/DA数据采集卡PCIe-6363进行数据采集与输出, 信号处理的采样频率为 20 kHz 。数据采集卡产生的命令信号经过德国PI公司高动态功率放大器(E617.001, 小信号空载带宽 3.5 kHz)放大后(放大比 10 ± 0.1)驱动压电叠堆, 刀架位移由电容传感器测量获得后再由数据采集卡采集用作后续分析。

2.3.1 运动学性能测试

为测试FTS样机的最大工作行程, 采用频率为 1 Hz 、幅值为 5 V 的谐波电压作为控制信号(峰-谷值 10 V 为压电叠堆最大许用控制电压), 并叠加 5 V 偏置后经过放大器放大后驱动压电叠堆, 所获得的输出位移与控制电压之间的相对关系如图5(a)所示。FTS的实

图2 (网络版彩图)静力学仿真结果。(a) 有限元网格模型; (b) 最大输出位移变形云图; (c) Von Mises最大等效应力分布

Figure 2 (Color online) The static results obtained by FEA. (a) The finite element meshed model; (b) the deformation resulting from maximum output displacement; (c) the maximum equivalent Von Mises stress distribution.

际行程为 $26.4\text{ }\mu\text{m}$, 与解析模型所设计的最大行程 $26.05\text{ }\mu\text{m}$ 相比, 相对偏差仅为1.5%。同时, 迟滞环的最大偏差为 $4.4\text{ }\mu\text{m}$, 约为全行程的16.7%, 这种迟滞非线性特性是压电驱动高精度控制的难点。

为测试FTS的运动分辨率, 采用足够小的纳米台阶电压驱动压电叠堆, 对应的输出位移与时间的关系如图5(b)所示。图中可清晰地观察到 5 nm 的阶梯位移,

表明所设计的FTS具有优于 5 nm 的运动分辨率。

2.3.2 动力学性能测试

采用幅值为 0.1 V 、频率从 1 Hz 线性变化到 10 kHz 的扫频激励作为控制信号, 对FTS系统进行扫频测试。对所获得的位移响应和输入电压进行傅里叶变换, 并比较输入输出幅值比和相位差, 可获得系统对数频率

图3 (网络版彩图)动力学有限元仿真结果。(a) 一阶模态; (b) 二阶模态

Figure 3 (Color online) The dynamic results obtained by FEA. (a) The first resonant model; (b) the second resonant model.

图4 (网络版彩图)FTS样机与测试系统搭建。(a) FTS原理样机; (b) 测试系统

Figure 4 (Color online) The FTS prototype and testing system setup. (a) The FTS prototype; (b) the testing system.

图5 (网络版彩图)FTS系统静态性能。(a) 最大行程; (b) 运动分辨率

Figure 5 (Color online) Static performance of the FTS. (a) Maximum displacement result; (b) motion resolution.

响应函数, 如图6所示. 其中第一个谐振峰对应的频率为7163 Hz, 与解析计算结果相比相对偏差为17%. 同时从图中可看出, 幅值从1 kHz开始出现明显衰减, 这是由于所选用的压电叠堆等效电容值较大(6.4 μ F), 导致驱动电路的时间常数较大, 从而衰减了经过放大的高频驱动电压.

采用单零点、5极点传递函数对系统动力学特性进行近似, 也即系统名义模型为

$$P_m(s) = \frac{a_2 s + a_1}{s^5 + b_5 s^4 + b_4 s^3 + b_3 s^2 + b_2 s + b_1}. \quad (4)$$

由于系统的传递函数比较复杂, 而实际开环主要工作在前半段, 这里对6000 Hz以内的数据进行精确拟合. 传递函数参数 $\xi=[a_1, a_2, b_1, b_2, b_3, b_4, b_5]$ 可借助Matlab辨识工具箱获得, 其辨识结果为 $\xi=[4.834 \times 10^{20}, 8.507 \times 10^{17}, 2.471 \times 10^{20}, 5.855 \times 10^{17}, 6.406 \times 10^{13}, 2.532 \times 10^9, 5.083 \times 10^4]$. 由图6可见, 所辨识模型的频率响应在7000 Hz能够很好地吻合实际测试结果, 可用于所搭建FTS样机系统的动力学特性描述.

2.3.3 性能讨论

表1给出了本设计与近期所报道FTS的一阶共振频率和最大行程的比较结果. 由表1可知, 所设计的FTS不仅获得了相对最大的行程, 也具有最高的一阶谐振频率, 获得了优异的综合性能. 如与文献[19]中电磁法应力驱动FTS相比, 不仅获得了约1.7倍的谐振频率, 同时也获得了约2倍的最大行程.

3 基于动态迟滞补偿的开环轨迹跟踪

为实现复杂轨迹的高频、高精度跟踪, 采用动力学模型级联迟滞模型以描述动态迟滞特性, 进而提出无需迟滞求逆的高精度动态开环运动控制策略.

3.1 动态迟滞模型构建

3.1.1 动态迟滞模型

考虑压电在电压激励下内部能量耗散形成的迟滞现象、等效驱动电路和机械结构的动态相位滞后, 将系统动态运动描述为系统线性动力学模型 $P(s)$ 和静态迟滞的级联. 在此, 采用经典的Prandtl-Ishlinskii模型对迟滞特性进行描述, 可表示为^[18]

图6 (网络版彩图)FTS系统频率响应函数

Figure 6 (Color online) Frequency response function of the FTS system.

表1 不同FTS性能比较

Table 1 Performance comparison of different FTSs

	频率(kHz)	行程(μ m)
文献[5]	3.2	15
文献[13]	4.7	11.2
文献[19]	4.2	12.6
文献[20]	2.5	10
本文	7.2	25

$$h[u(t)] = \sum_{i=1}^N w_i F_{r_i}[u(t)] + c_0, \quad (5)$$

$$F_{r_i}[u(t)] = \max \left\{ u(t) - r_i, \min \left\{ \frac{u(t) + l_i}{F_{r_i}[u(t - T_s)]} \right\} \right\}, \quad (6)$$

式中, $u(t)$ 为驱动电压, $F_{r_i}[\cdot]$ 和 w_i 为基本PI迟滞算子和对应的权重, c_0 为非对称修正常数, T_s 为采样周期, l_i 与 r_i 分别为第 i 个PI算子的左右侧阈值, 为减少模型辨识参数, 阈值在工作范围内均匀取为^[18]

$$\begin{cases} l_i = \frac{i-1}{2N} \|u(t)\|_{\infty} - c_m, \\ r_i = \frac{i-1}{2N} \|u(t)\|_{\infty} + c_m, \end{cases} \quad (7)$$

式中, c_m 为迟滞环偏置修正参数, $\|u(t)\|_{\infty} = 10$.

一般而言, 基本算子 $F_{r_i}[\cdot]$ 的个数 N 越多, 模型越精确, 但过多算子将导致模型计算复杂度增加, 同时使得参数辨识过程易于陷入局部最优解, 根据经验这里

取 $N=7$.

结合系统名义动力学模型和PI迟滞模型, 驱动电压 $u(t)$ 与输出位移 $\hat{z}(t)$ 的关系可写成^[13]:

$$\hat{z}(t) = h[u(t)] * L^{-1}\{P(s)\}, \quad (8)$$

式中, $L^{-1}(\cdot)$ 表示Laplace逆运算, $*$ 表示卷积运算.

3.1.2 模型参数辨识

迟滞模型中需要辨识的参数主要包含迟滞参数 w_i , c_0 , c_m , 同时对系统名义模型参数在表1所辨识的参数附近进行微调以配合PI迟滞模型提高模型整体精度. 在此, 将参数辨识作为极小化问题而进行优化求解, 为兼顾误差分布和最大误差约束, 辨识所用的优化目标函数选取为

$$\min Obj = e_{rms} + \alpha e_m, \quad (9)$$

式中, $\alpha=0.5$ 为权重系数, e_{rms} 与 e_m 分别为动态迟滞模型预测的均方根误差和最大误差, 定义为

$$\begin{cases} e_m = \frac{\max|\hat{z}(t) - \hat{z}_d(t)|}{\max(\hat{z}_d(t)) - \min(\hat{z}_d(t))}, \\ e_{rms} = \frac{\sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [\hat{z}(t) - \hat{z}_d(t)]^2}}{\max(\hat{z}_d(t)) - \min(\hat{z}_d(t))}, \end{cases} \quad (10)$$

式中, $\hat{z}_d(t)$ 为与式(8)中 $u(t)$ 对应的FTS的实际位移.

针对式(9)的最优化问题, 参数 ξ 的上下搜索边界分别设定为 1.5ξ 与 0.5ξ , 而迟滞参数 w_i , c_0 , c_m 的上下边界根据静态增益和控制电压选取, 这里均取为 $[-2, 2]$.

根据以上目标函数和参数边界条件, 将频率为800 Hz、幅值不断变化的复杂轨迹(图7(a))作为模型参数辨识曲线, 采用典型的遗传算法对式(9)进行优化求解, 辨识后的动态迟滞模型参数如表2所示. 所辨识的模型的输出结果如图7所示, 模型的估计输出能够很好地吻合FTS的实际位移, 两者偏差在 $\pm 0.1 \mu\text{m}$ 以内, 约为满幅值的 $\pm 2.5\%$. 为了更为清晰地展示FTS输入电压与输出位移间的迟滞特性, 仅截取图7(a)中的部分轨迹, 与驱动电压绘制成如图7(c)所示的迟滞环图, 结果表明所辨识的模型能够很好地描述FTS的迟滞特性.

3.1.3 模型结果

为进一步验证所获得的模型描述宽频复杂轨迹的有效性, 以频率为1600 Hz变幅值信号对所辨识的模型

图7 (网络版彩图) 800 Hz变幅值轨迹模型辨识结果. (a) 输出位移运动对比; (b) 辨识误差; (c) 迟滞环对比

Figure 7 (Color online) Identification results with frequency of 800 Hz and amplitude variation trajectory. (a) Output displacement comparison; (b) identification error; (c) hysteresis loop comparison.

表2 辨识获得的动态迟滞模型参数

Table 2 Identification results of the parameters of dynamic hysteresis model

i	w_i	b_i	a_i	c
1	1.0977	4.717×10^{20}	8.016×10^{20}	2.203 (c_0)
2	0.2132	6.381×10^{17}	8.680×10^{20}	1.784 (c_m)
3	-0.0928	7.762×10^{13}		
4	0.4716	4.248×10^9		
5	-0.3940	8.669×10^4		
6	-0.0521			
7	0.7476			

进行测试验证. 所采用的轨迹信号和FTS的实际位移如图8(a)所示, 而相应的模型预测误差如图8(b)所示, 图8(c)为部分轨迹迟滞环图. 针对该更高频轨迹, 所构

图 8 (网络版彩图)1600 Hz变幅值轨迹模型辨识结果. (a) 输出位移运动对比; (b) 辨识误差; (c) 迟滞环对比

Figure 8 (Color online) Identification results with frequency of 1600 Hz and amplitude variation trajectory. (a) Output displacement comparison; (b) identification error; (c) hysteresis loop comparison.

建的模型输出能够很好地吻合实际位移, 误差仍然保持在 $\pm 0.1 \mu\text{m}$ 以内. 以上结果证明所构建的模型能够在宽频段内很好地描述FTS的动态迟滞特性.

3.2 轨迹开环跟踪

为实现FTS对切削轨迹的高精度跟踪, 基于系统模型补偿, 构建FTS开环控制系统. 假设: (1) 对任意给定理想轨迹 $z_d(t)$, 其在 t 时刻的静态迟滞分量 $h[u(t)]$ 与前一采样时刻的 $h[u(t-T_s)]$ 近似相等, 即 $h[u(t)] \approx h[u(t-T_s)]$; (2) 控制电压也服从类似规律, 即 $u(t) \approx u(t-T_s)$. 基于以上两点假设, 式(8)可改写为^[21]

$$u(t) \approx z_d(t) * L^{-1}\{P_m^{-1}(s)G_f(s)\} - h[u(t-T_s)] + u(t-T_s), \quad (11)$$

式中, $G_f(s)$ 为阶次大于或等于FTS系统名义模型 $P_m(s)$ 自由度数的低通滤波器, 本文采用五阶低通滤波器为

$$G_f(s) = \frac{1}{(\tau s + 1)[(\tau s)^2 + \tau s + 1]^2}, \quad (12)$$

式中, $\tau = 1/(2\pi f_c)$, f_c 为低通滤波器截止频率. 根据式(11)中控制方程, 所构建的FTS开环控制系统框图如图9所示.

4 微结构表面切削验证

4.1 切削试验搭建

基于国产精密数控机床(XKC-20F, 中国陕西)搭建了微结构加工实验系统如图10(a)所示, 刀具安装在精密机床X轴导轨, 并跟随机床以进给量进行匀速运动, 分别采用英国Renishaw公司分辨率为10 nm和2.06"的直线(RGH24O)和圆光栅尺(Si-NN-0040)量测机床的X轴和主轴(C轴)位置, 并借助数据采集卡的数字通道进行采集. 实际切削过程中, 基于所计算FTS刀具路径相对导轨位置 x 和主轴位置 θ 的映射关系 $z = f(x, \theta)$, 对机床XC位置进行二维插值, 获得实时的FTS期望轨迹, 并进一步通过系统动态逆补偿模型计算获得对应于轨迹的FTS控制电压, 输出用于控制FTS的刀具位置. 所构建的切削系统信号控制框图如图10(b)所示.

为验证微结构表面开环刀具伺服切削的可行性, 以一种典型谐波微网格表面为例, 进行实际切削实验. 待加工表面的数学方程为

$$S(x, y) = A_x \sin(2\pi f_x x) + A_y \sin(2\pi f_y y), \quad (13)$$

图 9 (网络版彩图)FTS系统开环控制框图

Figure 9 (Color online) Open-loop control schematic of the FTS system.

图 10 (网络版彩图)FTS切削系统搭建。(a) 切削系统硬件;(b) 切削系统控制框图

Figure 10 (Color online) Experiment setup of the FTS based turning system. (a) The hardware of the turning system; (b) the control schematic of the turning system.

式中, $A_x=A_y=1.25\ \mu\text{m}$, $f_x=f_y=2\ \text{mm}^{-1}$ 分别表示微结构表面的幅值与周期。

在此, 选取PCD人造金刚石刀具进行材料去除, 刃弧半径为 $0.4\ \text{mm}$, 工件材料为黄铜合金(C2600)。切削过程中, 机床X轴进给量为 $2\ \mu\text{m}/\text{rev}$, 主轴转速取为 $1800\ \text{r}/\text{min}$, 也即 $\omega_0=30\ \text{Hz}$ 。

4.2 轨迹开环跟踪结果

参照文献[9], 采用等角度离散计算获得FTS刀具路径, 以主轴旋转为基频, FTS的路径功率谱如图11所示。由图11可知, 路径为一系列谐波成分的叠加, 对于所加工的微结构表面, 最大频率成分约为主轴频率的80倍, 也即约 $2400\ \text{Hz}$ 。考虑一般商用AD/DA模块的采样频率、控制卡的伺服频率以及所设计FTS的带宽, 对如此高频的轨迹进行闭环跟踪控制是极为困难的。

图 11 (网络版彩图)刀具路径功率谱图

Figure 11 (Color online) Power spectral density of the tool path.

为验证基于动态迟滞补偿的FTS开环轨迹跟踪性能, 选取机床导轨处于 $X=6.5\ \text{mm}$ 和 $X=3.5\ \text{mm}$ 的两段时长分别为 $15\ \text{ms}$ 和 $30\ \text{ms}$ 的切削路径进行离开环跟踪, 所对应轨迹的频率成分约为 $2.4\ \text{kHz}$ 和 $1.3\ \text{kHz}$ 。两段复杂轨迹的跟踪效果分别如图12(a)和13(a)所示, 所对应的跟踪误差如图12(b)和13(b)所示。由图12和13可知, 尽管轨迹频率跨度较大、幅值变化规律不同, 实际运动仍能较好地跟踪理想轨迹, 且轨迹跟踪误差分别在 $\pm 0.25\ \mu\text{m}$ 与 $\pm 0.15\ \mu\text{m}$ 以内, 表明所搭建的FTS开环跟踪系统能够很好地跟踪宽频域内复杂轨迹。

针对FTS轨迹跟踪, 文献[19]结合零相位校正和

图 12 (网络版彩图) $X=6.5\ \text{mm}$ 处轨迹开环跟踪结果

Figure 12 (Color online) Trajectory tracking result with $X=6.5\ \text{mm}$.

图 13 (网络版彩图) $X=3.5$ mm 处轨迹开环跟踪结果
Figure 13 (Color online) Trajectory tracking result with $X=3.5$ mm.

PID控制在1 kHz内实现了全频域谐波跟踪误差小于10%，其中对500 Hz谐波信号的跟踪误差为 $\pm 3.9\%$ 。文献[20]设计了一种正应力驱动FTS，采用PID闭环控制对200 Hz三角波信号的跟踪误差为 $\pm 3.5\%$ 。文献[16]借助系统逆动力学补偿对1 kHz谐波轨迹跟踪，获得了 $\pm 5\%$ 的跟踪误差。而与此相比，本文实现了对2.4 kHz以内的变幅值谐波信号跟踪误差在 $\pm 5\%$ ，其中1.3 kHz变幅值谐波信号跟踪误差为 $\pm 3\%$ ，具有更高的跟踪频率与跟踪精度。

4.3 微结构表面切削结果

借助所搭建的FTS车削系统，所获得工件表面照片如图14(a)所示，具有光滑均匀的微结构特征。为获得表面三维微观形貌，采用美国Zygo公司白光干涉仪

(NewView 8000)进行表面测量，使用20倍物镜并进行拼接测量获得1 mm $\times$ 1 mm区域的表面结构如图14(b)所示，所获得的微结构特征规则均匀。进一步，采用50倍物镜测量局部表面，并通过截止频率为100/mm的高斯滤波器滤除低频形状成分，所获得的高频粗糙度结果如图14(c)所示。由图14(c)可见，表面粗糙度主要由均匀的残留刀痕结构组成，同时PCD刀具的非理想刃口带来了一定的非均匀材料去除，在表面残留了微坑缺陷结果，这导致表面的粗糙度略大，约为 $Sa=19$ nm。为表征所加工微结构表面的面型精度，采用三维匹配方法^[22]，将图14(b)中的实际加工表面与理想设计表面进行了对比，两者在同一坐标系下的匹配结果如图15(a)所示，表现出很好的吻合度。同时，图15(b)中的误差分布均在 ± 0.25 μ m以内，均方根误差RMS值为85 nm，具有很高的加工精度。

5 结论

本文设计了一种压电驱动快速刀具伺服(FTS)系统，采用两组正交双平行四边形柔性铰链构建了压电导向机构。借助机构静力学与动力学模型对铰链关键参数进行了选择，并通过有限元分析验证了所设计FTS机构的性能。实验测试结果表明，所设计的FTS的行程和分辨率分别为26.4 μ m和5 nm，一阶共振频率为7163 Hz。

构建了级联线性系统动力学和Prandtl-Ishlinskii静态迟滞模型的FTS动态迟滞模型，并采用遗传算法辨识获得了模型参数。对于频率为800和1600 Hz的复杂轨迹获得了一致的建模误差($< \pm 2.5\%$)，表明所构建的模型能够精确地描述FTS宽频域内复杂轨迹运动。进

图 14 (网络版彩图) 切削表面特征。(a) 切削表面光学照片；(b) 表面三维形貌；(c) 表面粗糙度特征

Figure 14 (Color online) Characters of the machined surface. (a) Photograph of the machined workpiece; (b) micrograph of the measured surface; (c) surface roughness.

图 15 (网络版彩图)切削表面结果图. (a) 加工与设计表面匹配结果; (b) 表面误差分布

Figure 15 (Color online) The results of machined surface. (a) Matching result of the generated and desired surface; (b) surface error distribution.

一步构建了动态迟滞补偿模型, 对峰谷幅值为 $5\text{ }\mu\text{m}$ 、频率成分约为 2.4 和 1.3 kHz 的复杂轨迹, 均获得了小于 $\pm 0.25\text{ }\mu\text{m}$ 的轨迹跟踪误差.

结合精密数控机床, 构建了基于开环FTS的微结构表面加工系统, 并对幅值为 $5\text{ }\mu\text{m}$ 、周期为 0.5 mm 的

典型谐波微网格表面进行了高速加工实验. 在主轴转速为 1800 r/min 的情况下, 所加工获得的微结构面与理想设计表面的最大偏差小于 $\pm 0.25\text{ }\mu\text{m}$, 均方根误差为 85 nm , 表面粗糙度 $Sa=19\text{ nm}$. 结果表明所设计的FTS系统能够实现微结构表面的高效高质加工.

参考文献

- Brinksmeier E, Karpuschewski B, Yan J, et al. Manufacturing of multiscale structured surfaces. *CIRP Ann*, 2020, 69: 717–739
- Tong Z, Zhong W, Zeng W, et al. Closed-loop form error measurement and compensation for FTS freeform machining. *CIRP Ann*, 2021, 70: 455–458
- Boinski A K, Riemer O, Karpuschewski B, et al. Fast tool machining and hot embossing for the manufacture of diffractive structured surfaces. *Precision Eng*, 2022, 74: 12–19
- Chen Y L, Li Z, Chen F, et al. Development of an optimized three-axis fast tool servo for ultraprecision cutting. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2021, doi: 10.1109/TMECH.2021.3109696
- Zhu Z, Chen L, Huang P, et al. Design and control of a piezoelectrically actuated fast tool servo for diamond turning of microstructured surfaces. *IEEE Trans Ind Electron*, 2019, 67: 6688–6697
- Liu P, Song Y, Yan P, et al. Actuator saturation compensation for fast tool servo systems with time delays. *IEEE Access*, 2020, 9: 6633–6641
- Yu D P, Hong G S, Wong Y S. Profile error compensation in fast tool servo diamond turning of micro-structured surfaces. *Int J Machine Tools Manuf*, 2012, 52: 13–23
- Yu D P, Gan S W, Wong Y S, et al. Optimized tool path generation for fast tool servo diamond turning of micro-structured surfaces. *Int J Adv Manuf Technol*, 2012, 63: 1137–1152
- Huang P, Wu X, To S, et al. Deterioration of form accuracy induced by servo dynamics errors and real-time compensation for slow tool servo diamond turning of complex-shaped optics. *Int J Machine Tools Manuf*, 2020, 154: 103556
- Crudele M, Kurfess T R. Implementation of a fast tool servo with repetitive control for diamond turning. *Mechatronics*, 2003, 13: 243–257
- Ma H, Tian J, Hu D. Development of a fast tool servo in noncircular turning and its control. *Mech Syst Signal Processing*, 2013, 41: 705–713
- Chen C W, Chang Y C, Tsao T C. Dynamic trajectory tracking by synergistic dual-stage actuation and control. *IEEE ASME Trans Mechatron*, 2017, 22: 2600–2610
- Zhao D, Zhu Z, Huang P, et al. Development of a piezoelectrically actuated dual-stage fast tool servo. *Mech Syst Signal Processing*, 2020, 144: 106873
- Lu X D, Trumper D L. Ultrafast tool servos for diamond turning. *CIRP Ann*, 2005, 54: 383–388

- 15 Brinksmeier E, Riemer O, Gläbe R, et al. Submicron functional surfaces generated by diamond machining. *CIRP Ann*, 2010, 59: 535–538
- 16 Zhu Z, Du H, Zhou R, et al. Design and trajectory tracking of a nanometric ultra-fast tool servo. *IEEE Trans Ind Electron*, 2019, 67: 432–441
- 17 Hassani V, Tjahjowidodo T, Do T N. A survey on hysteresis modeling, identification and control. *Mech Syst Signal Processing*, 2014, 49: 209–233
- 18 Gu G Y, Li C X, Zhu L M, et al. Modeling and identification of piezoelectric-actuated stages cascading hysteresis nonlinearity with linear dynamics. *IEEE ASME Trans Mechatron*, 2015, 21: 1792–1797
- 19 Li Z, Guan C, Dai Y, et al. Comprehensive design method of a high-frequency-response fast tool servo system based on a full-frequency error control algorithm. *Micromachines*, 2021, 12: 1354
- 20 Wang X, Li L, Huang W W, et al. Design and control of a normal-stressed electromagnetic actuated nano-positioning stage. In: *Proceedings of International Conference on Intelligent Robotics and Applications*. Springer, Cham, 2021. 324–334
- 21 Rakotondrabe M. Bouc–Wen modeling and inverse multiplicative structure to compensate hysteresis nonlinearity in piezoelectric actuators. *IEEE Trans Autom Sci Eng*, 2010, 8: 428–431
- 22 Zhou R, Shen D, Huang P, et al. Chromatic confocal sensor-based sub-aperture scanning and stitching for the measurement of microstructured optical surfaces. *Opt Express*, 2021, 29: 33512–33526

Open-loop fast tool servo-based high-speed turning of micro-structured surfaces

ZHU ZhiHui¹, ZHOU RongJing¹, HUANG Peng¹, ZHU LiMin² & ZHU ZhiWei¹

¹ School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

² State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration, School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

We developed an open-loop fast tool servo (FTS) system to achieve high-speed turning of microstructured surfaces and improve manufacturing efficiency. In terms of mechanical design, the FTS was built with a stacked piezoelectric actuator and a flexure mechanism, and the structural parameters were determined using analytical kinetostatic and dynamics models, which were then verified using finite element analysis. The experimental testing of the prototype revealed that the designed FTS satisfied the design target to a great extent. In the case of wide-bandwidth trajectory tracking, a hybrid model that can accurately capture the dynamic hysteresis of an actuator over a wide frequency band was created by cascading the linear dynamics model and the nonlinear Prandtl–Ishlinskii, and accordingly, the hybrid model was used to develop a compensation model for the actuator to precisely track the desired trajectory in the open-loop mode. The modeling and trajectory tracking results revealed consistent accuracy over a kilohertz band. Finally, a harmonic microgrid surface was generated by installing the FTS on a precision CNC (Computer numerical control) lathe, demonstrating the feasibility of the constructed open-loop FTS for high-speed turning.

ultra-precision turning, fast tool servo, high-speed turning, micro-structured surfaces, dynamic hysteresis compensation

doi: [10.1360/SST-2021-0565](https://doi.org/10.1360/SST-2021-0565)