

DOI: 10.3901/JME.2012.04.169

超磁致伸缩电—机转换器位移感知模型 及滞环分析*

李跃松¹ 朱玉川^{1,2} 吴洪涛¹ 牛世勇³ 田一松³

(1. 南京航空航天大学江苏省精密与微细制造技术重点实验室 南京 210016;

2. 浙江大学流体动力与机电系统国家重点实验室 杭州 310027;

3. 西安飞行自动控制研究所 西安 710065)

摘要: 超磁致伸缩电—机转换器响应快、可靠性高,但动态驱动时,因受磁滞、涡流等因素影响,输出位移的滞环较大。需要以准确的数学模型为基础,通过控制算法来补偿滞环,或通过优化其结构参数来降低滞环。通过实时测量超磁致伸缩棒上所绕线圈两端的感应电压和推导此感应电压与超磁致伸缩电—机转换器输出位移的关系,建立实时反映超磁致伸缩棒磁化状态的超磁致伸缩电—机转换器动态位移感知模型,并进一步推导出了超磁致伸缩电—机转换器输出位移的滞环与其结构参数的关系。通过与试验结果对比,当驱动频率小于 300 Hz 时,由所建模型计算出的位移峰—峰值的相对误差小于 5.8%;通过仿真研究超磁致伸缩电—机转换器结构参数对输出位移滞环的影响,得出增加预压弹簧的刚度,可以降低动态驱动时的滞环。

关键词: 超磁致伸缩电—机转换器 位移感知模型 滞环 涡流损耗

中图分类号: TH137

Research on Displacement-sensing Model and Hysteresis Loop of Giant Magnetostrictive Actuator

LI Yuesong¹ ZHU Yuchuan^{1,2} WU Hongtao¹ NIU Shiyong³ TIAN Yisong³

(1. Jiangsu Key Laboratory of Precision and Micro-manufacturing Technology,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016;

2. The State Key Lab of Fluid Power Transmission and Control, Zhejiang University, Hangzhou 310027;

3. Xi'an Flight Automatic Control Research Institute, Xi'an 710065)

Abstract: Because the effect of hysteresis and eddy loss, the displacement's hysteresis loop of giant magnetostrictive actuator with fast response and high reliability is serious. An accurate dynamic model is needed to compensate for hysteresis loop or used for decreasing hysteresis loop by structural optimization. By real time measuring the induced voltage of coil wound on giant magnetostrictive material rod and establishing the equations between the induced voltage and displacement of giant magnetostrictive actuator, a dynamic model which reflects magnetization of giant magnetostrictive rod is presented. And the relationship between the displacement's hysteresis loop of giant magnetostrictive actuator and its structural parameters is derived. The comparison results of simulation and experiments show the error of peak-to-peak value of displacement is less than 5.8%, when the driving frequency is less than 300 Hz; the conclusion that the displacement's hysteresis loop can be decreased by increasing preload spring's stiffness by simulating the relationship between the displacement's hysteresis loop of giant magnetostrictive actuator and its structural parameters.

Key words: Giant magnetostrictive actuator Displacement-sensing model Hysteresis loop Eddy loss

0 前言

以稀土超磁致伸缩材料(Giant magnetostrictive

material, GMM)棒为核心部件的 GMM 电—机转换器具有响应速度快、控制精度高、承载能力强等优点^[1],以其作为液压放大器运动控制元件的超磁致伸缩伺服阀,在响应速度、分辨率、可靠性等方面均优于传统伺服阀^[2],但 GMM 棒的磁化受磁滞、涡流等因素影响^[1],致使 GMM 电—机转换器输出位移的滞环较大,而在驱动频率较高时,磁滞、涡

* 国家自然科学基金(50805080, 51175243)、航空科学基金(20110752006)、流体动力与机电系统国家重点实验室 2011 年度开放基金(GZKF-201116)和江苏省普通高校研究生科研创新计划(CXZZ11_0196)资助项目。20110622 收到初稿,20111223 收到修改稿

流现象又很难用精确的数学模型描述,这给以模型为基础的 GMM 电—机转换器滞环补偿控制带来了很大不便。由于磁滞、涡流等现象主要发生在磁场强度与磁感应强度之间,而 GMM 电—机转换器输出位移与 GMM 棒内磁感应强度之间的模型较精确,因此,国内外对于 GMM 电—机转换器模型的研究多集中在磁场强度与磁感应强度之间^[3-4]。在实际应用中,这些模型因为未能实时反映 GMM 棒的磁化状态,仅能保证在驱动磁场强度和频率都不很高的情况下有效^[5]。

本文通过推导动态驱动下 GMM 棒磁致伸缩应变与 GMM 棒上所绕线圈两端感应电压的关系,建立了实时反映 GMM 棒磁化状态的 GMM 电—机转换器位移感知模型,为 GMM 电—机转换器动态驱动下的实时滞环补偿控制提供了简易有效的方法,并从所建模型中推导了 GMM 电—机转换器结构参数与其输出位移滞环的关系,为以降低 GMM 电—机转换器位移滞环为目标的结构参数优化提供了依据。

1 GMM 电—机转换器结构

GMM 电—机转换器的结构如图 1 所示,由端盖、外壳、阀体、GMM 棒、阀芯、滑块和调零螺钉构成的闭合磁路使 GMM 电—机转换器的磁能利用率较高;GMM 棒与线圈骨架外围的油道使得回油箱的油液可以对线圈和 GMM 棒进行冷却,且使 GMM 棒与外壳温度相等;外壳与 GMM 棒的热膨胀率相等又保证了 GMM 棒的热膨胀可以实时地被外壳的热膨胀反向抵消,使得 GMM 电—机转换器输出位移几乎不受系统发热的影响。

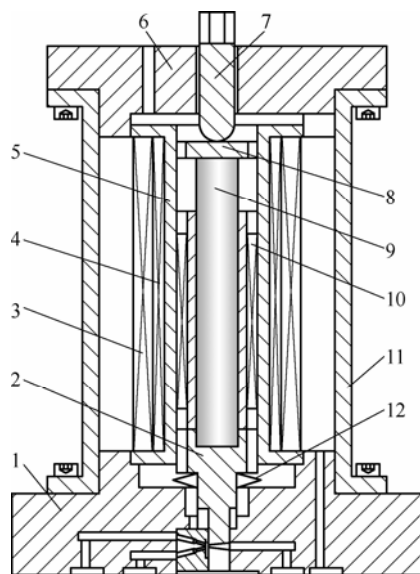


图 1 GMM 电—机转换器结构

1. 阀体 2. 阀芯 3. 偏置线圈 4. 驱动线圈 5. 线圈骨架 6. 端盖
7. 调零螺钉 8. 滑块 9. GMM 棒 10. 感应线圈 11. 外壳 12. 碟簧

2 GMM 电—机转换器位移感知模型

2.1 GMM 棒的磁致伸缩模型

在磁路闭合且考虑漏磁的情况下,施加在 GMM 棒上的驱动磁场

$$H = \frac{Ni}{k_f L} \quad (1)$$

式中 N ——驱动线圈匝数

i ——驱动电流

k_f ——漏磁系数

L ——GMM 棒长度

GMM 棒上磁感应强度 B 与其所受驱动磁场 H 的关系为

$$B = \mu_0 \mu_r H \quad (2)$$

式中 μ_0 ——真空磁导率

μ_r ——GMM 棒相对磁导率,静磁场作用下为实数,正弦交变磁场作用下为复数^[5]

$$\mu_r = \mu' - j\mu'' \quad (3)$$

式中 μ' ——与驱动磁场 H 同相位的磁感应强度 B 与 H 的比值

μ'' ——与驱动磁场 H 相位滞后 $\pi/2$ 的磁感应强度 B 与 H 的比值

j ——虚数单位

GMM 棒的磁化强度^[6]

$$M = \frac{B}{\mu_0} - H \quad (4)$$

为消除 GMM 电—机转换器的“倍频”现象,使其输出正负位移且工作在灵敏度较高的线性段,在驱动 GMM 棒时,还需要对 GMM 棒施加恒定偏置磁场 H_b ,使 GMM 电—机转换器产生预位移。恒定磁场作用下,GMM 棒磁化率为实数,其恒定磁场所产生磁化强度

$$M_b = \chi H_b \quad (5)$$

式中, χ 为 GMM 棒静态磁化率, $\chi=10$ 。

GMM 棒轴向磁致伸缩 λ 与其磁化强度的关系符合二次畴转模型^[7-8]

$$\lambda = \frac{3}{2} \frac{\lambda_s}{M_s^2} (M + M_b)^2 = \alpha (M + M_b)^2 \quad (6)$$

式中 λ_s, M_s ——GMM 棒的饱和磁致伸缩与饱和磁化强度

α ——常数,可由 GMM 棒的样本资料获得

由上述所述可知,求取 GMM 棒的磁致伸缩 λ ,需要先求取对应驱动电流下的 GMM 棒内的磁感应强度 B 或其相对磁导率 μ_r 。

2.2 GMM 棒的磁感应强度模型

GMM 棒在交变磁场 $H=H_m\cos\omega t$ (相量形式为 $\dot{H}=H_m\exp(j\omega t)$) 驱动下, 由式(2)、(3)可得其磁感应强度的相量

$$\dot{B}=\mu_0(\mu'-j\mu'')\dot{H}=\mu_0H_m[\mu'\exp(j\omega t)+\mu''\exp(j(\omega t-\pi/2))]\quad(7)$$

因此, 磁感应强度

$$B=\mu_0\mu'H_m\cos\omega t+\mu_0\mu''H_m\cos\left(\omega t-\frac{\pi}{2}\right)\quad(8)$$

式中, ω 为角频率, $\omega=2\pi f$, f 为驱动磁场频率。

由式(7)知, 在驱动磁场 $H=H_m\cos\omega t$ 时, GMM 棒内部磁感应强度处于不断变化之中, 当在 GMM 棒上缠绕感应线圈后, 感应线圈两端将产生感应电压, 通过感应电压的测量可以实时的感知动态驱动下 GMM 棒内的磁感应强度。

磁致伸缩逆效应产生的磁感应强度远小于驱动磁场产生的磁感应强度, 因此不计磁致伸缩逆效应产生的感应电压, 由电磁感应定律及式(7)可得感应线圈两端感应电动势 E 的相量形式为

$$\dot{E}=-N_0A\frac{dB}{dt}=-j\omega N_0A\mu_0(\mu'-j\mu'')H_m\exp(j\omega t)\quad(9)$$

式中 A —— 感应线圈磁通面积

N_0 —— 感应线圈匝数

将式(9)与式(7)取比值可得

$$\frac{\dot{B}}{\dot{E}}=\frac{\mu_0(\mu'-j\mu'')H_m\exp(j\omega t)}{-j\omega N_0A\mu_0(\mu'-j\mu'')H_m\exp(j\omega t)}=\frac{1}{-j\omega N_0A}\quad(10)$$

进一步可得

$$\dot{B}=-\frac{\dot{E}}{j\omega N_0A}=\frac{\dot{E}}{\omega N_0A}\exp\left(j\frac{\pi}{2}\right)\quad(11)$$

由式(11)可知, GMM 棒内的磁感应强度与绕在其上感应线圈两端的感应电压相比, 相位超前 $\pi/2$, 幅值缩小 ωN_0A 倍。因此, 在 t_0 时刻 GMM 棒上的磁感应强度

$$B(t)|_{t=t_0}=\frac{1}{\omega N_0A}E(t)|_{t=t_0+0.25T}\quad(12)$$

式中, T 为驱动磁场的周期, 取值为 $1/f$ 。

2.3 GMM 电—机转换器动力学模型

经磁—机转化, GMM 棒存储的磁致伸缩能

$$W_\lambda=\frac{E^H}{2}\int\lambda^2dV=\frac{E^H\lambda^2}{2}A_rL\quad(13)$$

式中, E^H 、 A_r 分别为 GMM 棒弹性模量、截面积。

由于 GMM 电—机转换器等效为如图 2 所示的质量—弹簧—阻尼系统^[9], 由机械能守恒可知

$$W_\lambda=\frac{1}{2}mv^2+c\int v^2dt+\frac{1}{2}ky^2\quad(14)$$

式中, y 、 v 分别为以施加预压力 F_0 后、未通电前的阀芯位置为零位 GMM 电—机转换器输出位移、速度; m 、 c 、 k 分别为 GMM 电—机转换器等效质量、等效阻尼、等效刚度^[1]。

$$m=\frac{m_G}{3}+m_s\quad c=c_G+c_s\quad k=k_G+k_s\quad(15)$$

式中, m_G 、 c_G 、 k_G 分别为 GMM 棒的质量、阻尼及刚度; m_s 为阀芯的质量; c_s 为阀芯与阀体之间的阻尼; k_s 为预压弹簧的刚度。

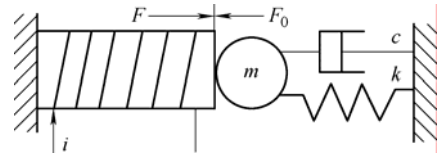


图 2 GMM 电—机转换器等效机械模型

对式(14)求导可得

$$E^HA_r\lambda\frac{d\lambda}{dt}L=mv\frac{dv}{dt}+cv^2+kyv\quad(16)$$

GMM 棒的应变 $\varepsilon=y/L$, 与 λ 的关系为^[9]

$$\varepsilon=\frac{\sigma}{E^H}+\lambda\quad(17)$$

式中, σ 为外负载对 GMM 棒的压应力。

如图 1 所示, GMM 电—机转换器驱动的为行程较小的小质量阀芯, 因阀芯与阀体接触面光滑, 阻尼较小, 因此外负载对 GMM 棒的动态作用力远小于预压力 F_0 , 式(17)中的 σ 可看作定值, 因此可得

$$v=\frac{dy}{dt}=\frac{d\varepsilon}{dt}L\approx\frac{d\lambda}{dt}L\quad(18)$$

代入式(16)可得

$$E^HA_r\lambda=m\frac{d^2y}{dt^2}+c\frac{dy}{dt}+ky\quad(19)$$

若设磁致伸缩力 $F=A_rE^H\lambda$, 则式(19)化为

$$F=m\frac{d^2y}{dt^2}+c\frac{dy}{dt}+ky\quad(20)$$

综上, GMM 电—机转换器位移感知模型求解如图 3 所示。

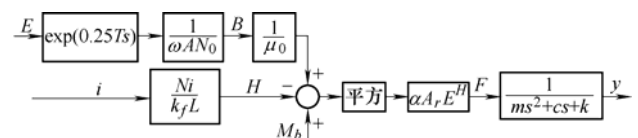


图 3 GMM 电—机转换器位移感知模型求解流程

3 GMM 电—机转换器滞环分析

GMM 棒在磁化过程中由于畴壁的不可逆移动和磁矩的不可逆转动, 致使 GMM 棒内的磁感应强度落后于驱动磁场, 产生磁滞滞环。当驱动磁场强

度不大且变化较慢时,磁滞滞环曲线满足瑞利磁滞回线, GMM 棒的相对磁导率实部和虚部分别为^[6]

$$\mu' = \mu_i + \eta H_m \quad \mu'' = \frac{4\eta}{3\pi} H_m \quad (21)$$

式中 μ_i ——GMM 棒的相对起始磁导率

η ——瑞利常数

当驱动磁场变化较快时, GMM 棒内涡流产生的反向磁场,使 GMM 棒的有效驱动磁场降低,且滞后于外加驱动磁场,此时 GMM 棒因磁化产生的滞环除受磁滞影响外,还受涡流影响,且 GMM 棒的瞬时涡流损耗^[6]

$$P_{ec} \propto B^2 r^2 f^2 \quad (22)$$

式中, r 为 GMM 棒半径,对于切片的 GMM 棒代表切片厚度。

在交变磁场 $H = H_m \cos \omega t$ 驱动下, GMM 电—机转换器输出位移满足

$$y = y_m \cos \omega t \quad (23)$$

求导得

$$\dot{y} = -x_m \omega \sin \omega t \quad \ddot{y} = -y_m \omega^2 \cos \omega t = -y \omega^2 \quad (24)$$

代入式(20)得

$$\left[\frac{F + (m\omega^2 - k)y}{c y_m \omega} \right]^2 + \left(\frac{y}{y_m} \right)^2 = 1 \quad (25)$$

式(25)为斜椭圆方程,由此可知 GMM 电—机转换器输出位移的滞环还受其等效刚度、等效阻尼、等效质量及驱动磁场的频率等因素影响。

综上, GMM 电—机转换器输出位移的滞环由 GMM 棒磁化过程中因磁滞、涡流产生的滞环和其机械运动中因摩擦阻尼等因素产生的滞环合成。

4 仿真与试验

4.1 GMM 电—机转换器试验台构建

为获得所需试验数据,搭建 GMM 电—机转换器试验台如图 4 所示。

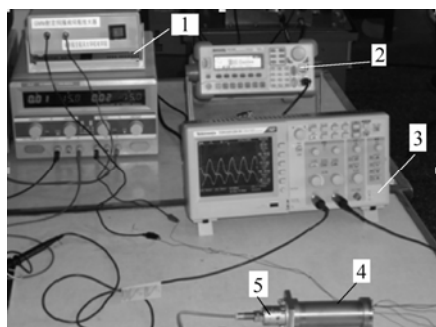


图 4 GMM 电—机转换器试验台

1. 恒流功率放大器 2. 信号发生器 3. 示波器
4. GMM 电—机转换器 5. 电涡流位移传感器

图 4 中的信号发生器与恒流功率放大器提供频率与幅值均可调节的驱动电流,示波器用来测量电涡流位移传感器输出信号与感应线圈的两端电压信号。

4.2 GMM 电—机转换器位移感知模型验证

固定偏置电流为 2.5 A,驱动电流幅值取 0.8 A,频率取 50 Hz、100 Hz、200 Hz、300 Hz,经仿真与试验绘制 GMM 电—机转换器输出位移曲线如图 5 所示,提取实测曲线与仿真曲线的峰—峰值如表 1 所示(由于感应电动势滞后,所建模型起始时刻取值不小于 0.25 T)。

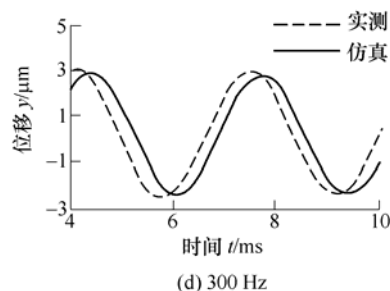
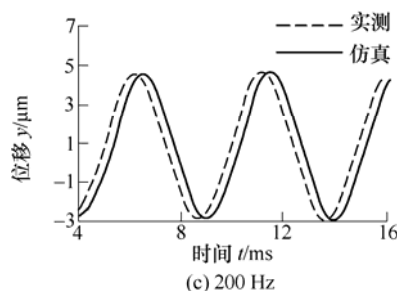
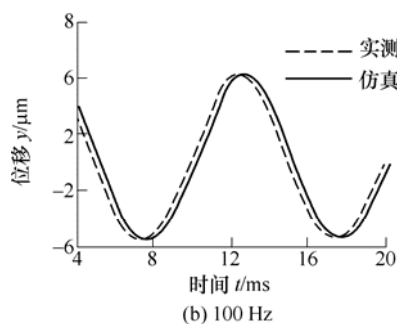
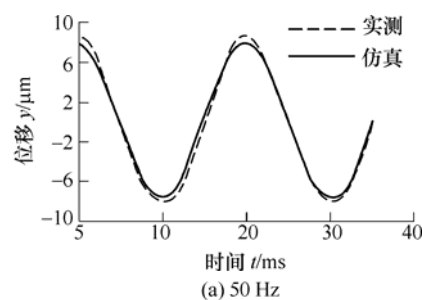


图 5 不同驱动频率下,位移的实测曲线与仿真曲线

表 1 实测位移峰—峰值与仿真位移峰—峰值对比

驱动频率	实测位移峰—峰值	仿真位移峰—峰值	相对误差
f/Hz	$y_{pp}/\mu\text{m}$	$x_{pp}/\mu\text{m}$	$\delta/\%$
50	16.4	15.9	3.14
100	11.2	11.6	3.45
200	7.5	7.2	4.17
300	5.4	5.1	5.8

从图 5、表 1 可以看出，在驱动电流频率较低时，通过所建模型求解的位移曲线无论在相位和幅值方面都较准确；随着驱动电流频率的增加，由于涡流对有效驱动磁场的降低，使得式(4)的磁场强度取值偏大，造成仿真位移曲线的幅值误差增加且滞后于实测位移曲线。

4.3 GMM 电—机转换器结构参数对滞环的影响

由式(25)知，结构参数对 GMM 电—机转换器输出位移滞环的影响，发生在磁致伸缩力与输出位移之间。为方便分析，采用式(21)确定的磁感应强度进行仿真。通过调整瑞利常数 η ，对偏置电流 2.5 A，驱动电流 0~1.6 A 的位移实测值与驱动电流 $i=0.8\cos(2\pi t)+0.8$ A 下的位移仿真值对比，使实测点距仿真曲线的差值平方最小，最终结果如图 6 所示。

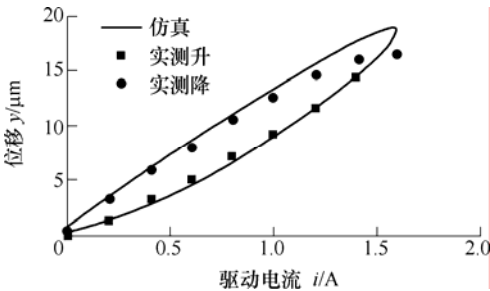


图 6 GMM 电—机转换器实测静态位移与仿真对比

由图 6 可知，在驱动电流取值为 0~1.4 A 时，GMM 电—机转换器实测位移与仿真模型基本吻合。

联立式(6)、(8)、(19)、(21)可得不计涡流等损耗的 GMM 电—机转换器输出位移模型如下

$$\begin{cases} M = (\mu_i + \eta H_m - 1)H + \frac{4\eta}{3\pi} H_m^2 \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) \\ y = \frac{\alpha E^H A_r (M + M_b)^2}{ms^2 + cs + k} \end{cases} \quad (26)$$

取 GMM 电—机转换器的等效刚度、等效阻尼、等效质量为 1.0 倍、1.5 倍、2.0 倍的表 2 所给等效刚度、等效阻尼、等效质量，驱动电流频率分别取 50 Hz、300 Hz，仿真结果如图 7~9 所示(数字 1.0、1.5、2.0 分别指所取参数为表 2 所给参数的 1.0 倍、1.5 倍、2.0 倍)。

表 2 仿真参数取值

参数	数值
GMM 棒直径 D/mm	12
GMM 棒长度 L/mm	80
GMM 棒相对磁导率 μ_i	5
真空磁导率 $\mu_0/(\text{H} \cdot \text{m}^{-1})$	$4\pi \times 10^{-7}$
瑞利常数 $\eta/(\text{m} \cdot \text{A}^{-1})$	0.001
驱动线圈匝数 $N/\text{匝}$	800
偏置线圈匝数 $N_b/\text{匝}$	700
漏磁系数 K_f	1.3
GMM 棒弹性模量 E^H/GPa	30
GMM 棒刚度 $k_G/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	4.20×10^7
GMM 棒阻尼 $c_G/(\text{N} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-1})$	4.24×10^3
GMM 棒质量 m_G/kg	0.084
预压力 6 MPa 下参数 α	4.3573×10^{15}
感应线圈匝数 $N_0/\text{匝}$	80
感应线圈磁通径 D_0/mm	12
预压弹簧刚度 $k_s/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	3.76×10^5
阀芯质量 m_s/kg	0.02
阀芯与阀体之间阻尼 $c_s/(\text{N} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-1})$	200

注：GMM 棒相对磁导率为在施加偏置磁场后，对应的相对起始磁导率。

由图 7~9 可以看出，GMM 电—机转换器等效结构参数对其位移滞环影响规律如下：驱动频率较低时，影响均不明显；驱动频率较高时，等效质量的影响不明显，等效阻尼的影响较弱，等效刚度的影响较明显；由图 9 可以看出在 GMM 棒选定的情况下，增加等效刚度在降低 GMM 电—机转换器滞环的同时，其输出位移也会被降低。虽然此仿真结果只适用预压力变化不大的场合下，但大多数磁致伸缩器件工作在此种预压状态下。由此可推知，采用碟簧(刚度系数很大)施加预压力的 GMM 电—机转换器与采用弹簧的相比，输出位移的滞回要小，但输出位移的值也减小，这与文献[1]中所给试验结论相同。

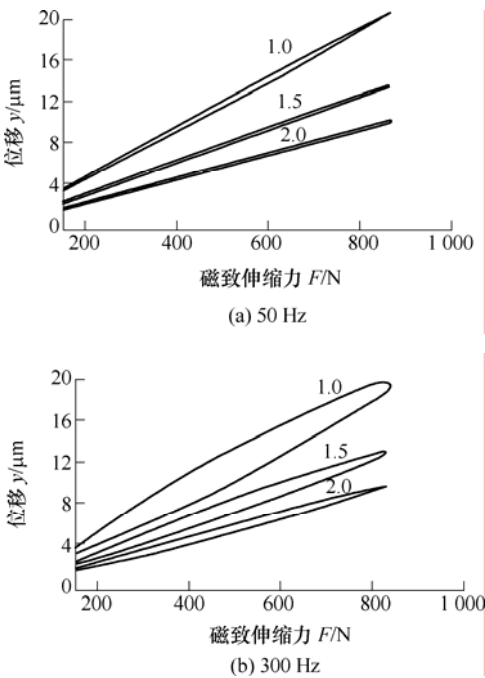


图 7 等效刚度对 GMM 电—机转换器机械滞环的影响

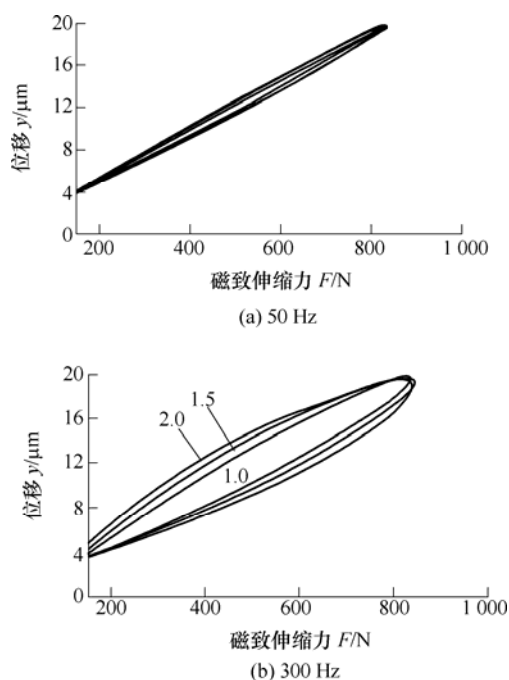


图8 等效阻尼对 GMM 电—机转换器机械滞环的影响

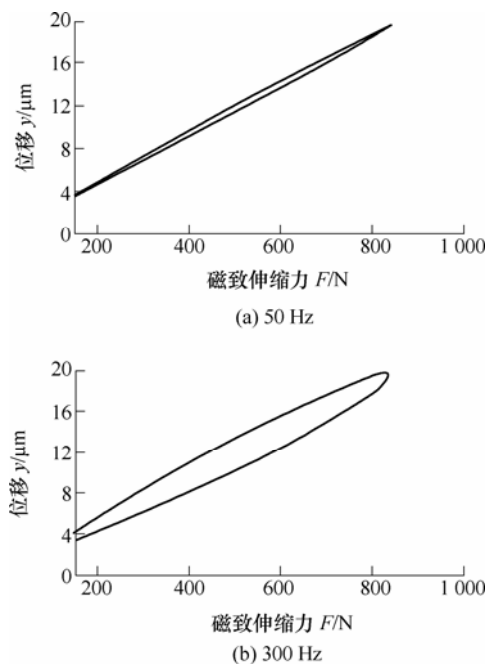


图9 等效质量对 GMM 电—机转换器机械滞环的影响

5 结论

(1) GMM 电—机转换器在谐波驱动状态下,可以通过实测 GMM 棒上绕线圈两端的感应电压来求取 GMM 电—机转换器的输出位移。在驱动频率较低时模型精度较高,随着驱动频率的增加通过此种方法所求位移的误差逐渐增大且位移的仿真曲线滞后于实测曲线。

(2) GMM 电—机转换器的输出位移的滞环由两部分构成:一是由 GMM 棒磁化过程中因磁滞、涡流等因素产生的滞环;二是阀芯机械运动中因摩

擦阻尼和预压弹簧对其的阻力变化产生的滞环。

(3) 在偏置电流 2.5 A, 驱动电流 0~1.4 A 内的准静态驱动下, GMM 电—机转换器的输出位移曲线可以通过瑞利磁滞回线求得。

参考文献

- [1] 王博文, 曹淑瑛, 黄文美. 磁致伸缩材料与器件[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2008.
WANG Bowen, CAO Shuying, HUANG Wenmei. Giant magnetostrictive materials and transducers [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2008.
- [2] 王传礼, 丁凡, 崔剑, 等. 基于 GMA 喷嘴挡板伺服阀的动态特性[J]. 机械工程学报, 2006, 42(10): 23-26.
WANG Chuanli, DING Fan, CUI Jian, et al. Dynamic characteristics of nozzle flapper servo valve based on GMA[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2006, 42(10): 23-26.
- [3] SMITH R C, DAPINO M J. A free energy model for hysteresis in magnetostrictive transducers[J]. Journal of Applied Physics, 2003, 93(1): 458-466.
- [4] SMITH R C, HOM C L. Domain wall theory for ferroelectric hysteresis[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 1999, 10(3): 195-213.
- [5] TAN X. Modeling and control of hysteresis in magnetostrictive actuator [J]. Automatica, 2004, 40(9): 1469-1480.
- [6] 廖绍彬. 铁磁学(下册)[M]. 北京: 科学出版社, 1988.
LIAO Shaobing. Ferromagnetic(Volume II) [M]. Beijing: Science Press, 1988.
- [7] JILES D C, HARIHARAN S. Interpretation of the magnetization mechanism in Terfenol-D using Barkhausen pulse-height analysis and irreversible magnetostriction[J]. J. Appl. Phys., 1990, 67(9): 5013-5015.
- [8] DAPINO M J. Nonlinear and hysteretic magnetomechanical model for magnetostrictive transducers[D]. Ames, Iowa: Iowa State University. 1999.
- [9] ENGBAHL G. Examination of the interaction between eddy currents and magnetoelasticity in Terfenol-D[J]. J. Appl. Phys., 1991, 69(7): 5777-5779.
- [10] JILES D C. Modeling the effects of eddy current losses on frequency dependent hysteresis in conducting media[J]. IEEE Trans. Magn., 1994, 30(6): 4326-4328.

作者简介: 李跃松, 男, 1985 年出生, 博士研究生。主要研究方向为流体传动与控制、机电控制及其自动化。

E-mail: liyaosong707@163.com

朱玉川(通信作者), 男, 1974 年出生, 博士, 副教授。主要研究方向为流体传动与控制、机电控制及其自动化。

E-mail: meeyczhu@nuaa.edu.cn