

考虑电涡流效应的射流管伺服阀建模及频率特性

阎耀保¹, 郭文康¹, 胡云堂², 李锐华³
(1. 同济大学 机械与能源工程学院, 上海 201804;
2. 九江学院 机械与材料工程学院, 江西 九江 332005;
3. 同济大学 电子与信息工程学院, 上海 201804)

摘 要: 针对射流管伺服阀在电-磁-力-位移转换过程中的响应滞后问题,建立了考虑电涡流效应的力矩电动机数学模型,获取了力矩电动机的频率特性。以某型射流管伺服阀为例,建立了考虑电涡流效应的射流管伺服阀数学模型,得到了主要性能参数对伺服阀频率特性的影响规律。结果表明:气隙长度、气隙磁导率的增加以及气隙有效面积的减小会导致伺服阀响应变慢,控制线圈匝数不影响伺服阀的频率特性,导磁材料电导率的减小能提高伺服阀的响应速度。对伺服阀进行试验研究,理论值和试验值之间的差值约为 5%,验证了所建模型的正确性和有效性。

关 键 词: 射流管伺服阀; 力矩电动机; 电涡流效应; 等效磁路; 频率特性

中图分类号: V233; TH137.5 **文献标志码:** A

Modeling and frequency characteristics of jet-pipe servo valve considering eddy current effect

YIN Yaobao¹, GUO Wenkang¹, HU Yuntang², LI Ruihua³
(1. School of Mechanical Engineering,
Tongji University, Shanghai 201804, China;
2. School of Mechanical and Materials Engineering,
Jiujiang University, Jiujiang Jiangxi 332005, China;
3. School of Electronics and Information Engineering,
Tongji University, Shanghai 201804, China)

Abstract: Considering the problem of response lag of jet pipe servo valve in the process of electric-magnetic-force-displacement conversion, a mathematical model of torque motor considering eddy current effect was established, and the dynamic characteristics of torque motor were obtained. Taking a certain type of jet tube flow servo valve as an example, a mathematical model of jet pipe servo valve considering the eddy current effect was established. The influence of main parameters on the frequency characteristics of the servo valve was obtained. Among them, the increase of air gap length, air gap magnetic permeability, and decrease of air gap effective area caused the servo valve to respond slowly, the number of

收稿日期:2019-12-26

基金项目:国家自然科学基金(51775383); 国家重点研发计划(2018YFB2001100); 江西省科技计划资助项目(20151BDH80064)

作者简介:阎耀保(1965—),男,教授,博士,从事极限环境下的液压与气动基础理论、飞行器能源与舵机、高速气动控制研究。

引用格式:阎耀保,郭文康,胡云堂,等.考虑电涡流效应的射流管伺服阀建模及频率特性[J].航空动力学报,2020,35(8):1777-1785. YIN Yaobao, GUO Wenkang, HU Yuntang, et al. Modeling and frequency characteristics of jet-pipe servo valve considering eddy current effect[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(8): 1777-1785.

control coil turns did not affect the frequency characteristics of the servo valve; decreasing the conductivity of the magnetically conductive material can increase the response speed of the servo valve. The servo valve was tested, the difference between the theoretical value and the test value was about 5%, verifying the correctness and effectiveness of this model.

Key words: jet-pipe servo valve; torque motor; eddy current influence; equivalent magnetic circuit; frequency characteristics

力矩电动机是电液伺服阀的核心驱动装置,能够将电信号转化为相应的力或位移等机械信号,其工作性能的优劣直接影响伺服系统的整体性能。众多学者研究了力矩电动机的静态特性^[1-2],考虑力矩电动机中永磁体的漏磁和导磁体磁阻能更精确的描述其静态特性^[3],文献[4]分析了气隙误差对伺服阀零偏的影响,文献[5]改变了力矩电动机中永磁体的组合方式,提高了力矩电动机的功率密度,输出力矩提高约 50%。但静态特性无法表征力矩电动机的完整特性,力矩电动机作为电气-机械转换装置,其动态特性尤为重要。

在力矩电动机的动态特性分析中,电流到力矩的转化过程一般被简化为线性方程,将力矩电动机组件的响应考虑为弹性振动的动态过程^[6-8],而在实际的电-磁-力-位移转化过程中,力矩电动机的频率响应低于一般的弹性振动系统。Lin 等^[9]针对喷嘴挡板伺服阀建立其线性化模型,并进行了试验研究,结果显示,试验得到的频率响应低于理论分析结果中的频率响应。2004 年,日本学者 Urata 针对力矩电动机的动态特性进行研究,通过试验验证在力矩电动机的电-磁-力转换过程中,磁通-力矩转换过程无滞后,而电流-磁通过程由于导磁体中存在电涡流效应,即电磁感应作用下磁路的磁通随时间变化,在导体内产生旋涡状电动势,从而感应出电流,这个电流在垂直于磁通方向的平面上围绕磁感应线呈旋涡状流动,该效应使磁通随时间的变化产生滞后,这种滞后是造成力矩电动机电信号到机械信号转化过程中存在响应滞后的主要原因。其提出了磁感系数的概念,并以该系数表征响应滞后的特性。但该系数无法直接测量,只能通过试验获取,因此对准确获取力矩电动机动态特性造成极大障碍。一般的伺服阀模型中尚未考虑电涡流效应的影响^[10-12],实际工作中遇到的响应滞后现象尚无定性解释和定量分析方法,由电涡流效应引起的响应滞后对力矩电动机及伺服阀动态特性的影响研究还不多见。

本文从电磁感应定律出发^[13-14],针对电液伺服阀力矩电动机中的电涡流效应导致响应滞后问题,研究并获得了磁感系数的理论计算方式,建立考虑电涡流效应的力矩电动机和伺服阀数学模型,旨在为力矩电动机及电液伺服阀的动态特性分析和设计提供参考依据。

1 射流管伺服阀结构及工作原理

图 1 为典型射流管电液流量伺服阀的结构示意图,图 2 为力矩电动机结构示意图,力矩电动机是电液伺服阀中的电气-机械转换器,将电信号转换为位移或力等机械信号。当无控制电流输入时,力矩电动机无力矩输出,射流管无偏移,两接收孔接收能量相同,阀芯两端无压差而处于零位,电液伺服阀无流量输出;当有控制电流加载时,力矩电动机驱动射流管发生偏转,导致左右两接受孔接收的能量不再一致,阀芯两端产生压差,进而推动阀芯运动,直至力矩电动机、弹簧管、反馈杆之间达到新的平衡,射流管的偏转角度和阀芯位移与控制电流成正比例关系。而且在实际工作过程中,输出的机械信号与输入的电流信号之间存在一定滞后现象。

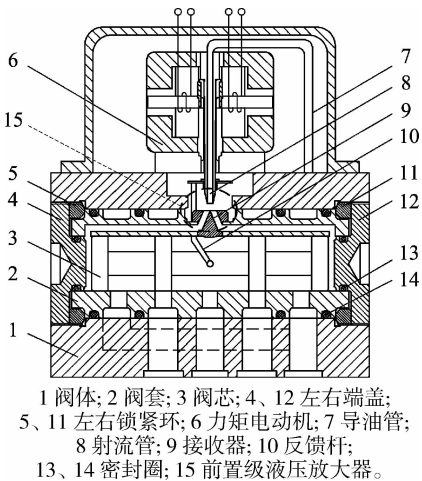


图 1 射流管电液流量伺服阀结构示意图
Fig. 1 Schematic of jet-pipe electrohydraulic flow servo valve

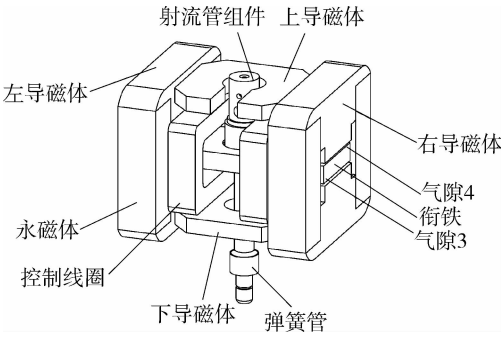


图 2 力矩电动机示意图

Fig. 2 Schematic of torque motor

2 理论建模与仿真分析

2.1 考虑电涡流效应的力矩电动机数学模型

为了分析力矩电动机在电-磁-力-位移转换过程中的响应滞后问题,根据磁路和电路的相似性,通过建立等效磁路模型对力矩电动机动态特性进行研究,考虑电涡流效应的力矩电动机等效磁路图如图 3 所示。其中导磁体的磁阻远小于气隙磁阻,在动态特性分析中导磁体磁阻可忽略不计。

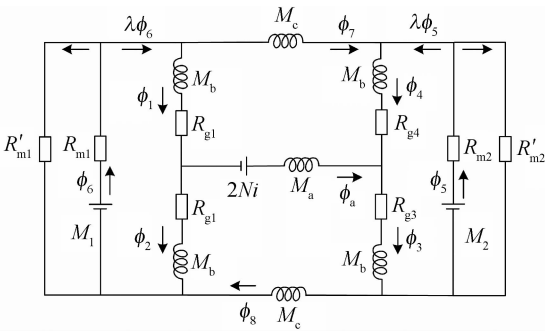
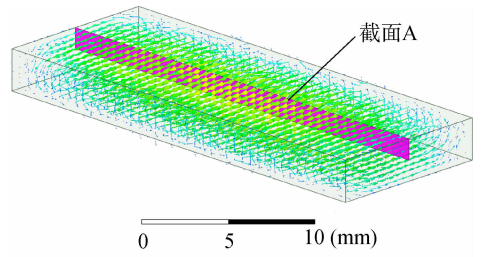


图 3 力矩电动机等效磁路图

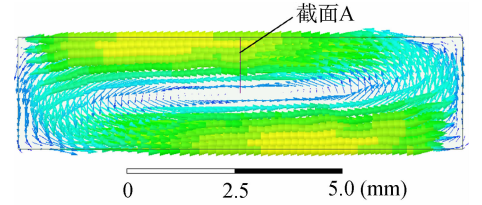
Fig. 3 Equivalent magnetic circuit diagram of torque motor

图 3 中 M_1 、 M_2 为永磁体的磁动势; M_a 、 M_b 、 M_c 为导磁体内由于磁通量变化产生的感应磁动势,其以涡电流的形式存在,导磁体中产生的感应磁动势在数值上等于导磁体内由磁通变化所引起的涡电流的大小; R_m 为永磁体的磁阻; R'_m 为永磁体的漏磁阻; R_{g1} 、 R_{g2} 、 R_{g3} 、 R_{g4} 为各处工作气隙的磁阻; λ 为永磁体的漏磁系数; Ni 为控制线圈提供的磁动势,即线圈的匝数和电流的乘积; ϕ_i 为等效磁路中各支路的磁通量。

涡电流存在于导磁体内部,可借助电磁仿真软件较为直观的查看各导磁体中涡流的分布。力矩电动机组件中衔铁内部的涡流示意图如图 4 所示。其中图例数值表示比例尺的长度,面 A 为衔



(a) 衔铁内涡流轴测图



(b) 衔铁截面涡流示意图

图 4 衔铁内涡流示意图

Fig. 4 Schematic of eddy current in armature

铁内涡流路径的横截面。力矩电动机中的磁场属低频磁场,集肤深度较大,而力矩电动机组件结构尺寸较小,因此在此忽略了集肤效应对导体电阻值的影响。

根据楞次定律,该感应电流的磁场总要阻碍引起感应电流的磁通量的变化。导磁体内涡电流在数值上等于导磁体内感应电动势与电阻的比值。其中,电阻为

$$R' = \frac{L}{\sigma S} \quad (1)$$

式中 L 为导体内涡流路径的有效长度; σ 为导体的电导率; S 为涡流路径的横截面积。

由图 4 可以看出,导磁体内涡电流在周向和轴向的分布并不均匀,为了更加精确的计算导磁体的有效电阻值,借助电磁仿真软件 Ansoft Maxwell 进行损耗分析。

$$R' = \frac{P_\Omega}{\int_S I^2} = \frac{P_\Omega}{\int_S I_{\text{real}}^2 + \int_S I_{\text{imag}}^2} \quad (2)$$

式中 P_Ω 为导磁体内的欧姆损耗; I 为通过涡流路径截面的总电流,分为实部和虚部,可通过软件的后处理得到。

根据法拉第电磁感应定律,可得感应电动势为

$$e_1 = - \frac{d\phi}{dt} \quad (3)$$

根据安培环路定律,由图 3 可以得到如下方程:

$$M_1 = \phi_1 R_{g1} + M_b + \phi_2 R_{g2} - M_b + \phi_6 R_{m1} \quad (4)$$

$$M_1 = \phi_1 R_{g1} + M_b + Ni + M_a + \phi_3 R_{g3} + M_b + M_c + \phi_6 R_{m1} \quad (5)$$

$$Ni = M_b + \phi_1 R_{g1} + M_a - \phi_4 R_{g4} + M_b + M_c \quad (6)$$

由于力矩电动机的对称性,有

$$\begin{aligned} \phi_1 = \phi_3 = \phi_0 + \phi_a, \quad \phi_2 = \phi_4 = \phi_0 - \phi_a \quad (7) \\ R_{g1} = R_{g3} = R_0 - \Delta R, \\ R_{g2} = R_{g4} = R_0 + \Delta R \end{aligned} \quad (8)$$

其中

$$R_0 = g/(\mu_0 A_g), \quad \Delta R = x/(\mu_0 A_g) \quad (9)$$

式中 R_0 为衔铁位于中位时工作气隙的磁阻; ϕ_0 为衔铁位于中位时工作气隙的磁通; A_g 为工作气隙的有效面积; μ_0 为真空磁导率; x 为衔铁的偏转位移。

因此式(6)又可转化为

$$\left(\frac{1}{R'_a} + \frac{1}{R'_b} + \frac{1}{2R'_c}\right) \frac{d\phi_a}{dt} = Ni - R_0 \phi_a + 2\phi_0 \Delta R \quad (10)$$

令 $A = \frac{1}{R'_a} + \frac{1}{R'_b} + \frac{1}{2R'_c}$, 则

$$A \frac{d\phi_a}{dt} = Ni - R_0 \phi_a + 2\phi_0 \Delta R \quad (11)$$

$$\hat{\phi}_a = \frac{1}{1 + \frac{A}{R_0} s} \left(\frac{2\phi_0 \Delta \hat{R}}{R_0} + \frac{N \hat{i}}{R_0} \right) \quad (12)$$

根据麦克斯韦方程组,得到衔铁输出力矩

$$\hat{T}_d = \frac{1}{1 + \frac{A}{R_0} s} \left(\frac{a\phi_0}{\mu_0 A_g} \right) \left(\frac{2\phi_0 \Delta \hat{R}}{R_0} + \frac{N \hat{i}}{R_0} \right) \quad (13)$$

式中 a 为衔铁的力臂长度;定义 $\frac{A}{R_0}$ 为力矩电动机磁感系数。

式(13)的时域形式为

$$\frac{A}{R_0} \cdot \frac{dT_d}{dt} + \hat{T}_d = k_m \theta + k_i i \quad (14)$$

其中 $k_i = 2N\phi_0 \frac{a}{g}$, $k_m = 4R_0 \phi_0^2 \left(\frac{a}{g}\right)^2$ 。

2.2 射流管伺服阀数学模型

在实际工况中,为避免伺服放大器特性对伺服阀特性的影响,通常采用独立的伺服电源模块为电液伺服阀提供驱动控制电流信号,故模型中略去伺服放大器电路部分,直接以电流信号为输入信号,输出信号为伺服阀流量。

衔铁-反馈杆组件主要包括衔铁、弹簧管及反馈杆。伺服阀工作时该组件一方面用来平衡力矩电动机输出的电磁力矩,另一方面,在阀芯运动时反馈杆还用来平衡左右两腔油液压力差对阀芯施加的力。当衔铁受到力矩电动机输出力矩的作用

时,衔铁偏转,达到平衡状态。

衔铁的运动方程为

$$T_d = J_a \frac{d^2 \theta}{dt^2} + B_a \frac{d\theta}{dt} + k_a \theta + T_1 \quad (15)$$

式中 J_a 为衔铁组件的转动惯量; B_a 为衔铁组件的阻尼系数; k_a 为弹簧管刚度, T_1 为衔铁运动时所拖动的负载力矩。

$$T_1 = k_f [(r+b)\theta + x_v] (r+b) \quad (16)$$

式中 k_f 为反馈杆刚度; r 为衔铁组件旋转中心到反馈组件弹簧片的距离; b 为反馈组件弹簧片到主阀芯中心线的距离,且令 $l=r+b$ 。

将式(15)、式(16)代入式(14)中可以得到

$$\begin{aligned} k_i i + k_m \theta = \left\{ J_a \frac{d^2 \theta}{dt^2} + B_a \frac{d\theta}{dt} + k_a \theta + \right. \\ \left. k_f [l\theta + x_v] l \right\} \left(1 + \frac{A}{R_0} s \right) \end{aligned} \quad (17)$$

四通射流管阀的流量方程为

$$q_i = k_q x_j - k_c p_i \quad (18)$$

式中 K_q 为射流管阀的零位流量增益; k_c 为射流管阀的零位流量压力系数。

滑阀的流量连续性方程如下:

$$q_i = A_v \frac{dx_v}{dt} + \frac{V}{2E_y} \cdot \frac{dp_i}{dt} \quad (19)$$

式中 A_v 为滑阀截面积; E_y 为等效容积弹性模量; V 为中立位置时左右腔的容积。

滑阀在两端压差作用下移动,其受力方程为

$$p_i A_v = m_v \frac{d^2 x_v}{dt^2} + B_v \frac{dx_v}{dt} + k_f (x_j + x_v) + k_v x_v \quad (20)$$

式中 m_v 为滑阀质量; B_v 为阀芯与阀套间的黏性阻尼系数; K_v 为稳态液动力刚度。

电液伺服阀滑阀部分为零开口四通滑阀,其空载输出流量为

$$Q_c = C_d w x_v \sqrt{p_s / \rho} \quad (21)$$

式中 C_d 为滑阀阀口流量系数; w 为主阀芯面积梯度; p_s 为供油压力; ρ 为液压油密度。

2.3 关键参数对伺服阀特性的影响

根据以上数学模型,对某型射流管电液伺服阀进行频率特性分析,其数学模型框图如图 5 所示,其中 A 、 R_0 为与涡流有关的参数, θ 为衔铁的偏转角度, s 为拉普拉斯算子。考虑电涡流效应后,力矩电动机的数学模型由 2 阶系统变为 3 阶系统,且系统响应受磁感系数 A/R_0 大小的影响。该型伺服阀主要参数如表 1 所示。主流的生产伺服阀的厂家几乎都用频率响应法来验收阀的动态特性^[15],所以在此采用频率响应法来评价动态特

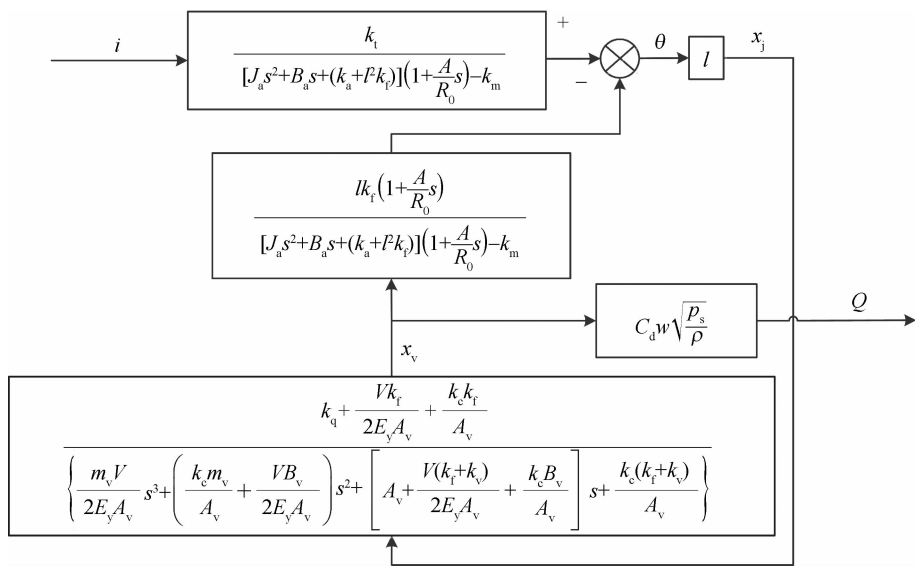


图 5 射流管伺服阀数学模型框图

Fig. 5 Block diagram of mathematical model of jet-pipe servo valve

表 1 某型射流管电液伺服阀主要参数表

Table 1 Main parameter table of jet-pipe electrohydraulic flow servo valve

参数	数值
衔铁力臂长度 $a/10^{-2}$ m	1.15
工作气隙有效面积 $A_g/10^{-6}$ m ²	47
衔铁旋转中心到反馈组件 弹簧片的距离 $r/10^{-2}$ m	2.04
反馈组件弹簧片到主阀芯 中心线的距离 $b/10^{-2}$ m	1.36
工作气隙长度 $g/10^{-3}$ m	0.37
衔铁转动惯量 $J_a/10^{-7}$ (kg·m ²)	5.5
弹簧管综合刚度 $k_a/((N·m)/rad)$	7.8
反馈组件刚度 $k_f/(N/m)$	1663
电磁力矩系数 $k_t/((N·m)/A)$	0.79
磁扭矩弹簧刚度 $k_m/((N·m)/rad)$	4.4
射流管阀零位流量增益 $k_q/(m^2/s)$	0.13347
射流管阀零位流量压力 系数 $k_c/10^{-13}((s·Pa)/m^3)$	8.117
稳态液动力刚度 $k_v/10^5(N/m)$	2.788
主阀芯横截面积 $A_v/10^{-6}$ m ²	79
主阀芯两端控制腔容积 $V/10^{-9}$ m ³	110
主阀芯阀芯质量 $m_v/10^{-3}$ kg	21.5
左右导磁体电阻值 $R'_b/10^{-4}$ Ω	4.65
上下导磁体电阻值 $R'_c/10^{-4}$ Ω	7.4
衔铁电阻值 $R'_a/10^{-4}$ Ω	7.16

续表

参数	数值
真空磁导率 $\mu_0/10^{-6}$ (H/m)	1.256
导磁体电导率 $\sigma/10^6$ (S/m)	2.2
单个线圈匝数 $N/匝$	714

性,即输入幅值恒定频率递增的一系列正弦信号,得出输出与输入信号的正弦幅值比和输出与输入信号的相位差,以此来分析其频率特性。力矩电动机的频率响应特性如图 6 所示,可以看出在谐振峰值之前,考虑电涡流效应时幅频特性曲线有明显的下降,即由理论计算得到的幅频值降低。

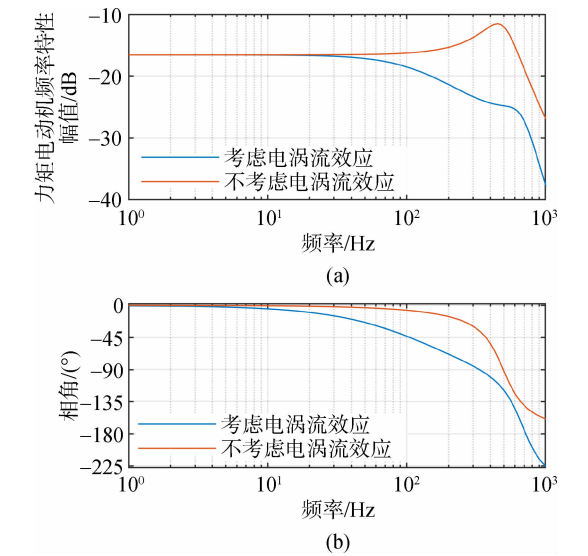


图 6 力矩电动机频率特性

Fig. 6 Frequency characteristics of torque motor

射流管伺服阀的频率响应特性如图 7 所示。电涡流效应会导致力矩电动机及伺服阀频率特性降低,对力矩电动机影响尤为明显。具体计算结果如表 2 所示。

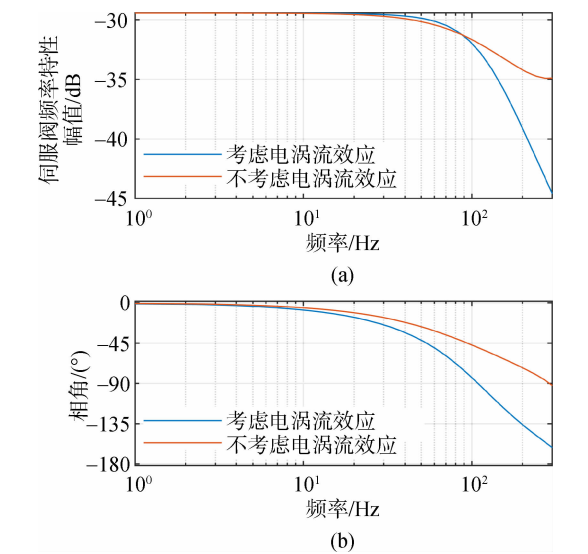


图 7 射流管伺服阀频率特性
Fig. 7 Frequency characteristics of jet-pipe servo valve

表 2 频率特性

Table 2 Frequency characteristics			
类别	指标参数	考虑电涡流效应	不考虑电涡流效应
力矩	幅频/Hz	139	723
	相频/Hz	335	495
伺服阀	幅频/Hz	107	125
	相频/Hz	109	288

针对某型射流管电液伺服阀,选取主要设计参数,包括与 R_0 相关的气隙长度、气隙磁导率、气隙有效面积,与 k_i 相关的线圈匝数以及与 A 相关的导体电导率,利用 Matlab 对这些参数影响下的伺服阀频率特性进行仿真分析,结果分别如下。

1) 气隙长度对伺服阀频率特性的影响

根据以上的伺服阀数学模型,对不同工作气隙大小下的伺服阀频率特性进行对比。工作气隙增加,由式(9)可知磁感系数变小,由图 8 可以看出伺服阀幅频逐渐降低,相频逐渐增加。且幅频值低于相频值,故伺服阀的动态特性此时取决于幅频值,随着工作气隙的增加,伺服阀动态响应变慢。气隙长度为 g 、 $1.25g$ 、 $1.5g$ 时对应的幅频值分别为 107、78、70 Hz,相频值分别为 109、121、131 Hz。

2) 气隙磁导率对伺服阀频率特性的影响

气隙磁导率是影响工作气隙磁阻值的主要因

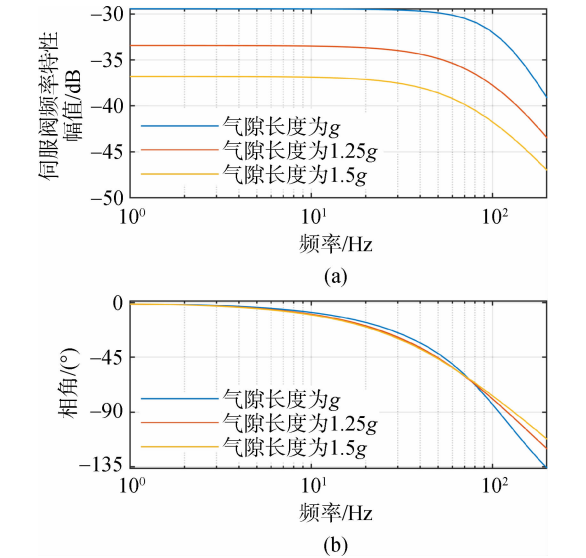


图 8 气隙长度对伺服阀频率特性的影响
Fig. 8 Effect of air gap length on frequency characteristics of servo valve

素,磁导率越大,由式(9)可知磁感系数数值就越大。通过图 9 可以看出,工作气隙磁导率增加会使伺服阀的相频特性有较大程度的降低,导致相频值成为限制伺服阀频率特性的指标。气隙磁导率为 μ_0 、 $2\mu_0$ 、 $4\mu_0$ 时对应的幅频值分别为 107、110、83 Hz,相频值分别为 109、77、53 Hz。气隙磁导率越高,伺服阀动态响应越慢。

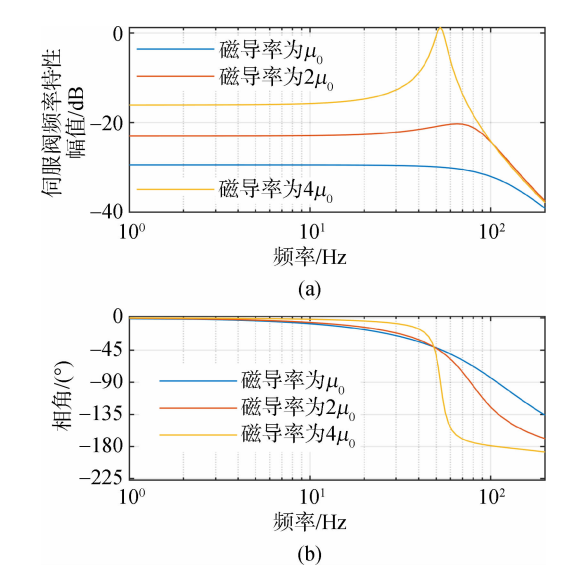


图 9 气隙磁导率对伺服阀频率特性的影响
Fig. 9 Influence of air gap permeability on frequency characteristics of servo valve

3) 气隙有效面积对伺服阀频率特性的影响

气隙有效面积对伺服阀频率特性的影响如图 10 所示,有效面积越大,工作气隙处的磁阻 R_0 越

小,磁感系数数值就越大。气隙有效面积为 A_g 、 $0.8A_g$ 、 $0.6A_g$ 时对应的幅频值分别为 107、96、88 Hz,相频值分别为 109、120、136 Hz。面积越小,幅频值越低,而相频值越大,因伺服阀动态特性受频率响应中较小值的影响,所以气隙面积越小,伺服阀动态响应越慢。每型伺服阀根据其结构形式的不同,有效面积均存在一个最优值,使伺服阀动态响应达到最优。

4) 线圈匝数对伺服阀频率特性的影响

线圈匝数的变化会对电磁力矩系数产生影响,对磁感系数的大小没有影响。从图 11 可以看

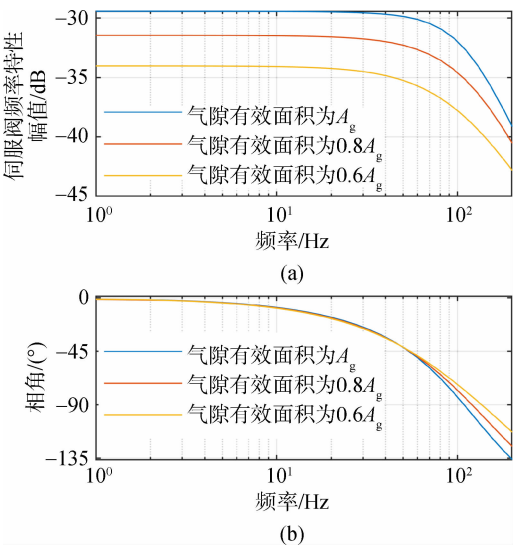


图 10 气隙有效面积对伺服阀频率特性的影响
Fig. 10 Influence of air gap effective area on frequency characteristics of servo valve

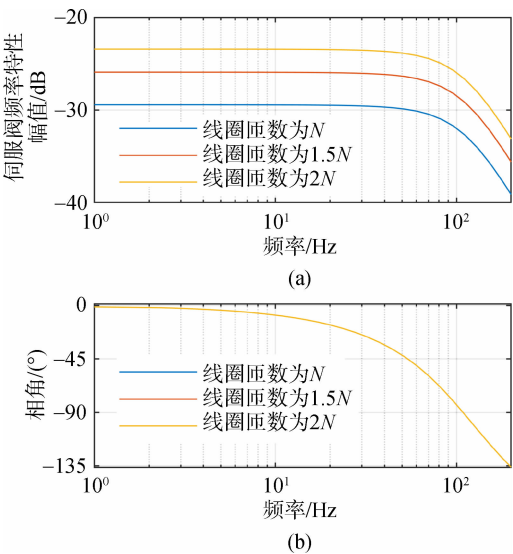


图 11 线圈匝数对伺服阀频率特性的影响
Fig. 11 Influence of coil turns on frequency characteristics of servo valve

出,线圈匝数对伺服阀动态特性没有影响,幅频值和相频值分别为 107 Hz 和 109 Hz。

5) 导体电导率对伺服阀频率特性的影响

导体电导率影响导磁体的电阻值,导体电导率越大,电阻越小,磁感系数数值越大。通过图 12 可以看出,随着导磁体电导率的增加,伺服阀动态响应逐渐变慢,电导率为 σ 、 1.25σ 、 1.5σ 时对应的幅频值分别为 107、98、90 Hz,对应的相频值分别为 109、98、90 Hz。这是因为导磁体电导率越大,由电磁感应产生的电涡流效应就越明显,感应磁通对原磁通的阻碍作用就越明显,从而导致伺服阀动态响应变慢。减小导磁体材料的电导率,能提高伺服阀的动态特性。

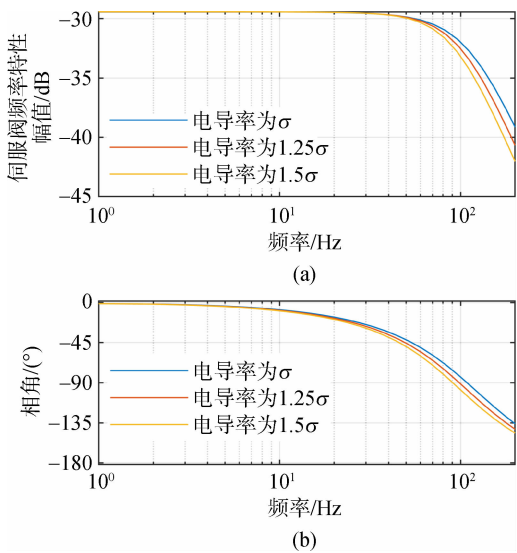


图 12 导体电导率对伺服阀频率特性的影响
Fig. 12 Influence of conductor conductivity on frequency characteristics of servo valve

3 试验验证与结果分析

3.1 射流管电液流量伺服阀试验结果分析

为了获得射流管伺服阀的实际频率特性,按照 GJB 3370-1998 中的电液伺服阀测试方法对某型射流管电液流量伺服阀进行动态特性试验研究。试验在同济大学高温液压试验台进行,试验台全貌如图 13 所示,动态特性测试装置如图 14 所示。试验在油温为 $40\text{ }^{\circ}\text{C}$,供油压力为 28 MPa 条件下进行。

通过转接板将动态测试液压缸与试验台油源口相连接,再将被测电液伺服阀与动态测试液压缸相连接;将速度、位移检测信号线分别与动态测试液压缸的速度、位移传感器相连接;采用控制线

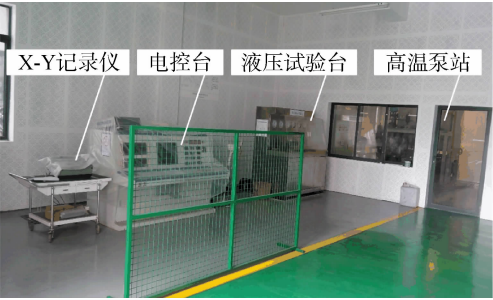


图 13 液压试验台全貌

Fig. 13 Overview of hydraulic experiment bench

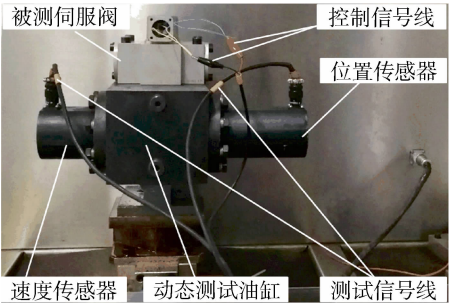


图 14 动态特性测试装置

Fig. 14 Tests device of dynamic characteristics

圈并联接线方式给伺服阀供电,并以扫频方式给电液伺服阀加载 1~200 Hz 的正弦信号;由电控台的动态测试软件记录射流管伺服阀的幅频与相频特性。射流管电液流量伺服阀动态试验测试结果如图 15 所示。由图 15 可知为当增益下降 3 dB 时,该阀的幅频宽度为 115 Hz,比图 8 中理论计算值 107 Hz 高 7%;当相位角滞后 90°时,该阀的相频宽度为 102.5 Hz,比图 8 中理论计算值 109 Hz 低 6%。射流管伺服阀频率特性理论计算值与实际测量值基本一致,验证了本文所建立数学模型的正确性。

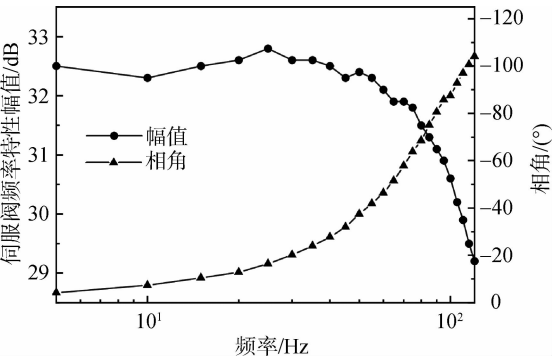


图 15 某型射流管伺服阀频率特性试验结果

Fig. 15 Experiment results of frequency characteristics of a jet-pipe servo valve

3.2 力矩电动机试验结果分析

某型力矩电动机幅频特性曲线如图 16 所示^[16]。通过试验结果可以看出,在谐振峰值之前,幅频特性曲线有明显的下降,而该现象在目前主流的力矩电动机 2 阶数学模型中是不存在的,故力矩电动机实际数学模型至少是 3 阶及以上。本文得到的力矩电动机理论频率特性与试验频率特性趋势一致,验证了考虑力矩电动机导磁体内电涡流效应的合理性。此外,李松晶等^[17]通过试验验证在力矩电动机气隙处添加磁流体导致射流管伺服阀响应变慢,与文中第 2.3 节中结论一致。

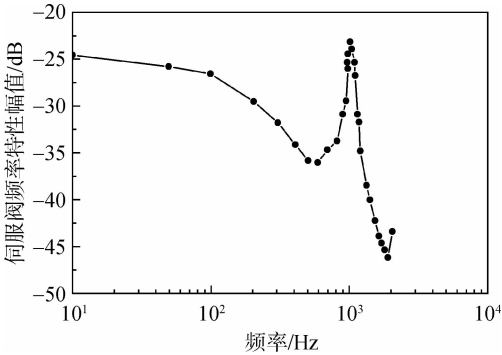


图 16 力矩电动机频率特性试验结果

Fig. 16 Experiment result of torque motor frequency characteristics

4 结 论

1) 考虑力矩电动机组件中导磁体内的电涡流效应,根据电磁感应定律得到磁感系数的计算方法,建立了力矩电动机 3 阶磁路数学模型。考虑导磁体内电涡流效应的力矩电动机理论频率特性与试验结果一致。

2) 建立了某型射流管电液流量伺服阀的数学模型,获取了关键参数对其频率特性的影响规律,气隙长度、气隙磁导率的增加以及气隙有效面积的减小会导致伺服阀动态响应变慢,控制线圈匝数不影响伺服阀的频率特性,减小导磁体材料的电导率能提高伺服阀的频率特性。采用所建立的射流管伺服阀数学模型得到理论频率特性与实际测量值基本吻合,验证了本文所建立数学模型的正确性。

参考文献:

[1] URATA E. On the torque generated in a servo valve torque motor using permanent magnets[J]. Journal of Me-

chanical Engineering Science,2007,221(5):519-525.

[2] JEONG H S. Novel torque motor model for performance design and analysis of a servo valve with per-manent magnets[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2018,32(5):2253-2259.

[3] LIU C, JIANG H. Influence of magnetic reluctances of magnetic elements on servo valve torque motors[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering,2016,29(1):136-144.

[4] 简耀保,李聪,李长明,等. 力矩马达气隙误差对电液伺服阀零偏的影响[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2019,47(3):55-61.

YIN Yaobao, LI Cong, LI Changming, et al. Influence of torque motor air-gap error on servo valve zero deviation [J]. Huazhong University of Science and Technology(Natural Science Edition),2019,47(3):55-61. (in Chinese)

[5] ZHANG Q,YAN L,DUAN Z,et al. High torque density torque motor with hybrid magnetization pole arrays for jet pipe servo valve[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2019,67(3):2133-2142.

[6] MERRITT H E. Hydraulic control systems [M]. New York:John Wiley & Sons,1967.

[7] MCCLOY D, MARTIN H. Control of fluid power[M]. New York:Halsted Press,1980.

[8] HIREMATH S S, VENKATESHA C S, KARUNANIDHI S. Investi-gation on the critical parameters affecting the working design dynamics of a torque motor employed in an electro-hydraulic servovalve[J]. Simulation, 2019, 95(1): 31-49.

[9] LIN S J, AKERS A. A dynamic model of the flapper-nozzle component of an electrohydraulic servo-valve[J]. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 1989, 111(1):105-109.

[10] LIAW C J, BROWN F T. Nonlinear dynamics of an electrohydraulic flapper nozzle valve[J]. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 1990, 112(2): 298-304.

[11] ANDERSON R T, LI P Y. Mathematical modeling of a two spool flow control servovalve using a pressure control pilot[J]. Journal of dynamic systems, measurement, and control, 2002, 124(3): 420-427.

[12] SHARAN A S, HIREMATH S S, VENKATESH C S. Modeling and simulation of jet pipe servo valve torque motor[J]. Applied Mechanics and Materials, 2014, 592/593/ 594: 2308-2313.

[13] THOMAS D W P, PAUL J, OZGONENEL O, et al. Time-domain simulation of nonlinear transformers displaying hysteresis[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2006, 42(7): 1820-1827.

[14] MANADACHE L, TOPAN D. Managing eddy current losses and ferromagnetic material nonlinearities in distorting regimes[C] // Proceedings of IEEE International Electric Machines and Drives Conference. Miami: IEEE, 2009: 1449-1454.

[15] 田源道. 电液伺服阀技术[M]. 北京:航空工业出版社,2008.

[16] LI S, SONG Y. Dynamic response of a hydraulic servo-valve torque motor with magnetic fluids[J]. Mechatronics, 2007, 17(8): 442-447.

[17] 李松晶,宋彦伟,聂伯勋. 采用磁流体的射流管伺服阀试验研究[J]. 机床与液压, 2006(9): 130-131, 120.

LI Songjing, SONG Yanwei, NIE Boxun. Experiments study on jet-pipe servo valve with magnetic fluid[J]. Machine Tool and Hydraulic, 2006(9): 130-131, 120. (in Chinese)

(编辑:叶 青、张 雪)