

文章编号 1004-924X(2025)10-1594-15

面向电主轴的微结构精密加工机构集成设计及力感知特性

喻曹丰^{1,2*}, 陈志全¹, 王德运¹, 朱建华¹, 聂仪楠¹

(1. 安徽理工大学 机电工程学院, 安徽 淮南 232001;

2. 浙江大学 流体动力基础件与机电系统国家重点实验室, 浙江 杭州 310027)

摘要:针对现有快刀伺服机构的性能难以满足对非回转类具有微结构阵列表面的元件的加工能力和精度,将超磁致伸缩驱动器(Giant Magnetostrictive Actuator, GMA)与电主轴集成,提出了一种面向电主轴的微结构精密加工机构的设计方案。首先,分析了GMA驱动磁场对主轴电机磁场的影响。其次,建立了其电-磁-机多场耦合模型和力感知模型,分析了偏置电流和预应力对其性能的影响以及不同偏置电流作用下力感知特性的变化规律。最后,搭建性能测试平台进行了实验验证。研究结果显示:GMA的激励磁场仅为主轴电机的驱动磁场4.09%;适当的偏置电流和预应力,有利于提高微结构精密加工机构的输出位移,且仿真与实验结果均验证了所建立的理论模型的有效性;力感知仿真结果与力感知模型的计算结果变化规律基本一致,输出电压与电主轴轴向力呈一阶导数关系;实验结果显示在偏置电流为1 A、预应力为1 MPa时,其输出位移可达26.2 μm ,其输出推力可达22 N,表明该面向电主轴的微结构精密加工机构的设计方案可行,为解决复杂微结构元件的加工提供了一种方案。

关键词:电主轴;微结构;精密加工;集成设计;力感知

中图分类号:TH122 **文献标识码:**A

doi:10.37188/OPE.20253310.1594

CSTR:32169.14.OPE.20253310.1594

Integrated design and force sensing characteristics of micro-structured precision machining mechanism for electric spindle

YU Caofeng^{1,2*}, CHEN Zhiqun¹, WANG Deyun¹, ZHU Jianhua¹, NIE Yinan¹

(1. School of Mechatronics Engineering, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China;

2. State Key Laboratory of Fluid Power and Mechatronic Systems, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

* Corresponding author, E-mail: yucaofeng@aust.edu.cn

Abstract: Because the performance of the existing fast tool servomechanism was difficult to meet the processing capability and accuracy requirements for non-rotating components with micro-structure array surfaces, the giant magnetostrictive actuator (GMA) was integrated with the motorized spindle. A design

收稿日期:2025-02-21;修订日期:2025-03-14.

基金项目:国家自然科学基金项目(No. 52105042);流体动力基础件与机电系统国家重点实验室开放基金项目(No. GZKF-202302)

scheme for a micro-structure precision machining mechanism for the electric spindle was presented. First, the influence of the GMA driving magnetic field on the spindle motor magnetic field was analyzed. Second, the electromagnetic-mechanical coupling model and the force sensing model were established, and the influence of bias current and prestress on its performance-as well as the variation law of force sensing characteristics under different bias currents were analyzed. Finally, the performance test platform was built and verified through experiments. The results show that the excitation magnetic field of GMA is only 4.09% of the driving magnetic field of spindle motor; The addition of appropriate bias current and prestress is beneficial to improve the output displacement of micro-structure precision machining mechanism, and the experimental and simulation results verify the validity of the theoretical model. The force sensing simulation results are consistent with the calculation results of the force sensing model, and the output voltage and the axial force of the main shaft show a first-order derivative relationship. The experimental results show that when the bias current is 1 A and the prestress is 1 MPa, the output displacement can reach 26.2 μm and the output thrust can reach 22 N, which indicates that the design scheme of the micro-structure precision machining mechanism oriented to the electric spindle is feasible and provides a solution for the machining of complex micro-structure components.

Key words: electric spindle; microstructure; precision machining; integrated design; force sensing

1 引言

随着光学成像、精密加工、高端装备制造等领域向精密化、复杂化、高效化推进,对光学透镜表面^[1]、非对称表面^[2]、微纳复杂结构^[3]等微纳加工制造技术提出了更高的要求。其中,快刀伺服(Fast Tool Servo, FTS)以其响应速度快、加工效率高、表面粗糙度低等优点被广泛认为是一种有效的超高精度加工方法^[4]。

快刀伺服系统一般采用压电陶瓷^[5]、音圈电机^[6]、磁致伸缩驱动器^[7]等作为驱动机构。因压电材料具有高刚度、大输出力、高分辨率等特点在 FTS 系统中被广泛应用^[8]。例如, Niu 等人^[9]提出一种压电驱动 FTS 系统,通过样机测试行程可达 50.17 μm 。闫鹏等人^[10]基于二级杠杆放大机构,设计了一种压电陶瓷驱动的长行程 FTS 机构,消除了机构的寄生位移,可实现 100 μm 的输出行程。由音圈电机(Voice Coil Motor, VCM)驱动的 FTS 系统通常使用线性导轨或柔性铰链作为导向机构。例如, Feng 等人^[11]使用滚动导轨和 VCM 驱动的 FTS 系统可达到 $\pm 4\text{ mm}$ 的最大行程。采用气轴承引导和 VCM 驱动的长行程 FTS 系统实现了 1% 的跟踪误差和 $\pm 1\text{ mm}$ 行程^[12-13]。Chen 等人^[14]基于三段均匀波纹挠性导向机构的音圈电机驱动的 FTS 装置,最大行程可达 3.5 mm。超磁致伸缩驱动器(Giant Magneto-

strictive Actuator, GMA)具有大作用力、磁致伸缩系数大、响应速度快等优点,是一种潜在的新型驱动器。Yuuki Tamura 团队^[15]提出了一种基于磁致伸缩驱动器的快刀伺服装置,其工作频率高达 300 Hz,加工精度低于 0.3 μm 。妥峰团队^[16]提出了基于磁致伸缩的快刀伺服系统,研究了磁致伸缩驱动器的高精度位置跟踪性能。

综上,现有 FTS 加工平台一般以 T 型排布, FTS 装置布置在主轴电机的轴向方向上,配合主轴电机的伺服回转从而实现微结构表面的高效加工。该加工方式因 FTS 装置与主轴电机的运动方向单一,加工能力容易受到加工自由度的限制。此外,机床导轨运动误差也会增加被加工工件表面的波纹度,难以满足对复杂微结构表面元件的高精度加工。鉴于此,采用 GMA 作为 FTS 机构的驱动元件,并与电主轴集成,提出了一种电主轴微结构精密加工机构的设计方案。对该机构进行了理论建模,通过有限元仿真与实验进行验证。有限元仿真和实验结果表明,该结构能够实现 26.2 μm 的行程位移,同时可输出 22 N 的推力。

2 精密加工结构设计方案与工作原理

2.1 精密加工机构的设计方案

本文提出的电主轴微结构精密加工机构主

要包括电主轴主体、微结构精密加工机构、力感知机构,其结构如图 1 所示。

电主轴主体部分由永磁同步电机改进得到,为电主轴提供动力。微结构精密加工机构主体是超磁致伸缩驱动器(Giant Magnetostrictive Actuator, GMA),基于超磁致伸缩材料(Giant Magnetostrictive Material, GMM)制作而成,利用磁致

伸缩效应,将电能转换为机械能,推动输出轴轴向移动,完成刀具的轴向微进给,从而实现了对微结构表面精密加工的目的。力感知机构由感应线圈与 GMM 棒组成,基于磁致伸缩逆效应,实现主轴所受轴向的机械能转化为磁场能,再由法拉第电磁感应定律将磁场能转化为电能,进而完成主轴轴向力的检测。

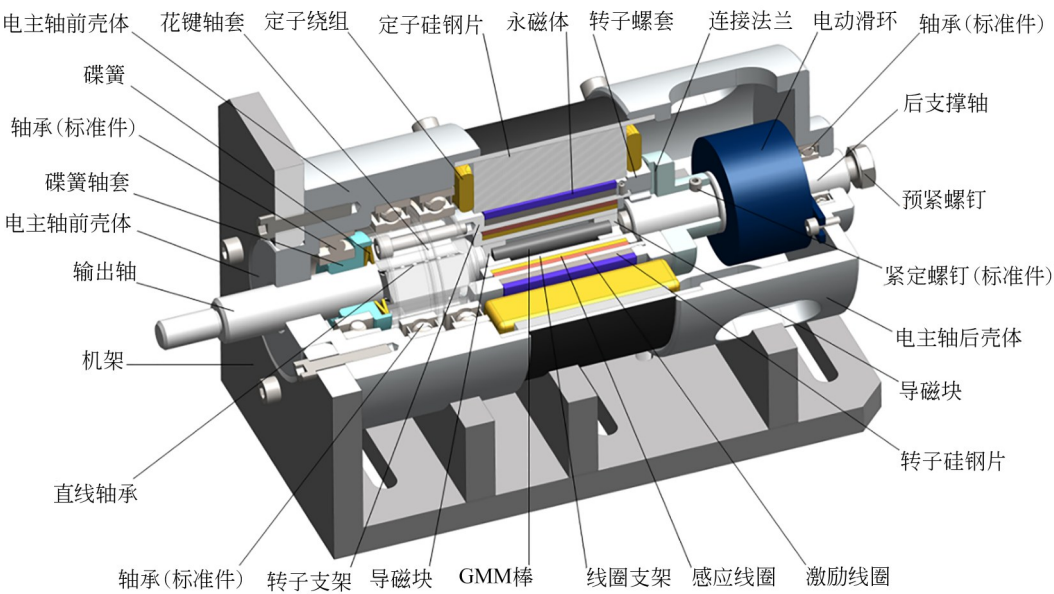


图 1 电主轴结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the structure of the electric spindle

2.2 输出位移的工作原理

微结构精密加工机构如图 2 所示,主要由 GMM 棒、导磁块、线圈支架、激励线圈、偏置线

圈、转子支架、输出轴、蝶形弹簧、花键毂、直线轴承、预紧螺钉组成。其中,输出轴与花键毂采用轴键配合,并在输出轴花键侧边安装直线轴承,

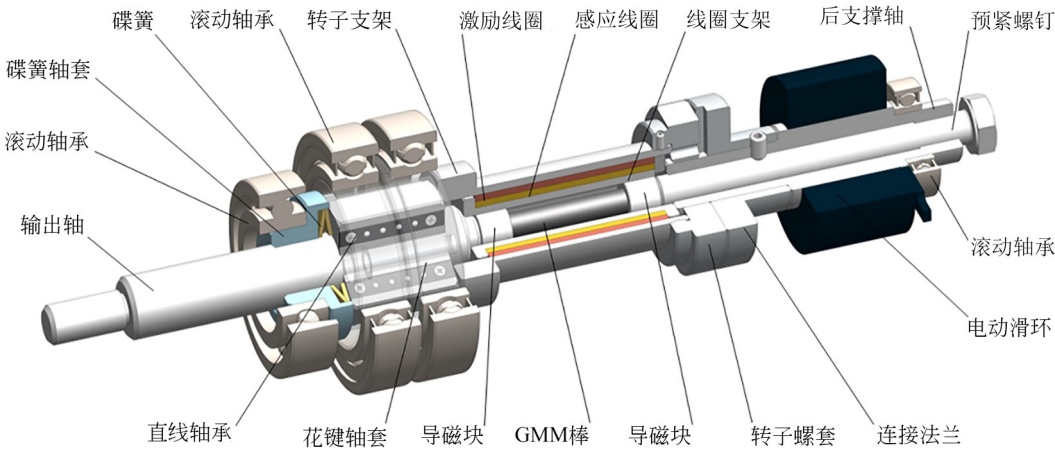


图 2 微结构精密加工结构示意图

Fig. 2 Schematic diagram of microstructure precision machined structure

实现主轴转动与轴向移动的运动解耦。

其工作原理同 GMA, 即当激励线圈通入电流时, 产生的激励磁场作用在 GMM 棒上, GMM 棒因磁致伸缩效应而发生形变, 推动输出轴, 产生输出位移; 通过调节输入偏置线圈的电流, 提高 GMM 棒形变曲线的线性度。其工作过程如图 3 所示。

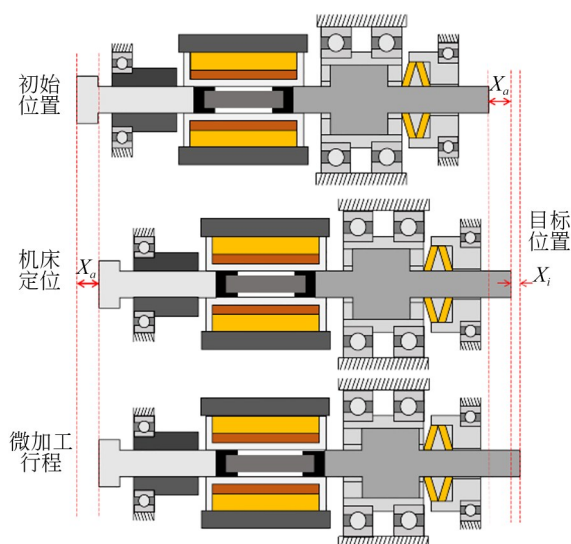


图 3 微结构精密加工机构工作过程示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the working process of the microstructure precision machining mechanism

其中, 设定目标位移 X , 由数控机床自身传动系统输出位移 X_a ; 再向激励线圈通入电流, GMM 棒产生形变, 输出位移 X_i , 实现微结构表面精密加工。

2.3 力感知结构的工作原理

力感知结构如图 4 所示, 主要由输出轴、线圈支架、激励线圈、感应线圈、后支撑轴、预紧螺钉、导磁块、GMM 棒组成。

其工作原理是基于 GMM 棒的磁致伸缩逆效应与法拉第电磁感应定律, 实现主轴所受轴向的机械能转化为电能。其工作过程如图 5 所示。

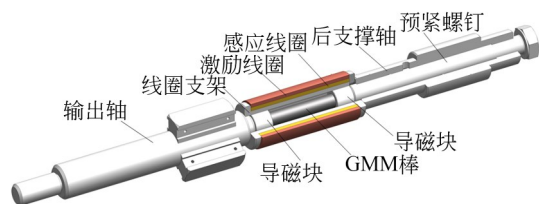


图 4 力感知结构示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the force-sensing structure

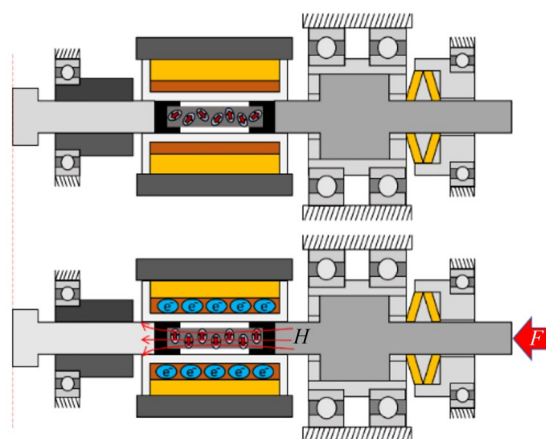


图 5 力感知机构工作过程示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the working process of the force sensing mechanism

3 精密加工机构模型建立

3.1 磁场模型

作用在 GMM 棒内的驱动磁场由外层激励线圈和内层偏置线圈两个部分共同作用。考虑到磁致伸缩驱动器的输出轴、导磁块、磁轭套筒均采用高导磁材料制成, 其磁阻远小于 GMM 棒, 可忽略不计。此外忽略空气气隙对微位移驱动器磁路的影响。

根据基尔霍夫第二定律, 驱动磁场对于微位移驱动器磁路中的任意截面磁通量由 ϕ 表示:

$$\phi = \frac{NI}{\sum R_i} \approx \frac{NI}{R_q} = \frac{4N\pi r^2 \mu_q}{l}, \quad (1)$$

其中: N 为单位长度线圈匝数, I 为激励线圈电流, l 为 GMM 棒长, R_q, μ_q 分别为 GMM 磁阻、磁导率, r 为 GMM 棒半径。

激励线圈在 GMM 棒内产生的磁通量可由激励磁场强度 H_q 表示:

$$\phi_q = 4\pi r^2 \mu_q H_q. \quad (2)$$

偏置线圈在 GMM 棒内产生的磁通量可由偏置磁场强度 H_g 表示:

$$\phi_g = 4\pi r^2 \mu_q H_g. \quad (3)$$

由电磁场叠加理论可知, 作用在 GMM 棒轴向磁场强度 H 为:

$$H = H_q + H_g. \quad (4)$$

联立式(1)、式(2)、式(3)、式(4)可得:

$$H = \frac{1}{l} (N_q I_q + N_g I_g), \quad (5)$$

其中: N_q, N_g 分别为通入激励线圈和偏置线圈中的匝数, I_q, I_g 分别为通入激励线圈和偏置线圈中的电流。

3.2 输出位移模型

物理学家 Jiles 和 Atherton 根据铁磁性材料畴壁理论将材料的磁化过程解释为磁畴壁的移动, 建立了 Jiles-Atherton 模型 (J-A 模型) 用来反映外加磁场 H 和磁化强度 M 之间的关系。如式 (6) 所示 J-A 模型可以表示为^[17]:

$$\begin{cases} H_e = H + \alpha M + H_s = H + \alpha' M \\ M_{an} = M_s \left[\coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right] \\ M_{irr} = (M - cM_{an}) / (1 - c) \\ M_{rev} = c(M_{an} - M_{irr}) \\ \frac{dM_{irr}}{dH} = \frac{M_{an} - M_{irr}}{\delta k - \alpha'(M_{an} - M_{irr})} \\ M = M_{irr} + M_{rev} \end{cases}, \quad (6)$$

其中: H_e 表示磁性材料的有效磁场; α 表示畴壁相互作用系数; H_s 表示预应力 σ_0 形成的诱发磁场; $\alpha' = \alpha + 9\lambda\sigma_0 / (2\mu_0 M_s^2)$ 为 GMM 棒内部磁畴交互作用等效参数; M_{an} 表示无磁滞磁化强度; M_s 为饱和磁化强度; a 为无磁滞磁化强度形状系数; M_{irr} 为不可逆磁化强度; c 为可逆系数; M_{rev} 为可逆磁化强度; δ 为磁场方向的符号常数; k 为不可逆损耗系数。

铁磁材料的磁滞损耗在理想状态下, 可以忽略材料的能量损耗, 总磁化强度 M 可由无磁滞磁化强度 M_{an} 表示为^[18]:

$$M = M_{an} = M_s \left[\coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right]. \quad (7)$$

对式 (7) 进行 Taylor 展开, 得:

$$M = M_s \left(\frac{H_e}{3a} \right) + o\left(\frac{H_e^3}{3a^3}\right). \quad (8)$$

上式中忽略高次项代入式 (6) 中得:

$$M = \frac{M_s}{3a} (H + \alpha' M). \quad (9)$$

从而有:

$$M = \frac{M_s}{3a - M_s \alpha'} H. \quad (10)$$

在磁场强度一定的情况下, GMM 棒的磁致伸缩应变 λ 与总磁化强度 M 的关系为:

$$\lambda = \gamma M^2, \quad (11)$$

其中, γ 为磁致伸缩系数。

基于材料力学知识, GMM 棒产生的磁致伸缩位移 X 为:

$$X = \lambda l. \quad (12)$$

将式 (10)、式 (11) 代入式 (12) 可得:

$$X = \gamma l \left(\frac{M_s H}{3a - M_s \alpha'} \right)^2. \quad (13)$$

3.3 力感知模型

本文设计的力感知机构主要运用超磁致伸缩材料的维拉里效应, 实现主轴所受轴向的机械能转化为磁场能, 再由法拉第电磁感应定律将磁场能转化为电能。

当偏置条件一定的条件下, 外部应力 σ 能够改变材料内部有效磁场 H_e 进而影响材料的磁化强度 M 。因此, 可以用经典的机电耦合模型来描述 GMM 棒中总的磁化强度 M 和应力 σ 的关系, 其表达式为^[19]:

$$\frac{\partial M}{\partial \sigma} = \frac{\sigma(1-c)}{E\zeta} (M_{an} - M_{irr}) + c \frac{dM_{an}}{d\sigma}, \quad (14)$$

其中: σ 表示施加在 GMM 棒上的激振应力, 可表示为 $\sigma = F \sin(\omega t + \varphi)$, 其中 F 表示激振应力幅值, ω 表示振动频率; E 表示 GMM 棒的杨氏模量; ζ 表示单位体积能量耦合系数。

联合式 (6)、式 (14) 求解得到总磁化强度 M 与应力的一阶线性微分方程, 如式 (15) 所示^[20]:

$$\frac{\partial M}{\partial \sigma} = \frac{\sigma [M(M_s - 3a) + M_s H]}{E\zeta(3a - cM_s)}. \quad (15)$$

当 GMM 棒的外加磁场频率较低时或 GMM 棒为薄片粘结组成的棒状复合材料时, 可以忽略温度效应及涡流影响, GMM 棒的磁化强度依赖于外加磁场和外加应力。这时磁化强度 M 对时间 t 的变化率可以表示为:

$$\frac{dM}{dt} = \frac{\partial M}{\partial H} \frac{dH}{dt} + \frac{\partial M}{\partial \sigma} \frac{d\sigma}{dt}. \quad (16)$$

式 (16) 中包含了微分磁化率 $\partial M / \partial H$ 、磁场对时间的变化率 dH / dt 、磁化强度对应力的变化率 $\partial M / \partial \sigma$ 和应力对时间的变化率 $d\sigma / dt$ 4 项。

由电磁感应定律可得力感知机构感应线圈中的感应电压为:

$$U = \frac{d\phi}{dt} = \frac{d(NAB)}{dt} = NA \frac{dB}{dt}, \quad (17)$$

其中: N 为感应线圈匝数; A 为感应线圈的横截面积; B 为感应线圈中的磁感应强度; t 为时间。

由电磁学原理可知磁感应强度 B 与磁化强

度 H 的关系为:

$$B = \mu_0(M + H), \tag{18}$$

其中: μ_0 为真空磁导率, $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$ 。

联合式(16)、式(17)、式(18)得到在外加磁场和应力共同作用下的力感知机构的动态模型,如式(19)所示:

$$U = NA\mu_0 \left[\left(\frac{\partial M}{\partial H} + 1 \right) \frac{dH}{dt} + \frac{\partial M}{\partial \sigma} \frac{d\sigma}{dt} \right]. \tag{19}$$

由于当偏置条件不变时,偏置磁场可认为是常数,并将式(15)代入式(19)得到化简式(20):

$$U = NA\mu_0 \frac{\sigma [M(M_s - 3a) + M_s H]}{E\zeta(3a - cM_s)} \frac{d\sigma}{dt}. \tag{20}$$

4 模型理论计算与仿真验证

根据电主轴微结构精密加工机构可以实现的功能,基于理论建模和有限元仿真两种分析角度分别对主轴电机与微结构精密加工机构间的相互影响、不同参数下微结构精密加工行程及力感知输出情况的变化规律三个方面进行分析。

4.1 轴向磁场仿真分析

对于电主轴一般选用永磁同步电机作为电主轴动力装置,电机内部的磁场强度与磁场分布是影响电机输出转矩的主要因素之一。与现有电主轴电机结构相比,本文在电主轴电机转子内部集成微结构精密加工机构。电主轴电机主要参数与三相绕组输入电流分别如表 1 和图 6 所示。

为研究微结构精密加工机构内置的激励线圈对电主轴电机的旋转磁场的影响,采用有限元

表 1 主轴电机的主要参数

Tab. 1 Main parameters of spindle motor

参数	数值
定子外径/mm	82
定子内径/mm	37
转子外径/mm	35
转子内径/mm	21
定子槽数	6
铁芯长/mm	60
电源频率/Hz	100
额定转速/(r·min ⁻¹)	3 000
2Pp 定子绕组	12 极
2Pr 转子绕组	4 极

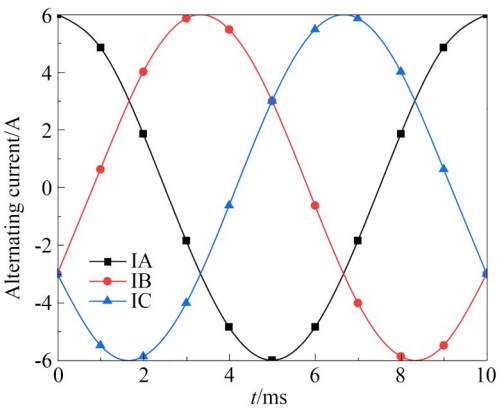
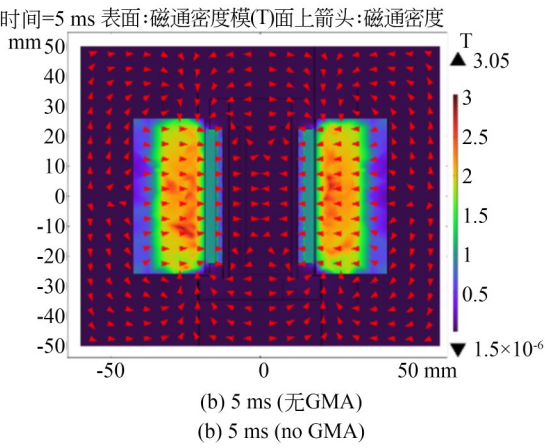
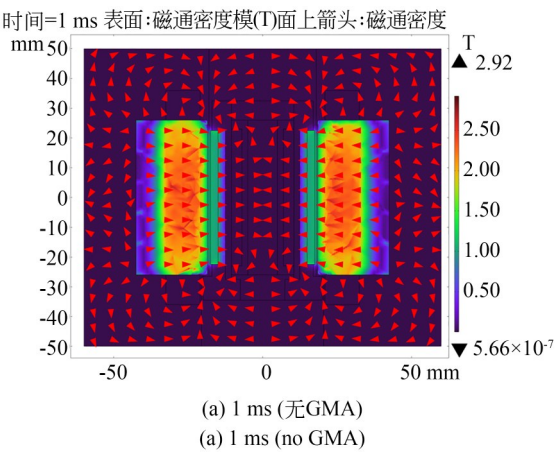


图 6 电机三相绕组电流曲线

Fig. 6 Current curve of three-phase winding of motor

法,对比分析了电主轴电机转子有无内置激励线圈工作状态下的一个周期内不同时间节点的磁场分析结果如图 7 所示。

如图 7 所示为电主轴电机在一个周期内,分



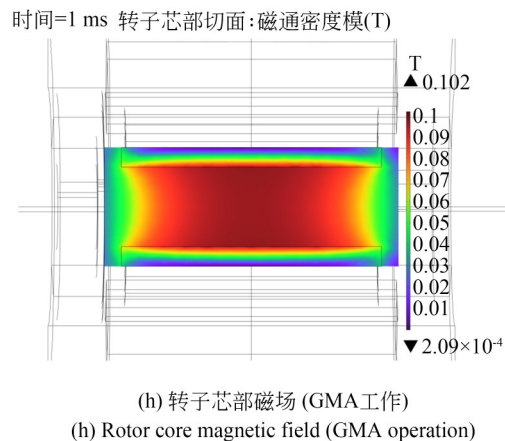
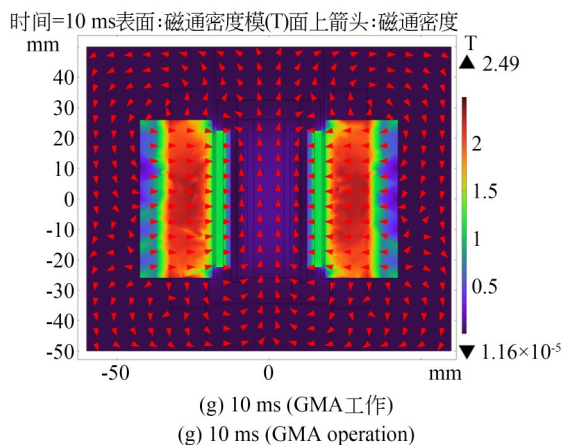
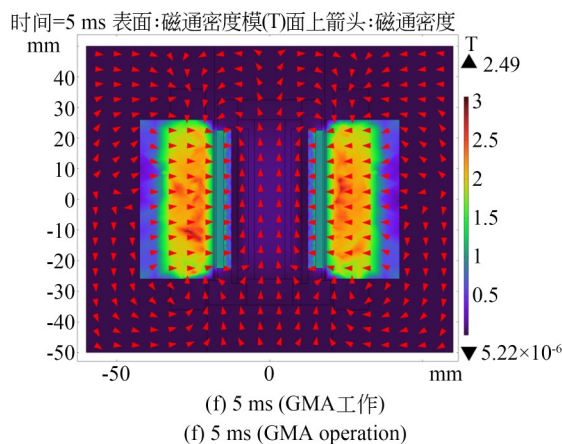
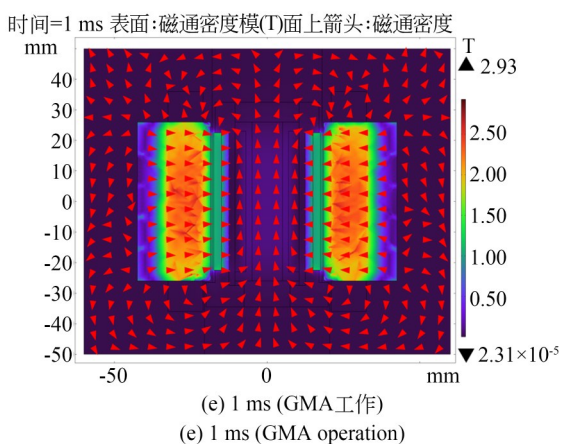
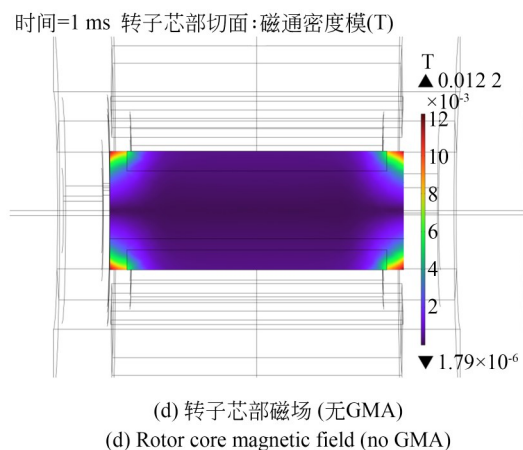
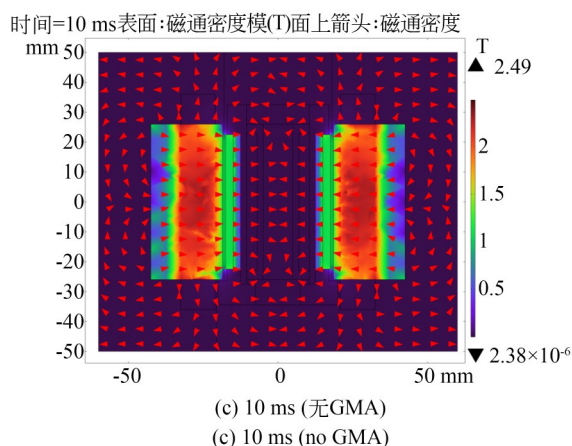


图7 电主轴电机轴向磁场分布图

Fig. 7 Axial magnetic field distribution of electric spindle motor

别在 1 ms, 5 ms, 10 ms 三个时刻的轴向磁场密度大小及其分布情况。图 7(a)~7(d) 为电主轴电机转子内部无激励线圈工作状态下的轴向截面磁场分布情况; 图 7(e)~7(h) 为电主轴电机转子内部激励线圈通入激励电流 $I_{\max}=6$ A 工作状态下的轴向截面磁场分布情况, 由于激励线圈通入

恒定直流电, 故取 1 ms 时刻的转子芯部截面磁场分布进行分析, 如图 7(h) 所示。

通过分析不同时刻电主轴电机转子内部有无激励线圈工作的条件下, 电主轴电机轴向截面磁场的大小和分布可知, 两种不同工况下的电机轴向强磁场区域均集中在定子区域且磁场强度

相近;无内置激励线圈条件下的电机转子芯部磁场较弱且磁场方向沿径向分布;有内置激励线圈条件下的电主轴电机,由于激励线圈绕线方向沿电机轴向,故转子芯部磁场方向沿轴向分布,但转子芯部产生的磁场较弱。

综上所述,含有内置激励线圈的电机内部磁场与无内置激励线圈的电机内部的磁场相比,磁场强度数值相近,磁场均匀度相似;含有内置激励线圈的电机转子内部因激励线圈的存在,转子芯部磁场方向沿轴向分布,对电机旋转磁场影响较小。

4.2 输出位移模型仿真验证

磁致伸缩材料的输出应变、输出位移与外加磁场存在非线性关系,因此偏置磁场会对磁致伸缩材料的磁场和输出特性具有重要影响。此外,由于预应力使磁畴垂直于GMM棒轴向偏转,因此,适当的预压应力可以提高电主轴误差补偿机构在相同的激励磁场下的磁致伸缩位移。为验证设计方案的合理性,采用理论计算与有限元仿真验证理论模型的有效性,及研究偏置电流和预应力对微结构精密加工机构性能的影响规律。计算过程中使用的参数如表 2 所示。

表 2 微结构精密加工模型计算参数
Tab.2 Calculation parameters of microstructure precision machining model

参数	数值
N_q	600
N_g	400
l	40 mm
r	3 mm
M_s	7.56×10^5 H/m
a	7 000 A/m
c	0.2
γ	2.28×10^{-15}
u_0	$1.256 6 \times 10^{-6}$
λ_s	0.001 5
α	0.065

4.2.1 偏置电流对微结构精密加工机构性能的影响

如图 8 所示为微结构精密加工机构有限元仿真模型示意图。

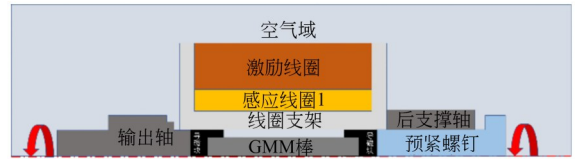
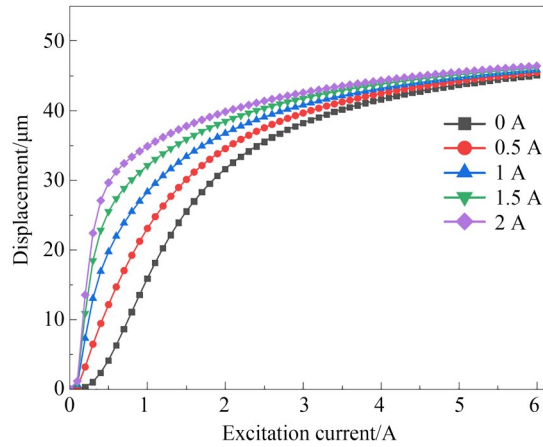


图 8 微结构精密加工机构有限元仿真模型示意图
Fig.8 Schematic diagram of finite element simulation model of microstructure precision machining mechanism

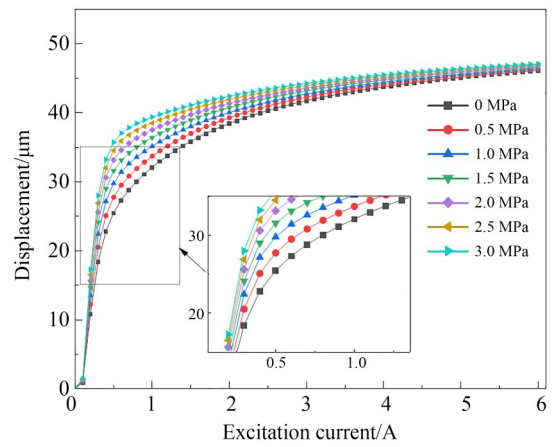
为得到偏置电流对微结构精密加工机构性能的影响,仿真时,设置机构所受预应力为 0 MPa,激励线圈的电流变化范围为 0~6 A,步长为 0.1 A,偏置线圈电流变化范围为 0~2 A,步长为 0.5 A。利用式(5)、式(13)在 MATLAB 软件中进行微结构精密加工机构模型的搭建和利用 COMSOL 搭建的如图 8 所示微结构精密加工机构模型分别计算出在不同偏置电流作用下微结构精密加工机构的输出位移与激励电流的关系如图 9 所示。图 9(a)为在 MATLAB 软件中的计算结果;图 9(b)为在 COMSOL 软件中得到的仿真结果。

从图 9 可知,通过式(5)、式(13)建立的微结构精密加工机构模型与有限元仿真模型在激励电流与输出位移间均呈现出一定的非线性。从图 9(a)可知,理想状态下,适当的偏置电流激励有利于提高微结构精密加工机构输出特性的线性度,理论模型在激励电流 0~0.5 A 之间具有较好的输出性能。

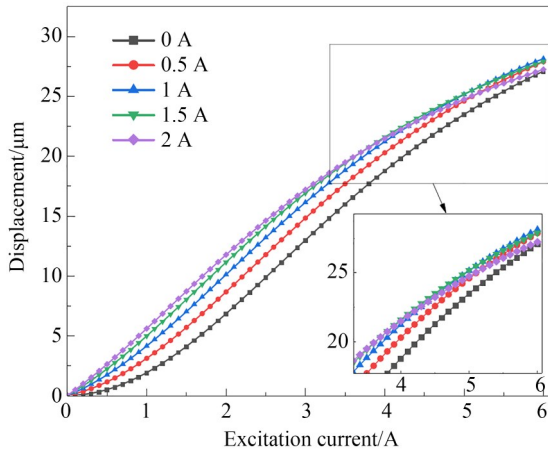
从图 9(b)可知,有限元仿真结果相较于图 9(a)中的理想状态下的计算结果,最大输出位移偏小,且 GMM 棒的磁化强度饱和速度较慢。这是因为理论模型在计算过程中没有考虑几何体的结构、尺寸以及理论模型与有限元仿真模型计算方法存在一定的差异。此外,从图 9(b)可知,微结构精密加工机构的最佳偏置电流为 1 A,此时输出最大位移 28.1 μm 。



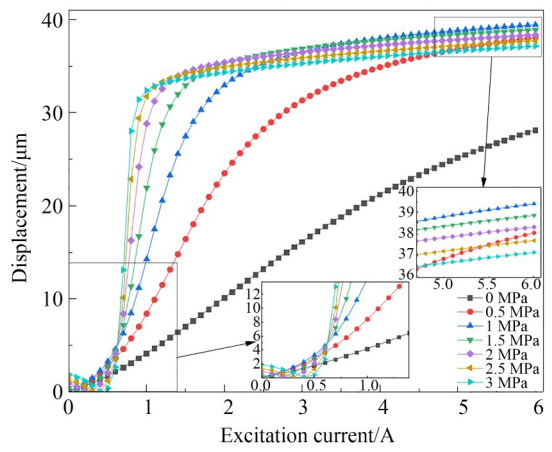
(a) Theoretical calculation results



(a) Theoretical calculation results



(b) Finite element simulation results



(b) Finite element simulation results

图 9 不同偏置电流下输出位移与激励电流间的关系

Fig. 9 Relationship between output displacement and excitation current at different bias currents

图 10 不同预应力下输出位移与激励电流间的关系

Fig. 10 Relationship between output displacement and excitation current under different prestresses

4.2.2 预应力对微结构精密加工机构性能的影响

设置激励线圈的电流范围为 0~6 A, 步长为 0.1 A, 偏置电流为 1 A, 通过预紧螺钉对 GMM 棒施加的预应力范围为 0~3 MPa, 步长为 0.5 MPa。利用式(5)、式(13)在 MATLAB 软件中进行微结构精密加工机构模型的搭建和利用 COMSOL 搭建的如图 8 所示微结构精密加工机构模型分别计算出在不同预应力作用下微结构精密加工机构模型的输出位移与激励电流的关系如图 10。

图 10(a)为在 MATLAB 软件中的计算结

果;图 10(b)为在 COMSOL 软件中得到的仿真结果。对比图 10(a)与图 9(a)偏置电流为 1 A 的理论计算结果可知,适当添加预应力有利于提高微结构精密加工机构在相同的激励磁场下的位移输出行程和位移输出的线性度。

从图 10(b)有限元仿真结果可知,在激励线圈电流 0~0.5 A 区间,偏置电流为 1 A,当预应力在 0~1 MPa 区间时,GMM 棒在小电流激励磁场和偏置磁场的共同作用下产生的输出力大于添加的预应力,因此,GMM 棒在激励线圈电流 0~0.5 A 区间内未出现压缩情况;当预应力在 1.5~3 MPa 区间内,GMM 棒在小电流激励磁场

和偏置磁场的共同作用下产生的输出力小于添加的预应力,因此,GMM棒在激励线圈电流 $0\sim 0.5\text{ A}$ 区间内出现先压缩、后伸长的现象。此外,根据图10(b)所示不同预应力下输出位移与激励电流间的关系可知,添加预应力的情况下,对提高微结构精密加工机构输出位移的效果显著。当预应力为 1 MPa 时,最大输出位移 $39.4\text{ }\mu\text{m}$,相较于预应力为 0 MPa 时,最大输出位移 $28.1\text{ }\mu\text{m}$,对比提高微结构精密加工机构输出位移 $11.3\text{ }\mu\text{m}$ 。

4.3 力感知模型仿真验证

为探究微结构精密加工机构的力感知功能在偏置磁场和外部载荷的耦合作用下的输出特性。利用式(5)、式(10)、式(20)在MATLAB软件中建立力感知理论模型,并通过COMSOL进行力感知机构有限元仿真得到偏置磁场和外部载荷对力感知输出特性的影响规律,并进一步对所建立的理论模型进行验证。计算过程中使用的参数如下: $M_s=7.56\times 10^5\text{ A/m}$, $a=7\text{ }000\text{ A/m}$, $A=2.827\times 10^{-5}(\text{m}^2)$, $N=400$, $c=0.2$ 。

图11为力感知机构有限元仿真模型示意图。分析时,设置激励线圈电流变化为 $0\sim 6\text{ A}$,步长为 0.1 A ;在电主轴外部施加的动态载荷为 F , $F=400\sin(100\pi t+3\pi/2)+400$,如图12所示。

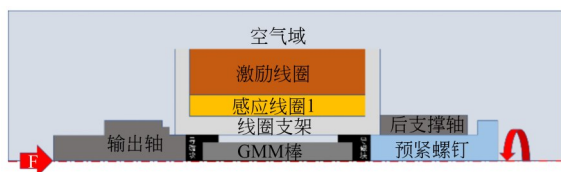


图11 力感知机构有限元仿真模型示意图

Fig. 11 Schematic diagram of the finite element simulation model of the force sensing mechanism

在图12所示动态力 F 作用下,利用式(5)、式(10)、式(20),只改变力感知机构内部直流偏置线圈的电流 I_g ,可计算出电主轴力感知机构感应输出电压,计算结果如图13(a)所示。从图13(a)可知,理论模型感应电压的输出特性基本符合外部动态载荷 F 随时间 t 的变化规律。此外,根据图13(a)所示不同偏置电流下感应电压的计算波形可知,添加适当的偏置磁场有利于提高力感知机构的输出性能,当偏置

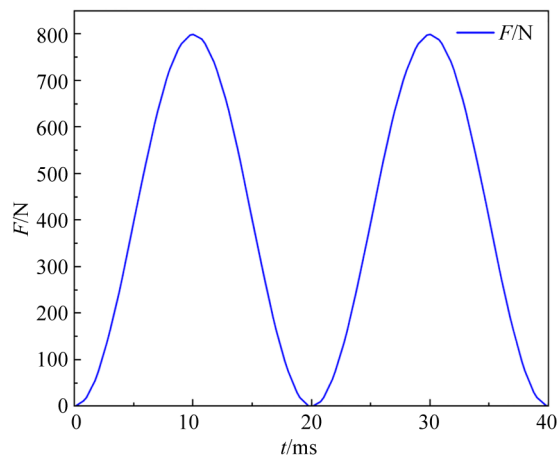
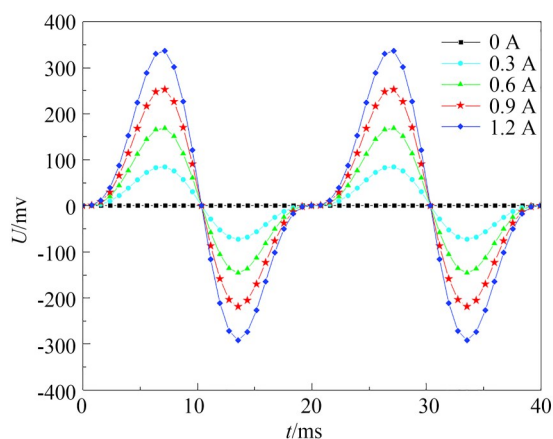


图12 正弦激励条件下的GMM棒载荷随时间的变化

Fig. 12 Variation of the load on the GMM rod with time under sinusoidal excitation conditions

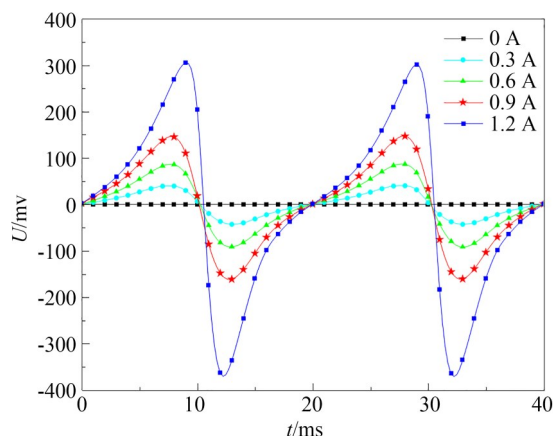
电流从 $0\sim 1.2\text{ A}$ 变化时,理论模型输出的感应电压幅值也随之增大,力感知机构的感应特性也更灵敏。

进行有限元仿真时,取感应线圈内部一点,得到力感知机构在变化的偏置磁场和外部载荷作用下随时间的变化规律,如图13(b)所示。从图13(b)可知,有限元仿真结果与理论模型计算结果的波形的变化规律基本一致,有限元仿真结果相较于理论模型计算结果偏小,这是因为在仿真过程中没有考虑磁漏对理论输出的影响以及理论模型与有限元仿真模型在计算方法上存在一定的差异。



(a) 理论计算结果

(a) Theoretical calculation results



(b) 有限元仿真结果
(b) Finite element simulation results

图 13 不同偏置电流下感应电压的波形

Fig. 13 Waveform of induced voltage with different bias current

5 实验验证与性能测试

为进一步验证提出方案的可行性,研制高速电主轴微结构精密加工机构的样机,通过实验获得微结构精密加工机构的最大加工行程、最大输出推力。

5.1 实验验证

5.1.1 偏置电流验证

根据实验需求,采用 IT6332B 多通道高精度电源、高精度接触式位移传感器、位移传感器显示器、电主轴微结构精密加工机构实验样机、开关电源等组件搭建了电主轴静态误差补偿机构性能实验平台,其中,高精度接触式位移传感器的最小分辨位移为 $0.1 \mu\text{m}$ 。图 14 为搭建的电主轴微结构精密加工机构位移实验台。

设置偏置线圈电流范围为 $0 \sim 2 \text{ A}$,步长为 0.5 A ,激励线圈电流范围为 $0 \sim 6 \text{ A}$,步长为 1 A ,预应力为 0 MPa 。图 15 为电主轴微结构精密加工机构输出位移的有限元仿真结果和实验结果的对比曲线。从图 15 可知,理论值与实验值曲线的变化规律基本一致,对应相同偏置电流作用下,理论值与实验值均在偏置电流为 1 A 时取得最大输出位移,理论仿真输出最大位移为 $28.1 \mu\text{m}$,相应的实验测得最大输出位移为 $22.3 \mu\text{m}$ 。

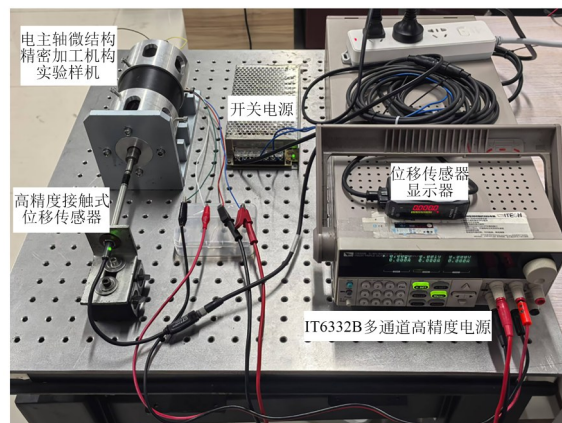


图 14 电主轴微结构精密加工机构位移实验台

Fig. 14 Static performance test platform for electric spindle microstructure precision machining mechanism

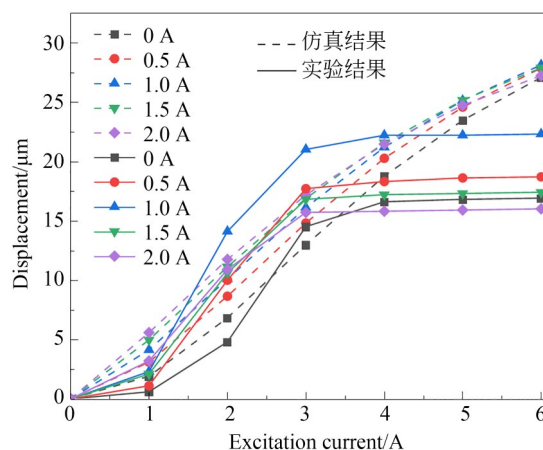


图 15 不同偏置电流下输出位移的对比曲线

Fig. 15 Comparison curves of output displacement at different bias currents

5.1.2 预应力验证

根据实验需求,采用 IT6332B 多通道高精度电源、高精度接触式位移传感器、位移传感器显示器、电主轴微结构精密加工机构实验样机、开关电源、压力传感器、压力显示器、螺纹直动机构等组件搭建了电主轴静态误差补偿机构性能实验平台,其中,高精度接触式位移传感器的最小分辨位移为 $0.1 \mu\text{m}$ 。图 16 为搭建的电主轴微结构精密加工机构预应力测试实验台。

实验条件设置偏置线圈电流为 1 A ,激励线圈电流范围为 $0 \sim 6 \text{ A}$,步长为 1 A ,预应力范围为 $0 \sim 3 \text{ MPa}$,步长 0.5 MPa 。有限元仿真结果由图

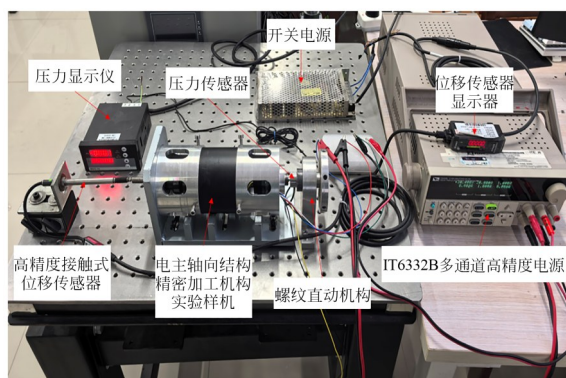


图 16 电主轴微结构精密加工机构预应力测试实验台

Fig. 16 Prestress test bench of micro-structure precision machining mechanism of electric spindle

10(b)可得。图 17 为不同预应力下电主轴微结构精密加工机构输出位移的对比曲线。从图 17 实验结果可知,在预应力为 0 MPa 时,取得最小输出位移 $22.3 \mu\text{m}$,在预应力为 1 MPa 时,取得最大输出位移 $26.2 \mu\text{m}$,位移增加 $3.9 \mu\text{m}$ 。此外,理论值与实验值曲线的变化规律基本一致,理论值与实验值均在预应力为 1 MPa 时,取得最大输出位移,理论仿真输出最大位移 $39.4 \mu\text{m}$,相应实验测得最大输出位移为 $26.2 \mu\text{m}$ 。

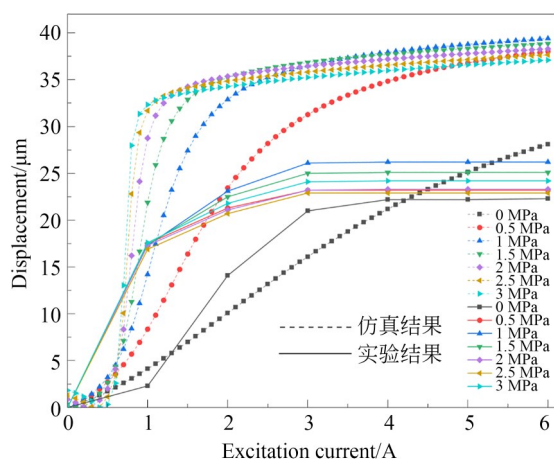


图 17 不同预应力下输出位移的对比曲线

Fig. 17 Comparison curve of output displacement under different prestresses

在上述偏置电流与预应力验证实验中,实验值较理论值偏小,其主要原因是零部件存在加工和装配误差,导致装配后的电主轴误差补偿机构存在一定的配合误差,并使得电主轴微结构精密

加工机构的输出部件在不同位置 and 不同实验条件下,需要克服的摩擦力不同。

5.2 性能测试

5.2.1 磁滞非线性测试

考虑到 GMM 固有的磁滞非线性会对微结构精密加工机构位移输出精度产生一定的影响,采用图 14 所示实验台进行电主轴微结构精密加工机构输出位移随激励线圈电流变化的磁滞非线性实验。设置偏置线圈电流为 1 A,激励线圈电流范围为 0~6 A,步长为 1 A,预应力为 0 MPa。微结构精密加工机构输出位移随激励电流变化的磁滞非线性实验曲线如图 18 所示。

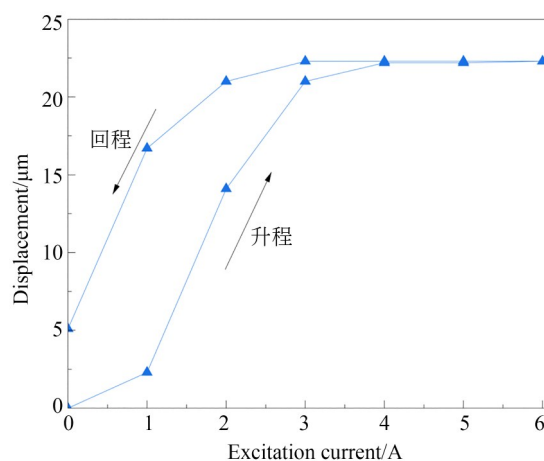


图 18 微结构精密加工机构输出位移磁滞非线性曲线

Fig. 18 Output displacement hysteresis nonlinear curve of micro-structure precision machining mechanism

由图 18 可知,微结构精密加工机构在升程阶段与回程阶段呈现出一定的磁滞非线性。在升程阶段,输出位移随激励线圈电流从 0~6 A 变化,达到最大输出位移 $22.3 \mu\text{m}$;在回程阶段,考虑到磁滞损耗,输出位移随激励线圈电流从 6~0 A 变化,当激励线圈电流为 0 A 时,回程位移为 $5.1 \mu\text{m}$ 。

5.2.2 输出力测试

图 19 为电主轴微结构精密加工机构推力测试平台。

主要由电主轴微结构精密加工机构实验样机、压力传感器、IT6332B 多通道高精度电源、程控式往复大推力伺服电动缸、电动缸控制系统、



图 19 电主轴微结构精密加工机构推力测试平台

Fig. 19 Thrust test platform of micro-structure precision machining mechanism of electric spindle

显示屏组成。经过实验测试得到微结构精密加工机构的推力曲线如图 20 所示。

由图 20 可知,微结构精密加工机构输出的推力因 GMM 的固有特性呈现出一定的非线性,且添加适当的偏置磁场有利于提高微结构精密加工机构输出的推力,当偏置电流为 1 A 时,输出最大推力 22 N。

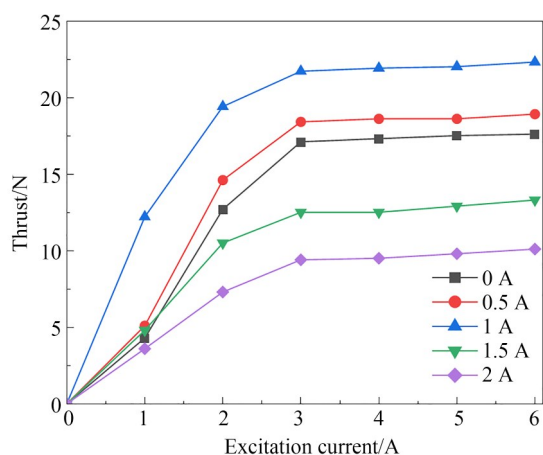


图 20 不同偏置电流下微结构精密加工机构推力曲线

Fig. 20 Thrust curve of micro-structure precision machining mechanism with different bias current

参考文献:

- [1] GUO Y J, YANG X J, KANG J, et al. Ductile machining of single-crystal germanium for freeform surfaces diamond turning based on a long-stroke fast tool servo[J]. *Journal of Manufacturing Processes*,

6 结 论

本文利用超磁致伸缩材料的正、逆效应,提出了一种具有力感知功能的电主轴微结构精密加工机构的设计方案。主要结论如下:

(1)含有内置激励线圈的电机内部磁场与无内置激励线圈的电机内部的磁场相比,磁场强度数值相近,磁场均匀度相似;含有内置激励线圈的电机转子内部因激励磁场的存在,转子芯部磁场方向沿轴向分布且 GMA 的激励磁场仅为主轴电机的驱动磁场 4.09%;

(2)有限元仿真验证了输出位移模型与力感知模型的有效性。在偏置电流为 1 A、预应力为 1 MPa 时,其输出位移可达 39.4 μm ;力感知仿真结果与力感知模型的计算结果变化规律基本一致,输出电压与主轴轴向力呈一阶导数关系;

(3)实验验证了偏置电流和预应力对微结构精密加工机构输出特性的作用规律,实验测得最大加工行程 26.2 μm ,最大输出推力 22 N;同时实验表明微结构精密加工机构输出位移存在一定的磁滞非线性,将在后续研究中开展非线性的控制策略研究,以期降低磁滞非线性对电主轴微结构精密加工机构输出位移精度的影响,从而实现以 GMM 棒为核心驱动部件的快刀伺服机构与电主轴的集成设计,为提升微结构精密加工技术提供可行性方案。

作者贡献声明:

喻曹丰:提出电主轴集成设计方案,项目资助与管理,提供资源,领导研究活动的策划和执行,审核与编辑写作;

陈志全:设计研究方法,建立模型,分析研究数据,可视化呈现,初稿写作;

王德运:协助实验台搭建,实验数据记录;

朱建华:协助实验台搭建,实验数据分析;

聂仪楠:协助实验台搭建,摘要翻译。

2022, 82: 615-627.

- [2] CHANG K M, CHENG J L, LIU Y T. Machining control of non-axisymmetric aspheric surface based on piezoelectric fast tool servo system[J]. *Precision Engineering*, 2022, 76: 160-172.

- [3] PU X N, XU J H, HUANG P, *et al.* Fast tool servo-based ultra-precision diamond sculpturing for fabricating micro-structured surfaces[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2024, 263: 108790.
- [4] TANG H, LI H C, TO S, *et al.* Design and control of a new 3-PUU fast tool servo for complex microstructure machining[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, 94(9): 3503-3517.
- [5] 朱志远, 朱紫辉, 周晓勤, 等. 三轴电磁-压电混合驱动快速刀具伺服的轨迹跟踪控制[J]. *光学精密工程*, 2023, 31(15): 2236-2247.
- ZHU Z Y, ZHU Z H, ZHOU X Q, *et al.* Trajectory tracking control for tri-axial fast tool servo using hybrid electromagnetic-piezoelectric actuation [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2023, 31(15): 2236-2247. (in Chinese)
- [6] TAO Y, CHEN Y L, HU P, *et al.* Development of a voice coil motor based fast tool servo with a function of self-sensing of cutting forces[J]. *Precision Engineering*, 2020, 65: 130-137.
- [7] WU D, ZHOU S, XIE X. Design and control of an electromagnetic fast tool servo with high bandwidth [J]. *IET Electric Power Applications*, 2011, 5(2): 217-223.
- [8] ZHAO D P, ZHU Z H, HUANG P, *et al.* Development of a piezoelectrically actuated dual-stage fast tool servo[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2020, 144: 106873.
- [9] NIU Y H, ZHU Z H, ZHU L M, *et al.* Multiobjective topology optimization for a piezo-actuated fast tool servo [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2025, 72(5): 4612-4622.
- [10] 闫鹏, 李金银. 压电陶瓷驱动的长行程快刀伺服机构设计[J]. *光学精密工程*, 2020, 28(2): 390-397.
- YAN P, LI J Y. Design of piezo-actuated long-stroke fast tool servo mechanism[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2020, 28(2): 390-397. (in Chinese)
- [11] FENG H H, XIA R S, LI Y Y, *et al.* Fabrication of freeform progressive addition lenses using a self-developed long stroke fast tool servo[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 91(9): 3799-3806.
- [12] GONG Z, HUO D H, NIU Z Y, *et al.* A novel long-stroke fast tool servo system with counterbalance and its application to the ultra-precision machining of microstructured surfaces[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2022, 173: 109063.
- [13] GONG Z, HUO D H, NIU Z Y, *et al.* Investigation of control algorithm for long-stroke fast tool servo system [J]. *Precision Engineering*, 2022, 75: 12-23.
- [14] CHEN N, WEN Z C, RONG J T, *et al.* Design, modeling, and testing of a long-stroke fast tool servo based on corrugated flexure units[J]. *Micromachines*, 2024, 15(8): 1039.
- [15] TAMURA Y, YOSHIOKA H, SHINNO H, *et al.* Nano-positioning system using self-sensing function of giant magnetostrictive actuator [J]. *Transactions of the JSME (in Japanese)*, 2015, 81(832): 15-292-15-00292.
- [16] LIU Z D, LIU W K, WANG P, *et al.* High-precision position tracking control of giant magnetostrictive actuators using fractional-order sliding mode control with inverse Prandtl-ishlinskii compensator [J]. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2023, 24(3): 379-393.
- [17] 喻曹丰, 王传礼, 解甜, 等. 基于 GMM 的高性能微定位工作台驱动系统的研制[J]. *机械工程学报*, 2019, 55(9): 136-143.
- YU C F, WANG C L, XIE T, *et al.* Development of drive system of high performance micro positioning worktable based on giant magnetostrictive material[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2019, 55(9): 136-143. (in Chinese)
- [18] CALKINS F T, SMITH R C, FLATAU A B. Energy-based hysteresis model for magnetostrictive transducers[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2000, 36(2): 429-439.
- [19] JILES D C. Theory of the magnetomechanical effect [J]. *Journal of Physics D Applied Physics*, 1995, 28(8): 1537-1546.
- [20] 孟爱华, 杨剑锋, 蒋孙权, 等. 柱棒式超磁致伸缩能量收集器的设计与实验[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(12): 175-180.

MENG A H, YANG J F, JIANG S Q, *et al.* Design and experiments of a column giant magneto-

strictive energy harvester[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(12): 175-180. (in Chinese)

作者简介:



喻曹丰(1987—),男,安徽安庆人,博士,副教授,硕士生导师,2011年于安徽理工大学获得学士学位,2017年于安徽理工大学获得博士学位,主要从事超磁致伸缩智能构件研发、精密传动与驱动控制技术等方面的研究工作。E-mail: yucaofeng@aust.edu.cn