

# 动摩擦型压电叠堆直线电机定子的振动特性\*

陈西府<sup>1,2</sup>, 黄卫清<sup>1</sup>, 王寅<sup>1</sup>

(1. 南京航空航天大学机械结构力学及控制国家重点实验室 南京, 210016)

(2. 盐城工学院机械工程学院 盐城, 224051)

**摘要** 为提高动摩擦非共振型压电电机的输出力,研究了该型电机定子的振动特性及其对电机输出力的影响。通过分析电机的总体结构和工作机理,建立了电机定子的纵向振动模型和伪刚体模型,给出了定子驱动端的振动微分方程,并获得了纵向位移函数和横向位移函数。从功能原理出发,推导了电机的周期平均输出力公式。利用数值分析法对电机的纵向振幅特性和推力特性进行了仿真。设计、制作了电机样机,对不同激励条件下定子驱动端的纵向振动位移和电机输出力进行了测试。仿真和试验结果验证了定子振动特性理论:电机输出力随纵向振幅的增加而增加,且近似成线性关系。测试结果表明:在激励电压峰峰值为 100 V、频率为 1.6 kHz 时,驱动端振幅最大可达 0.92  $\mu\text{m}$ ,样机输出力最大可达 3.5 N。

**关键词** 直线电机; 压电叠堆; 振动特性; 定子

**中图分类号** TM356; TM359.4

## 引言

压电直线电机无需传动机构而直接输出直线运动,具有定位精度高、摩擦自锁、结构简单、设计灵活等优点,近十几年来报道了大量的新型压电直线电机<sup>[1-5]</sup>。已见报道的直线压电电机包括共振型压电直线电机和非共振型压电直线电机两类。共振型压电直线电机必须在共振状态下工作,而共振状态是不稳定状态,加工误差、摩擦产生的温升等因素将影响电机定子的固有频率,从而影响电机的运行稳定性和精密驱动性能<sup>[6]</sup>。为获得需要的振动模态,共振型电机对压电元件的激励方式与布置型式、定子的结构设计和加工精度等也都提出了非常苛刻的要求<sup>[7]</sup>。这些因素限制了共振型压电直线电机运行稳定性和定位精度的提高。

压电叠堆 (piezoelectric ceramic stack) 能够在非共振状态下输出较大力、大变形和高位置重复度,有关压电叠堆作动器的研究日益广泛<sup>[8-11]</sup>。其中,最早出现的非共振型压电叠堆直线电机是尺蠖原理型和惯性冲击型。尺蠖原理型电机利用钳位机构和

驱动机构的交替运动,实现动子连续输出位移,其定位精度高、承载能力强,但其结构复杂,且电机的性能受加工精度和装配情况影响明显<sup>[12]</sup>。惯性冲击型压电直线电机利用压电元件的快速变形在集中质量处产生较大的惯性冲击力,从而驱动机构,它具有瞬间冲击力大、理论行程大等优点,但对驱动控制信号要求较为苛刻<sup>[13]</sup>。以上两种电机都是利用静摩擦力来实现直线位移的输出。笔者所在的研究团队于 2008 年提出了基于压电叠堆非共振状态下大位移输出和直线超声电机动摩擦驱动机理的新型压电直线电机。该类型电机兼具非共振型电机稳定性好、定位精度高的特点和超声电机结构简单、设计灵活的优势。关于动摩擦非共振型压电直线电机的研究表明,该类型直线电机能够在较宽的工作频带 (0~2 kHz) 内平稳运行,对驱动控制信号和加工精度等要求较低,在精密驱动和精密定位领域显示出了巨大的潜力。

目前,动摩擦非共振型压电直线电机的研究尚处于初始阶段,公开报道的文献主要集中于电机的结构设计<sup>[14-15]</sup>、原理验证<sup>[16]</sup>等方面的工作。要满足工程技术和科学研究对直线压电电机的需求,需要

\* 国家自然科学基金面上资助项目(51275235);国家自然科学基金重大研究计划重点项目(91223201);江苏高校优势学科建设工程资助项目(No. NJ20130004);江苏省自然科学基金青年基金资助项目(BK20140474)

收稿日期:2014-01-17;修回日期:2014-05-09

从电机工作机理、结构优化和驱动控制等方面着手提高动摩擦型压电直线电机的定位精度和电机输出力。文中将建立该类型电机定子的振动模型和伪刚体模型,研究电机定子的纵向振动特性和横向振动特性,并将利用功能原理推导出电机的周期平均输出力,进一步探讨影响电机输出力的各种结构参数和工艺参数。

## 1 电机的结构和原理

图 1,2 为本课题组研制的一种动摩擦非共振型直线压电电机。该电机由定子和动子组成,定子包括压电叠堆及预紧机构、预紧力调整机构、弹性梁、驱动足、预压力弹簧和基座。预紧机构能保证压电叠堆只承受必需的正压力,预紧力调整机构可以调整预紧力到适当的范围。弹性梁利用其自身变形实现对压电叠堆的预紧,同时保证压电叠堆的输出位移传递至驱动足。

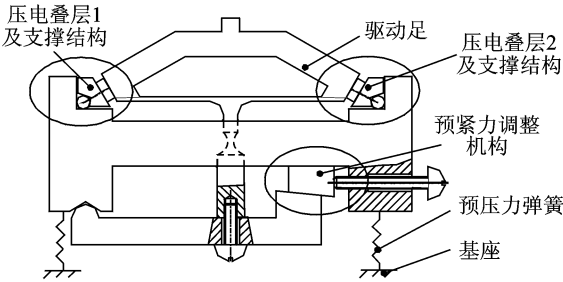


图 1 电机总体结构示意图

Fig. 1 Overall structure of the motor

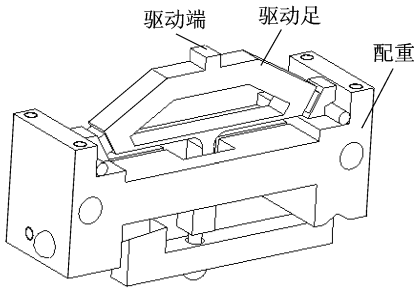


图 2 电机定子结构图

Fig. 2 Structure of the stator

利用相位差  $\pi/2$  的两正弦电压分别激励两个压电叠堆,电机定子系统作受迫振动,同时在驱动端处形成椭圆运动轨迹<sup>[17]</sup>。由于预压力弹簧能保证定子/动子处于接触状态并提供了摩擦驱动所需的正压力,因此电机的定子/动子间会产生摩擦力,从而推动动子运动。

## 2 电机定子系统的振动特性

由于压电叠层的输出位移很小(小于  $1 \mu\text{m}$ ),此时系统的阻尼很小,且对纵向振幅的影响不大,故系统的阻尼特性可以忽略不计。由于图 1 中的弹性梁符合小变形理论的基本假设,可视为纯弹性元件。根据电机的结构和工作机理,把电机定子系统(包括电机定子、预压力弹簧和基座)简化为两个方向的振动系统:纵向振动系统(垂直于动子运动方向)和横向振动系统(平行于动子运动方向)。

### 2.1 纵向振动系统特性

根据电机系统结构和原理,电机的纵向振动系统可以简化为二自由度振动系统,如图 3 所示。其中: $m_1$  为定子驱动足的质量; $m_2$  为定子其余部分质量,约等于配重质量; $k_1$  为压电叠堆和弹性梁的刚度之和; $k_2$  为预压力弹簧的刚度; $F_1(t)$  和  $F_2(t)$  为两压电叠层输出力在纵向的合力。

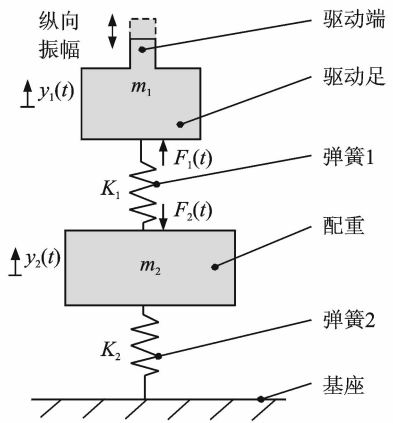


图 3 定子的纵向振动模型

Fig. 3 Longitudinal vibration model of the stator

根据图 3 知,定子的振动微分方程为

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{y}_1(t) \\ \ddot{y}_2(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & -k_1 \\ -k_1 & k_1 + k_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_1(t) \\ y_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_1(t) \\ F_2(t) \end{bmatrix} \quad (1)$$

其中:  $\begin{bmatrix} F_1(t) \\ F_2(t) \end{bmatrix} = \sqrt{2} F_{\max} \left[ \sqrt{2} + \sin(\omega t + \frac{\pi}{4}) \right] \begin{bmatrix} 1 \\ -1 \end{bmatrix}$ ;  
 $F_{\max}$  表示单个叠堆在在  $y$  方向的最大输出力。

求解得

$$\begin{pmatrix} y_1(t) \\ y_2(t) \end{pmatrix} = \frac{\sqrt{2} F_{\max}}{|\Delta|} \begin{bmatrix} k_2 - \omega^2 m_2 \\ \omega^2 m_1 \end{bmatrix} \sin(\omega t + \frac{\pi}{4}) +$$

$$\frac{F_{\max}}{k_1} \begin{pmatrix} 2 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (2)$$

其中:  $|\Delta| = (k_1 - \omega^2 m_1)(k_2 - \omega^2 m_2) - \omega^2 m_1 k_1$ 。

驱动端的纵向振动方程为

$$y_1(t) = \frac{\sqrt{2} F_{\max}}{|\Delta|} (k_2 - \omega^2 m_2) \sin(\omega t + \frac{\pi}{4}) + \frac{2F_{\max}}{k_1} \quad (3)$$

驱动端的振幅  $A$  表示为

$$A = \frac{\sqrt{2} F_{\max}}{|\Delta|} (k_2 - \omega^2 m_2) = \frac{F_{\max}}{K_Y} \quad (4)$$

其中:  $K_Y = \frac{|\Delta|}{(k_2 - \omega^2 m_2)/\sqrt{2}}$ ,  $K_Y$  为电机定子在  $y$  方向的等效动刚度。

结合压电学和机械学理论可知

$$F_{\max} \approx n d_{33} U_0 (1 - \frac{K_T}{K_T + K_S}) K_T \quad (5)$$

其中:  $K_T$  和  $K_S$  分别为压电叠堆的刚度和外载荷约束的刚度, 在该电机中  $K_T + K_S = K_1$ ;  $n$  为压电叠堆的层数;  $d_{33}$  为压电叠堆的压电常数;  $U_0$  为激励电压的幅值。

$$A = n d_{33} U_0 (1 - \frac{K_T}{k_1}) \frac{K_T}{K_Y} \quad (6)$$

从式(3)和式(6)可以看出, 在两相正弦电压激励时, 非共振型压电电机驱动端处的纵向振动为同频率的正弦振动, 振幅的大小与压电叠堆的结构参数、定子的结构刚度和质量、压电叠堆的激励电压和激励频率等有关。

## 2.2 横向振动特性

根据伪刚体理论建立图4所示的横向振动伪刚体模型, 其中图1中的柔性梁简化为扭簧1和扭簧2连接的三段刚体, 柔性铰链简化为扭簧3。

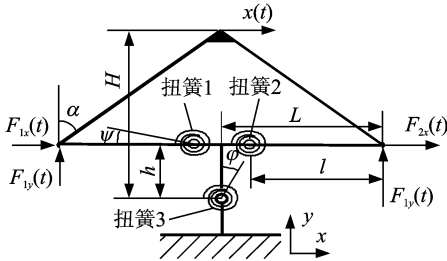


图4 电机定子的伪刚体模型

Fig. 4 Pseudo-rigid-body model of the motor

根据模型得到式(7)的转动微分方程为

$$\begin{pmatrix} J_\psi & 0 \\ 0 & J_\varphi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{\psi} \\ \ddot{\varphi} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_\psi & 0 \\ 0 & k_\varphi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \psi \\ \varphi \end{pmatrix} =$$

$$\begin{pmatrix} F_{1y}(t)l - F_{2y}(t)l \\ F_{1x}(t)h - F_{2x}(t)h \end{pmatrix} \quad (7)$$

其中:  $k_\psi$  为扭簧1和扭簧2的刚度;  $k_\varphi$  为扭簧3的刚度;  $J_\psi$  为驱动足相对扭簧1和扭簧2的转动惯量;  $J_\varphi$  为驱动足相对扭簧3的转动惯量。

由于驱动足的质量连续地均匀分布, 很容易利用转动惯量的计算公式  $I = \iiint_V r^2 dm = \iiint_V r^2 \rho dV$  求得

$J_\psi$  和  $J_\varphi$  的数值。根据自由度受力的悬臂梁伪刚体理论, 容易确定特征半径  $l$  和特征半径系数  $\gamma$ , 从而求得  $J_\psi = \pi \gamma^2 \frac{EI}{L}$  ( $E$  和  $I$  分别为悬臂梁的弹性模量和截面惯性矩)<sup>[19]</sup>。

对式(7)求解可得

$$\begin{pmatrix} \psi(t) \\ \varphi(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \theta_\psi \\ \theta_\varphi \end{pmatrix} \sin(\omega t - \frac{\pi}{4}) \quad (8)$$

其中

$$\begin{pmatrix} \theta_\psi \\ \theta_\varphi \end{pmatrix} = \sqrt{2} F_{\max} \begin{pmatrix} l/(J_\psi \omega^2 + k_\psi) \\ (h \tan \alpha)/(J_\varphi \omega^2 + k_\varphi) \end{pmatrix} \quad (9)$$

根据几何关系可知

$$x(t) \approx [(H-h)\theta_\psi + H\theta_\varphi] \sin(\omega t - \pi/4) \quad (10)$$

$$x(t) = \lambda F_{\max} \sin(\omega t - \pi/4) \quad (11)$$

其中:  $\lambda = \frac{\sqrt{2}(H-h)l}{J_\psi \omega^2 + k_\psi} + \frac{\sqrt{2}Hh \tan \alpha}{(J_\varphi \omega^2 + k_\varphi)}$ ;  $\lambda$  为与驱动足结构相关的量, 反映了驱动足在  $x$  方向的柔度, 对给定的驱动足而言是一常量。

## 2.3 定子振动特性与电机输出力的关系

根据电机的横向振动特性知, 定子  $x$  方向的速度函数可以通过对式(11)求导得到。

$$\dot{x}(t) = \lambda \omega F_{\max} \cos(\omega t - \pi/4) \quad (12)$$

由于定子与动子之间的接触预压力较大(几十牛), 定子驱动端的振幅非常小(约  $1 \mu\text{m}$ ), 定子驱动动子的速度也很低( $\text{mm/s}$  级), 可假定电机工作过程中定/动子的速度相对滑移率  $\zeta$  为常数, 则电机的输出速度  $V_T$  可用式(13)表示

$$V_T = \zeta \lambda \omega F_{\max} \cos(\omega t - \pi/4) \quad (13)$$

结合式(5)和(12)可知, 电机的输出速度与压电叠堆的本构参数、激励电压和激励频率相关。

从功能原理角度考虑, 电机在一个周期的最大平均输出力为

$$F_T = \frac{P_T}{\zeta x_T} = \frac{\int_0^{T/2} \mu K_o y_{1(t)} \dot{x}(t) dt}{\zeta \int_0^{T/2} \dot{x}(t) dt} \quad (14)$$

其中:  $F_T$ ,  $P_T$ ,  $x_T$  分别为一个周期内驱动端的平均

输出力、输出功和输出位移;  $K_o$  为定/动子接触界面的法向等效刚度;  $\mu$  为定/动子的摩擦因数。

理论上  $K_o = -d_N/d_\epsilon$ , 其中  $N$  为定/动子间的法向接触力,  $\epsilon$  为定/动子间的法向接触位移。根据分形接触理论可知, 法向接触刚度随法向载荷的增大而逐渐增加<sup>[18]</sup>, 为便于研究, 文中假定  $K_o$  随纵向振幅  $A$  近似成线性关系增长。

结合电机定子的纵向振动特性和横向振动特性, 对上式求解可得

$$\int_0^{T/2} \mu K_o y_{1(t)} \dot{x}_{(t)} dt = \left( \frac{k_o}{k_1} F_{\max} + \frac{\pi A}{4} k_o \right) \mu \lambda F_{\max} \quad (15)$$

$$\int_0^{T/2} \dot{x}_{(t)} dt = \lambda F_{\max} \quad (16)$$

$$F_T = \frac{P_T}{\zeta x_T} = \frac{\mu k_o}{\zeta} \left( \frac{F_{\max}}{k_1} + \frac{\pi A}{4} \right) \quad (17)$$

$$F_T = \frac{P_T}{\zeta x_T} = \frac{\mu k_o}{\zeta} F_{\max} \left( \frac{1}{k_1} + \frac{\pi}{4 K_Y} \right) \quad (18)$$

$$F_T = \mu \frac{k_o}{\zeta} n d_{33} U_o K_T \left( 1 - \frac{K_T}{k_1} \right) \left( \frac{1}{k_1} + \frac{\pi}{4 K_Y} \right) \quad (19)$$

其中:  $K_Y = \frac{|\Delta|}{(k_2 - \omega^2 m_2) / \sqrt{2}}$ 。

从式(17)可以看出, 电机输出力的大小随着驱动端纵向振幅的增加而增加, 因此在电机的结构设计中要合理地选择  $K_1, K_2$  和  $m_1, m_2$  的数值以降低纵向等效刚度、提高纵向振幅。从式(19)可知, 对给定的电机, 电机的输出力随激励电压、压电叠层的刚度和层数等增加而增加。

### 3 定子纵向振动特性仿真与试验

#### 3.1 纵向振动特性仿真

根据电机样机的结构参数确定纵向振动模型主要结构参数, 如表 1 所示。

表 1 电机定子系统的主要参数

Tab. 1 Main parameters of the motor stator

结构参数	$m_1/\text{kg}$	$m_2/\text{kg}$	$k_1/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	$k_2/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$
数值	0.08	0.87	$5 \times 10^8$	$1 \times 10^6$

图 5 为纵向幅频响应特性仿真曲线, 可以看出, 相同激励电压下, 在激励频率为 1 000~2 000 Hz 范围内, 定子驱动端的纵向振幅随频率增加而变大。总体上纵向振幅变化幅度很小(1%~3%), 这有利于实现电机在宽频域内驱动的稳定性的。

图 6 和图 7 分别为预压力弹簧刚度  $k_2$ 、配重质量  $m_2$  对纵向振幅性能影响的仿真曲线。在图 7

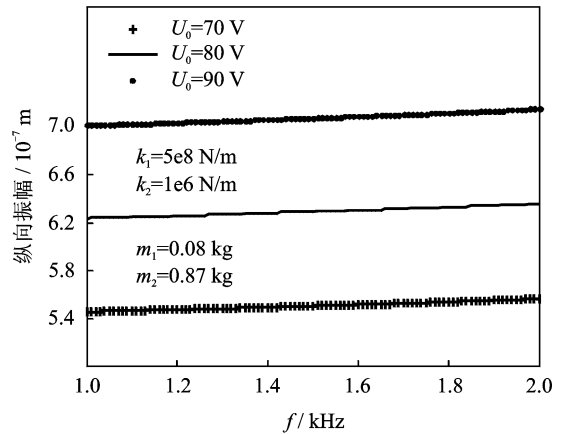


图 5 电机定子系统的纵向振动幅频特性

Fig. 5 Amplitude-frequency characteristic of longitudinal vibration for the system of motor stator

中, 当  $K_2 > 10^7$  N/m 时, 定子的纵向振幅变小的趋势非常明显, 且随频率变化的差异也较大, 因此在设计时  $k_2$  不应超过  $10^7$  N/m。在图 7 中, 纵向振幅随着配重质量的增加而增加, 因此应尽量增加配重质量。在配重质量  $m_2 > 0.7$  kg 时, 纵向振幅的变化很小, 考虑到设计的经济性, 选取配重质量为 0.6~0.7 kg 之间为宜。

#### 3.2 纵向振动特性试验

##### 3.2.1 纵向振幅测试原理

为了测量定子驱动端的振幅, 利用 KEYENCE 公司的 LK-H020 型激光位移传感器组建了图 8 所示的测振系统, 利用激光位移传感器控制器实现激光头测量数值与上位机之间的数据传输和测试模式控制。用激光位移传感器对驱动端的振动位移进行

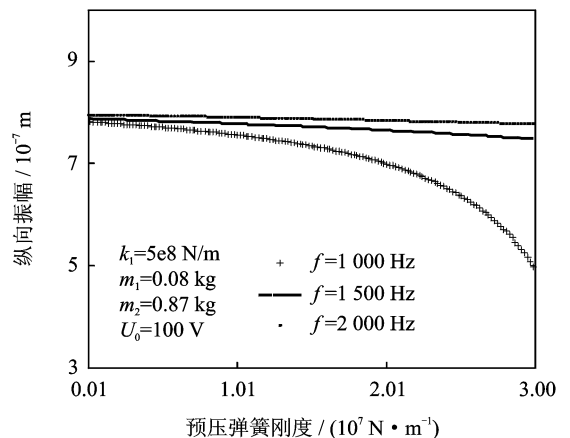


图 6 纵向振幅与预压弹簧刚度的关系

Fig. 6 Relations between longitudinal amplitude and preloading spring stiffness

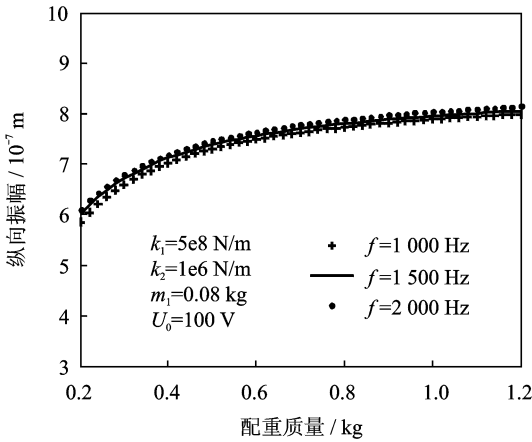


图7 纵向往幅与配重质量的关系

Fig. 7 Relations between longitudinal amplitude and the quality of balancing

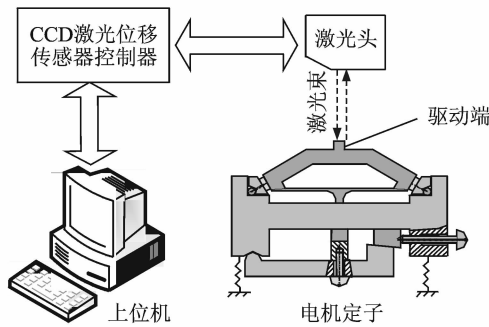


图8 纵向往幅测试原理图

Fig. 8 Testing schematic diagram of longitudinal amplitude

5 万点/s 的高频测量,把采样点数据传输到上位机中,取其中稳定运行阶段的采样数据导入 origin 软件进行数据分析和曲线平滑拟合,得出不同激励电压和激励频率下的驱动端纵向振动位移曲线。

根据测试的驱动端处振动位移,采用用 origin 软件拟合其振动位移曲线。在振动位移拟合曲线上测量  $n$  (试验中取  $n=10$ ) 个周期内波峰位移  $\delta_p$  和波谷位移  $\delta_v$ 。按照式(20)计算出各种激励条件下驱动端的振动位移幅值  $A_e$ 。

$$A_e = \frac{1}{2n} \sum_{i=1}^n (\delta_{pi} - \delta_{vi}) \quad (20)$$

### 3.2.2 振动位移测试

按照上述原理测试了不同激励条件下的电机定子振动位移,图 9 和图 10 分别为激励频率 1 和 2 kHz、激励电压为 70 V 时驱动端纵向振动位移拟合曲线。从图 7,8 可以看出,在两相正弦电压时,驱动端的纵向振动位移曲线也近似为正弦曲线,振动位移周期与激励电压的周期一致。由于激光位移传感器对外界环境的干扰非常敏感,外界环境的随机

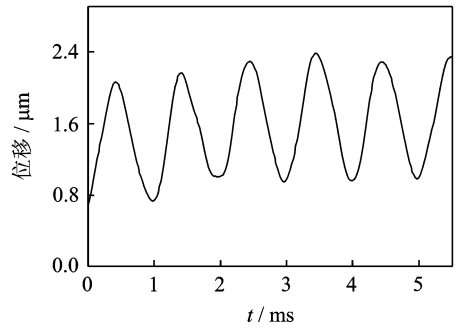


图9 1 kHz,70 V 时纵向往幅曲线

Fig. 9 Longitudinal displacement curve at 1 kHz and 70 V

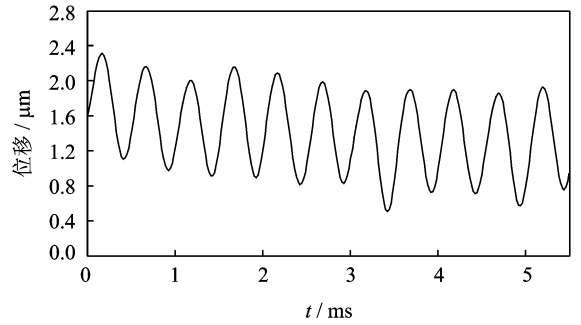


图10 2 kHz,70 V 正弦电压激励时纵向往幅曲线

Fig. 10 Longitudinal displacement curve at 2 kHz and 70 V

振动对部分实验点的影响较大,这导致个别实验点偏离拟合曲线较远。

### 3.2.3 纵向往幅测试

利用上述方法测试了不同频率和不同电压下电机定子的纵向往幅,如图 11 所示,可以看出仿真结果与试验结果具有较好的趋势一致性。在频率一定时,驱动端的纵向往幅随电压的增加而增加,且近似呈线性关系。另外,频率较高时,定子驱动端的纵向往

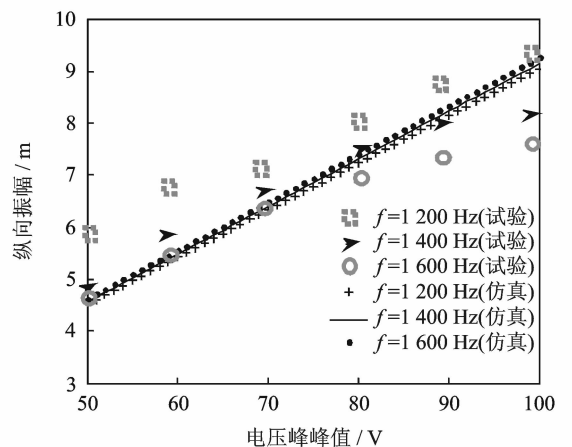


图11 纵向往幅与电压的关系

Fig. 11 Relations between longitudinal amplitude and voltage

振幅也较大。

### 4 电机推力性能仿真和试验

设计并制作了动摩擦非共振型直线压电电机一台,样机如图 12 所示。电机定子通过双层板簧固定在基座上,利用双层板簧具有纵向刚度小、横向刚度大的特点改善定/动子表面的接触状况,更好地施加摩擦驱动所需的预压力。

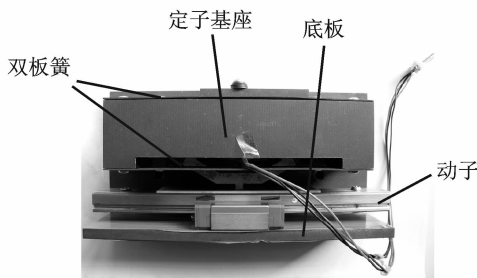


图 12 样机实物图  
Fig. 12 Prototype of the motor

利用 matlab 软件对文中的电机推力进行仿真,主要仿真参数的数值如图 13 所示。利用 LC1015 型测力仪对电机样机输出力进行测试,得到激励频率为 1.6 kHz 时电机输出力和纵向振幅的关系曲线,如图 13 所示。可以看出,试验结果与仿真结果的变化趋势一致,电机的推力都随驱动端振幅的增大而变大。在纵向振幅较小时测得的电机推力远小于理论值,这可能是由于纵向振幅较小时定动子间的相对滑移情况更加明显,此时  $\zeta$  的值略小于仿真参数的数值。

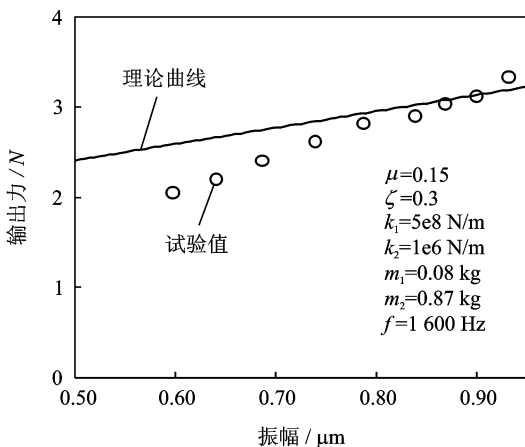


图 13 电机推力与纵向振幅的关系

Fig. 13 Relations between output force of the motor and longitudinal amplitude

### 5 结 论

1) 电机定子的纵向振幅在 1~2 kHz 范围内具有良好的稳定性,这保证了电机在该频率范围内具有良好的稳定性,与样机性能试验观测结果一致。

2) 在频率一定时,电机定子的纵向振幅随配重的增加而增加,当配重质量超过某一临界值时,振幅变化不明显,仿真结果表明该电机样机的配重质量在 0.6~0.7 kg 较为合适。

3) 当预压力弹簧大于某一临界值时,电机定子在不同频率下的纵向振幅相差很大,这不利于保证电机在宽频域范围内的运行稳定性,仿真结果表明该电机样机的预压力弹簧应小于  $10^7$  N/m。

4) 制作了电机样机,并对样机的振动特性和电机性能进行了测试。试验结果表明:定子驱动端的纵向位移曲线为正弦函数,函数周期与激励电压的周期相同,函数的幅值随电压的增加而增加,首次用试验验证了该类型电机定子的谐振特性。样机性能测试表明,电机输出力随纵向振幅的增加而增加,验证了电机平均输出力理论。另外在峰峰值为 100 V、频率为 1.6 kHz 的电压激励时,样机输出力可达 3.5 N。从测试结果看,该电机的输出推力不大。这可以通过选择压电元件、优化摩擦副、优化定子的结构参数等提高电机的输出性能。

### 参 考 文 献

[1] 潘松,黄卫清,王寅,等.基于压电作动器的直线电机及其高效驱动[J].光学精密工程,2011,19(10):2464-2471.  
Pan Song, Huang Weiqing, Wang Yin, et al. High efficiency driving of linear motor based on piezoelectric actuator[J]. Optics and Precision Engineering, 2011, 19(10):2464-2471.

[2] Shi Yunlai, Zhao Chunsheng. A new standing-wave-type linear ultrasonic motor based on in-plane modes [J]. Ultrasonics, 2011,51(4):397-404.

[3] Yoon M S, Khansur N H, Lee K S, et al. Compact size ultrasonic linear motor using a dome shaped piezoelectric actuator[J]. Journal of Electroceramics, 2012, 28(2-3):123-131.

[4] Shi Yunlai, Zhao Chunsheng. Simple new ultrasonic piezoelectric actuator for precision linear positioning [J]. Journal of Electroceramics, 2012, 28(4):233-

- 239.
- [5] Li Xiaotian, Chen Jianguo, Chen Zhijiang, et al. A high-temperature double-mode piezoelectric ultrasonic linear motor[J]. Applied Physics Letters, 2012, 101(7):072902-072902-5.
- [6] 时运来,李玉宝,赵淳生. 面内模态直线型超声电机的优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(30): 56-60.  
Shi Yunlai, Li Yubao, Zhao Chunsheng. Optimum design of a linear ultrasonic motor based on in-plane modes[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(30): 56-60. (in Chinese)
- [7] 徐旭,梁艳春,时小虎. 超声马达的频率温度特性分析[J]. 吉林大学学报:理学版, 2002, 40(2): 109-113.  
Xu Xu, Liang Yanchun, Shi Xiaohu. Analysis of frequency-temperature characteristics of ultrasonic motor[J]. Journal of Jili University: Science Edition, 2002, 40(2):109-113. (in Chinese)
- [8] Hou Xiaoyan, Lee H P, Ong Chongjin, et al. Design and finite element analysis of a new stack ultrasonic motor based on in-plane mode[J]. Smart Materials and Structures, 2012, 21(11):115002-115011.
- [9] 胡笑奇,张建辉,黄毅,等. 仿尾鳍式变截面摆动振子无阀压电叠堆泵的结构设计[J]. 光学精密工程, 2011, 19(6):1334-1343.  
Hu Xiaoqi, Zhang Jianhui, Huang Yi, et al. Structure design of caudal-fin-type piezoelectric-stack pump with variable cross-section oscillating vibrator[J]. Optics and Precision Engineering, 2011, 19(6):1334-1343. (in Chinese)
- [10] 温建明,马继杰,曾平,等. 压电旋转驱动器制作及性能测试[J]. 光学精密工程, 2013, 21(1):131-136.  
Wen Jianming, Ma Jijie, Zeng Ping, et al. Machining and functional testing of piezoelectric rotary actuator[J]. Optics and Precision Engineering, 2013, 21(1): 131-136. (in Chinese)
- [11] Newton D, Garcia E, Horner G C. A linear piezoelectric motor[J]. Smart Materials and Structures, 1998, 7(3):295-304.
- [12] 赵宏伟. 尺蠖型压电驱动器基础理论与试验研究[D]. 长春:吉林大学, 2006.
- [13] 温建明. 平面惯性压电叠堆移动机构的研究[D]. 长春:吉林大学, 2009.
- [14] Huang Weiqing, Wang Yin, Pan Song. Linear motor using stacked piezoelectric ceramics[C]//2011 International Conference on Electronics, Communications and Control. Ningbo China: Trans Tech Publications, 2011:321-323.
- [15] 陈培洪,王寅,黄卫清,等. 一种新型直动式压电直线电机的设计[J]. 压电与声光, 2011, 33(2):239-243.  
Chen Peihong, Wang Yin, Huang Weiqing, et al. The design of a new direct action piezoelectric linear motor[J]. Piezoelectric & Acoustooptics, 2011, 33(2):239-243. (in Chinese)
- [16] 徐晶晶,陈西府,王寅,等. 基于复合放大机构的压电直线电机[J]. 压电与声光, 2013, 35(2):234-236, 249.  
Xu Jingjing, Chen Xifu, Wang Yin, et al. A piezoelectric linear motor based on combined amplification structure[J]. Piezoelectric & Acoustooptics, 2011, 35(2): 234-236, 249. (in Chinese)
- [17] 陈西府,王寅,黄卫清,等. 一种非共振式压电叠堆直线电机的机理与设计[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(15):82-87.  
Chen Xifu, Wang Yin, Huang Weiqing, et al. Mechanism and design of a linear motor with piezoelectric stacks basing on non-resonant vibration[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(15):82-87. (in Chinese)
- [18] 尤晋闽,陈天宁. 基于分形接触理论的结合面法向接触参数预估[J]. 上海交通大学学报, 2011, 45(9): 1275-1280.  
You Jinmin, Chen Tiannig. Estimation for normal parameters of joint surfaces based on fractal theory[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2011, 45(9):1275-1280. (in Chinese)
- [19] Howell L L. 柔顺机构学[M]. 余跃庆,译. 北京:高等教育出版社, 2007:104-115.



**第一作者简介:**陈西府,男,1979年8月生,博士研究生、副教授。主要研究方向为直线压电电机、精密机械设计等。曾发表《一种非共振式压电叠堆直线电机的机理与设计》(《中国电机工程学报》2011年第31卷第15期)等论文。  
E-mail: chenxiforyou@163.com