

引用格式:徐永壮,何华锋,何耀民.某导弹双摆喷管电动伺服系统运动分析及建模仿真[J].电光与控制,2019,26(12):74-79. XU Y Z, HE H F, HE Y M. Motion analysis, modeling and simulation of an electric servo system with double pendulum nozzle for a certain type of missile[J]. Electronics Optics & Control, 2019, 26(12):74-79.

某导弹双摆喷管电动伺服系统运动分析及建模仿真

徐永壮, 何华锋, 何耀民
(火箭军工程大学,西安 710025)

摘要:首先分析了某导弹双摆喷管电动伺服系统的结构原理,通过对系统的运动分析和建模,研究了2个垂直安装位置的机电作动器的非线性运动特性和耦合干扰情况,给出了控制器在任意摆角指令下对作动器伸缩位移的解耦运算;同时,研究了摆动力臂与喷管摆角之间的非线性关系,在此基础上建立含有非线性环节的单个伺服机构数学模型,调节控制器参数,分别采用基于时域的阶跃响应法和基于频域的正弦相关分析法,在 Simulink 仿真平台上进行仿真,通过与真实实验数据的对比,验证了模型的准确性,为后续深入研究该型伺服机构性能测试打下坚实基础。

关键词: 电动伺服系统; 双摆喷管; 交联耦合; 建模仿真; 非线性

中图分类号: TN820.3 文献标志码: A doi:10.3969/j.issn.1671-637X.2019.12.015

Motion Analysis, Modeling and Simulation of an Electric Servo System with Double Pendulum Nozzle for a Certain Type of Missile

XU Yong-zhuang, HE Hua-feng, HE Yao-min
(Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, China)

Abstract: The principle of an electric servo system with double pendulum nozzle of a certain type of a missile is analyzed, and the nonlinear characteristics and cross-coupling interference of two vertically-mounted electromechanical actuators are studied through the motion analysis and modeling of the system. The decoupling operation of the expansion, contraction and displacement of the actuator under random swing angle instructions of the controller is given. The nonlinear relationship between the swing arm and the nozzle swing angle is studied. Based on this, a mathematical model of a single servo mechanism with nonlinear links is established, and the controller parameters are adjusted. The time-domain based step response method and the frequency-domain based sinusoidal correlation analysis method are used, and a simulation is carried out on the Simulink platform. The result is compared with the real experimental data, which verifies the accuracy of the model and lays a solid foundation for further research on the performance test of this type of servo mechanism.

Key words: electric servo system; double pendulum nozzle; cross coupling; modeling and simulation; nonlinearity

0 引言

电动伺服机构是导弹姿态控制系统的执行装置,它根据接收的控制系统指令改变发动机喷管的摆动角度,控制尾焰的排出方向来产生侧向控制力矩,从而控制导弹的飞行姿态完成预定轨道上的稳定飞行^[1]。由于具有反应迅速、简单可靠、力矩大、易于控制等优势,

基于滚珠丝杠传动装置的3.5 kW级电动伺服机构在某固体导弹二级发动机喷管控制中得到了广泛应用。该发动机采用垂直方位安装的两套机电作动器控制喷管做全方位摆角运动,故又称之为双摆喷管电动伺服系统。

为了提高电动伺服机构的静态性能,国内外对伺服系统的运动分析和建模仿真做了深入研究。文献[2-3]分析了各模块的数学模型,通过传递函数建立了完整的矢量控制仿真模型,但是没有考虑到传动机构、干扰力矩、力臂非线性变化等影响因素;文献[4]

收稿日期:2019-01-10 修回日期:2019-02-21

作者简介:徐永壮(1995—),男,河北衡水人,硕士生,研究方向为电动伺服机构性能测试与评估。

对电动机模块和传动机构进行了运动分析和建模仿真,但忽略了力臂变化和运动耦合因素,仿真结果与实际系统存在较大的差距。建立精准的数学模型对于提高伺服机构控制性能、监测内部结构状态、测试其工作性能至关重要。为此,本文研究了该发动机喷管伺服系统的数学模型和运动分析,并采用基于时域的阶跃响应法和基于频域的正弦相关分析法,在 Simulink 平台上进行动态性能的仿真,与真实测试结果相比较,验证了模型的准确性^[5]。

1 双摆喷管伺服系统结构原理

图 1 所示为双摆喷管伺服系统结构。某导弹固体发动机采用双摆喷管伺服机构控制模式,即使用 2 个相互垂直的电动伺服机构控制,可以完成喷管在任意方向上的摆动,进而控制导弹在俯仰、偏航方向上的运动^[6]。其中,机电作动器采用直线一体式设计方

案,主要由支耳组件、永磁同步伺服电机(含旋转变压器)、平键、滚珠丝杠作动器、位移传感器、螺栓头组件等组成^[7],机电作动器 A、B 分别为俯仰、偏航通道运动的执行机构,通过柔性关节轴承将支耳连接在发动机喷管和基座的支耳座上。

伺服系统主要工作原理为:伺服控制器接收飞控计算机发送的喷管俯仰 α 、偏航 β 角度指令,采用解耦补偿算法将其解算为机电作动器的位移指令,并将解耦后的结果分别发送给 2 个伺服驱动器;伺服驱动器接收位置指令,同时采集电动作动器的线位移信号和永磁同步伺服电机的转子位置、相电流等状态信息,由 DSP 执行永磁同步伺服电机控制算法,生成 PWM 控制信号, PWM 信号对伺服动力电源进行调制,通过功率主电路控制伺服电机按要求动作。通过机械传动机构,将电机的高速旋转运动转换为作动器的直线运动,由机电作动器拖动喷管动作,从而实现推力矢量控制的目的。

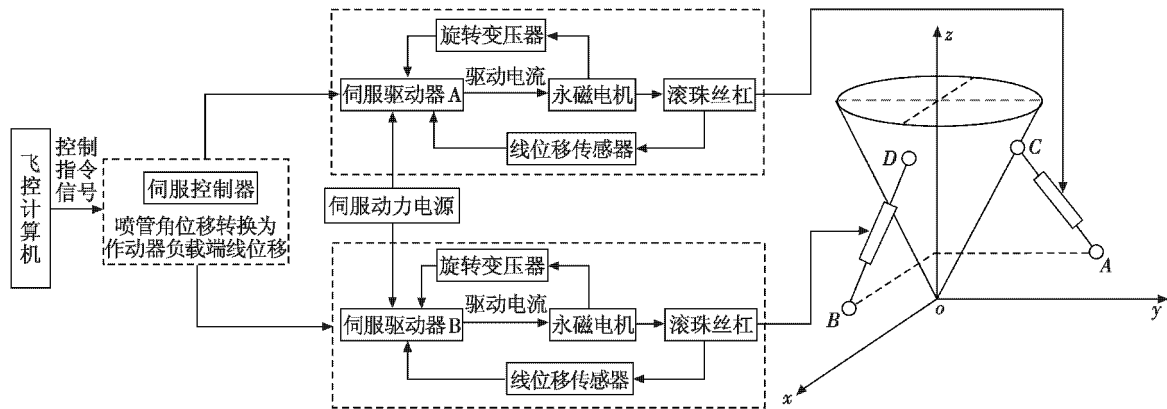


图 1 双摆喷管伺服系统结构组成图

Fig. 1 Structure of the double-swing nozzle electric servo system

2 双摆喷管伺服系统运动分析

由于发动机喷管的尾焰温度很高,为了避免火焰烧蚀,摆动喷管上一般不安装角度传感器,本文伺服系统测量两个作动器的线位移和伺服电机的角位移来替代,通过对作动器负载端线位移的控制来控制喷管的摆角,所以,伺服控制器首先需要将喷管俯仰、偏航角度指令解算为机电作动器的位移指令。

如果两个机电作动器与底座的连结点与喷管的摆心在同一平面内,当仅有俯仰通道单指令时,作动器 A 将带动连结点 C 在 $yo z$ 平面内做摆动运动,此时作动器 B 的丝杆没有伸缩量变化,反之亦然^[8]。但是,由于尾座空间有限,两个机电作动器并未安装到与摆心在同一平面内的位置,所以当一机电作动器沿自身所在方向做垂直运动时,为了使喷管达到预定摆角,将会对另一个机电作动器产生线位移输出干扰,这种扰动称为两直线伺服机构间的交联耦合干扰^[6]。

图 2 所示为喷管坐标系与弹体坐标系的转换。

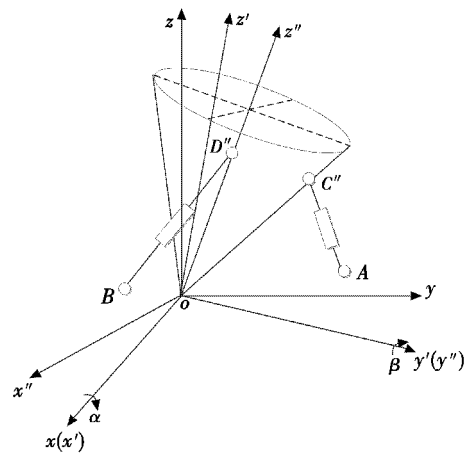


图 2 喷管坐标系与弹体坐标系的转换

Fig. 2 Conversion of nozzle coordinate system and missile coordinate system

如图 2 所示,两套机电作动器间隔 90° 布置,机电

作动器 A, B 分别控制俯仰、偏航通道运动,若以双摆喷管的摆心为原点,导弹中心轴为 z 轴,作动器 A 位置为 x 轴方向,建立如图 2 所示的弹体坐标系 $o-xyz$;以喷管中心轴为 z'' 轴,作动器 A 位置为 x'' 轴方向,建立喷管坐标系 $o-x''y''z''$ 。当俯仰通道指令为 α 、偏航通道指令为 β (定义控制作动器伸出方向为指令的正方向)时,可以确定双摆喷管在工作方位内的唯一位置,此时喷管坐标系等效于先绕 ox 轴旋转 α 角,再绕 oy' 轴旋转 β 角。

其中,从 $o-xyz$ 坐标系到 $o-x'y'z'$ 坐标系的转换矩阵为

$$T_{\alpha} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha \\ 0 & \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (1)$$

从 $o-x'y'z'$ 坐标系到 $o-x''y''z''$ 坐标系的转换矩阵为

$$T_{\beta} = \begin{bmatrix} \cos \beta & 0 & \sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \beta & 0 & \cos \beta \end{bmatrix} \quad (2)$$

则从弹体坐标系 $o-xyz$ 到喷管坐标系 $o-x''y''z''$ 的坐标转换算式为

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = T_{\alpha} \times T_{\beta} \times \begin{bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{bmatrix} = T \times \begin{bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{bmatrix} \quad (3)$$

其中:

$$T = \begin{bmatrix} \cos \beta & \sin \alpha \sin \beta & \cos \alpha \sin \beta \\ 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha \\ -\sin \beta & \sin \alpha \cos \beta & \cos \alpha \cos \beta \end{bmatrix} \quad (4)$$

根据式(3)可以将 $o-x''y''z''$ 坐标系上的任意一点坐标 (x'', y'', z'') 转换为 $o-xyz$ 的坐标值 (x, y, z) 。以作动器 A 为例,与底座的连结点 A 点在坐标系 $o-xyz$ 的坐标

为 $(0, b_A, d_A)$, 设作动器 A 与喷管的连结点 C 在坐标系 $o-x''y''z''$ 下的坐标为 (C_x'', C_y'', C_z'') , 可以计算连结点 C 在坐标系 $o-xyz$ 的坐标为 (C_x, C_y, C_z) , 则作动器 A 的线位移为

$$l_A = l_{AC} - l_0 = \sqrt{(C_y - b_A)^2 + C_x^2 + (C_z - d_A)^2} - l_{A0} \quad (5)$$

同理,设作动器 B 与底座的连结点在坐标系 $o-xyz$ 的坐标为 $(b_B, 0, d_B)$, 与喷管的连结点 D 在坐标系 $o-x''y''z''$ 下的坐标为 (D_x'', D_y'', D_z'') , 在坐标系 $o-xyz$ 下的坐标为 (D_x, D_y, D_z) , 则作动器 B 的线位移为

$$l_B = l_{BD} - l_0 = \sqrt{(C_x - b_B)^2 + C_y^2 + (C_z - d_B)^2} - l_{B0} \quad (6)$$

在不考虑安装误差的情况下,两个伺服作动器的安装要求一致,初始长度也相同,即 $b_A = b_B = b, d_A = d_B = d, l_{A0} = l_{B0} = l_0$ 。

3 单个伺服机构建模分析

图 3 所示为电动伺服机构工作原理。电动伺服机构采用 3 环控制的方式实现对喷管位置的精准控制,其中电流环和速度环为内环,位置环为外环,3 环控制均采用 PI 控制器。伺服驱动器是伺服机构的伺服驱动装置,接收伺服控制器发送的作动器线位移指令,同时采集电动作动器线位移信号和永磁同步伺服电机状态数据,运行闭环控制算法,控制伺服作动器按指令要求动作,并将状态信息通过总线反馈给控制系统。机电作动器按照伺服驱动器给伺服电机发送位置控制指令,驱动伺服电机正/反向旋转,电机转子通过一对平键与滚珠丝杠副直接连接,螺母与电机转子同步旋转,滚珠丝杠直线往复运动,带动发动机喷管摆动。

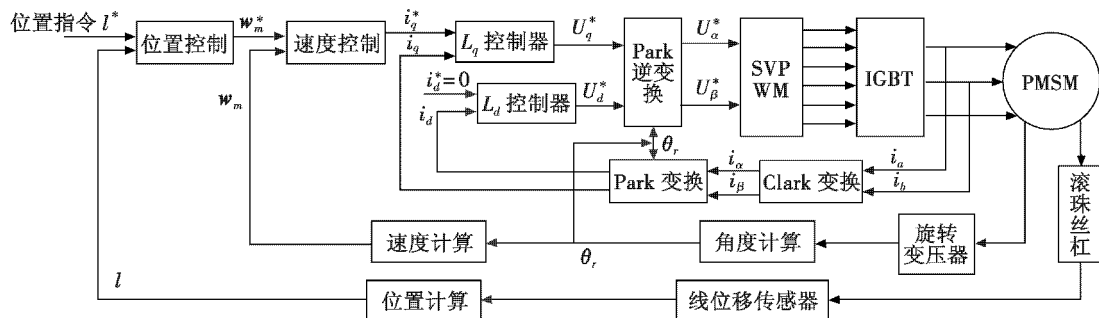


图 3 电动伺服机构工作原理图

Fig. 3 Schematic diagram of the electric servo mechanism

3.1 永磁同步电机模型

在研究永磁同步电机的数学模型时,通常假设电机三相绕组完全对称,气隙磁场为正弦分布,不考虑磁饱和、磁滞和涡流,忽略齿槽效应,则对 PMSM 建立 $d-q$ 坐标系下的数学模型为^[9-10]

$$\begin{cases} U_d = R_a i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - P_m \omega_m L_q i_q \\ U_q = R_a i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + P_m \omega_m L_d i_d + P_m \omega_m \psi_{fm} \\ T_e = \frac{3}{2} P_m i_q \psi_{fm} \end{cases} \quad (7)$$

式中： U_d, U_q 分别为定子电压交、直轴分量； i_d, i_q 分别为定子电流交、直轴电流； ω_m 为转子的机械角速度； P_m 为极对数； L_d, L_q 分别为交、直轴电感，且 $L_d = L_q = L$ ； ψ_{fm} 为永磁体磁链幅值； T_e 为电机的电磁转矩。

考虑到电机内部的粘滞阻尼情况和惯性影响，有^[11]

$$T_e = T_r + B_m \dot{\theta}_m + J_m \ddot{\theta}_m \quad (8)$$

式中： T_r 为电机转子作用于滚珠丝杠的转矩； B_m 为电机转子的粘滞阻尼系数； θ_m 为电机转角； J_m 为电机转子的转动惯量。

3.2 滚珠丝杠模型

滚珠丝杠具备高精度、可逆性和高效率的特点，将电机转子轴的旋转运动转换为线性运动，将扭矩转换为轴向反复作用力^[12]，此时提供的丝杠伸缩长度 l 和轴向作用力 F_l 分别为

$$l = y_m = \frac{\theta_m P_{rs}}{2\pi} \quad (9)$$

$$F_l = \frac{2\pi\eta T_r}{P_{rs}} \quad (10)$$

式中： P_{rs} 为滚珠丝杠螺距； η 为滚珠丝杠的传动效率。

同时，轴向作用力会引起丝杠发生形变，形变量与轴向作用力的大小成正比，有

$$F_l = K_s \Delta y = K_s (y_m - y_n) \quad (11)$$

式中： K_s 为丝杠刚度； y_n 为丝杠形变后的长度。

在伺服作动器带动喷管做摆动运动时，滚珠丝杠作用力摆动力臂的大小随作动器的位置关系而改变，直接决定了伺服作动器输出的伸缩力的负载特性^[13]。以作动器 A 为例，当作动器 A 带动喷管做摆动运动时，丝杠提供的伸缩力沿丝杠方向即向量 \overrightarrow{AC}^n 的方向，

此时丝杠提供给喷管的驱动力矩不仅取决于伸缩力的大小，还与连结点 C 的位置以及作动器与喷管位置的夹角有关，即

$$T_l = \vec{F}_{AC} \times \vec{l}_{oC} = F_{AC} l_{oC} \sin(\angle oCA) \quad (12)$$

在工程实际中，通常将 $l_{oC} \sin(\angle oCA)$ 定义为作动器伸缩力 F 的等效摆动力臂，记作 l_f 。设作动器 A 与喷管母线 oC 的夹角 $\angle oCA = \varsigma_A$ ， ς_A 在作动器带动喷管的运动过程中随喷管摆角变化而变化，所以摆动力臂 l_f 并不是定值，也随喷管摆角变化。在此过程中，有

$$\cos \varsigma_A = \frac{l_{oC}^2 + l_A^2 - l_{oA}^2}{2l_{oC} \cdot l_A} \quad (13)$$

$$l_{oA} = \sqrt{b_A^2 + d_A^2} \quad (14)$$

$$l_f = l_{oC} \cdot \sin \varsigma_A \quad (15)$$

$$T_l = \vec{F}_{AC} \times \vec{l}_{oC} = F_{AC} l_{oC} \cdot \sin \varsigma_A \quad (16)$$

3.3 负载力矩建模

在发动机喷管的负载端，主要存在弹性力矩、惯性力矩、阻尼力矩和摩擦力矩等负载力矩，建立负载力矩平衡方程为

$$T_l = K_l \theta_l + J_l \ddot{\theta}_l + B_l \dot{\theta}_l + T_f \operatorname{sgn} \dot{\theta}_l \quad (17)$$

式中： K_l 为负载弹性力矩系数； J_l 为作动器摆动平面上的负载惯量； B_l 为负载粘性阻尼系数； T_f 为摩擦力矩幅值。

将式(7)~式(17)转换为频域形式，得到机电作动器与负载喷管在 $i_d = 0$ 的矢量控制下的模型框图，如图 4 所示，其中， l_f 和 H 是关于 θ_l 的函数，并非常量。图 5 为伺服机构控制模型结构图。

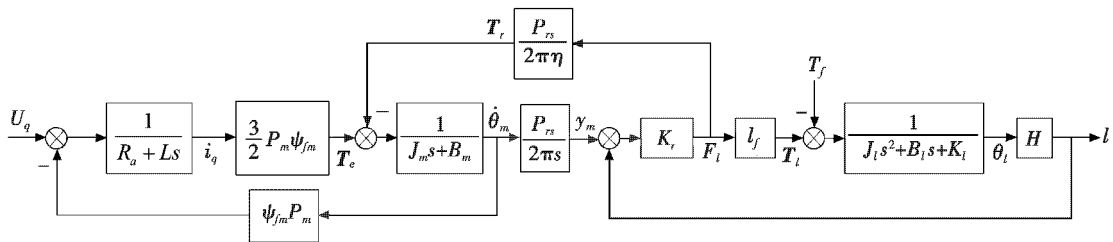


图 4 机电作动器与喷管模型结构图

Fig. 4 Block diagram of electromechanical actuator and nozzle model

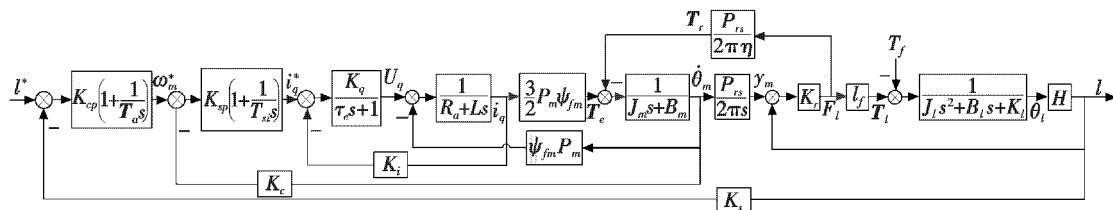


图 5 伺服机构控制模型结构图

Fig. 5 Block diagram of servo control system

4 仿真分析

4.1 双摆喷管伺服系统的运动仿真分析

根据第2章单摆喷管双摆伺服机构的运动分析,结合伺服系统的结构尺寸和安装位置,在理想的安装情况下进行了仿真分析,结果如图6~图8所示。根据仿真结果得出以下结论。

1) 对于单方向运动而言,以喷管仅在俯仰平面内做摆动运动为例,作动器A在带动喷管进行正负向摆动偏转时,正向喷管摆角对应的作动器伸出行程要比同等的负向摆角对应的作动器收缩行程大,并且随着喷管摆角的增大,两个方向的工作行程的差值(不对称度)也会不断增大。由图6的仿真结果可知,本文伺服系统的正负方向行程偏差最大为13.7%,所以将作动器行程 l_A 与喷管摆角 α 按照线性比例关系进行简化并不准确,误差太大,拟合结果表明按照二次多项式简化更为合理。

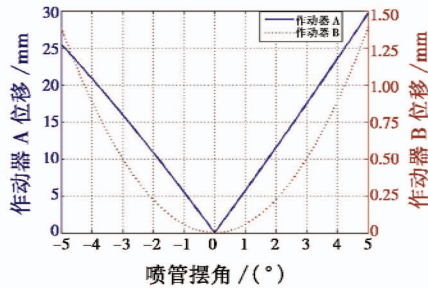


图6 随喷管摆角变化的作动器A,B伸缩长度
Fig.6 The length of the actuator A and B with the swing angle of the nozzle

2) 由于两个伺服作动器的下支点不在oxy平面内,所以当其中任意一个作动器沿自身所在方向推动喷管摆动时,会对另一垂直方向上的作动器工作行程产生交联耦合影响。若仅作动器A工作,作动器B不工作,其运动轨迹如图7所示,喷管会偏离出俯仰平面运动,偏离角度最大可达0.25°,占总摆角的5.0%。所以作动器的工作行程不仅受该通道的角度指令影响,还受另一垂直通道的指令影响。

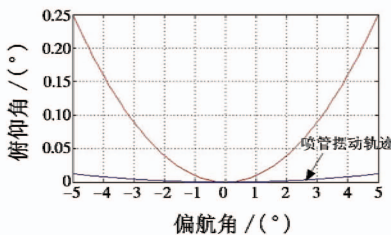


图7 仅作动器A工作时的喷管运动轨迹
Fig.7 Nozzle motion when only actuator A is working

3) 伺服控制器需要根据喷管的俯仰、偏航滚动指

令,采用式(3)~式(6)实时解算作动器A,B的期望工作行程,控制两个作动器协同运动,才能精准控制喷管的摆动运动。在工程实际中,为了减少计算复杂程度,往往采用简单的多项式解算方法,本文根据仿真结果进行拟合分析,得到伺服机构A,B的期望工作行程分别为

$$l_A = 5.5556\alpha + 0.0821\alpha^2 + 0.0467\beta^2 \quad (18)$$

$$l_B = 5.5556\beta + 0.0821\beta^2 + 0.0467\alpha^2 \quad (19)$$

4) 作动器等效摆动力臂大小与作动器的工作行程和喷管的摆角大小相关,根据式(13)~式(15),仿真分析得到的结果如图8所示,采用多项式拟合得到作动器等效摆动力臂大小为

$$l_f = -0.25\alpha^2 + 8.48\alpha + 320.41 \quad (20)$$

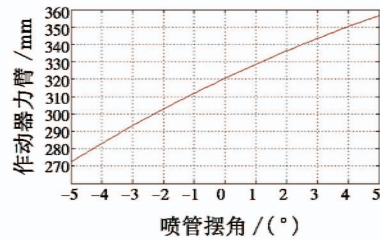


图8 作动器力臂随喷管摆角变化
Fig.8 Actuator arm length vs nozzle swing angle

4.2 单个伺服机构模型仿真验证

本文采用基于时域的阶跃响应法和基于频域的正弦相关分析法,运用Matlab/Simulink工具对其进行动态仿真,与真实实验数据和性能要求进行比较,验证模型的准确性。该型电动伺服机构的主要参数: $R=1.1\Omega$, $L=4.0\text{mH}$, $\eta_m=0.85$, $J_m=1.78 \times 10^{-5}\text{kg}\cdot\text{m}^2$, $B_l=55\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{rad}^{-1}\cdot\text{s}$, $P_n=6.0\text{mm}$, $P_m=4$, $\psi_{fm}=0.24\text{Wb}$, $K_r=2.0 \times 10^8\text{N/m}$, $J_l=9.2\text{kg}\cdot\text{m}^2$, $K_l=0.25\text{V/mm}$, $K_i=0.6$, $K_s=1.02$, $K_c=1$, $K_{cp}=902$, $T_{ci}=25.77$, $K_{sp}=0.009$, $T_{si}=0.04$, $K_q=10$, $\tau_e=0.025$ 。

4.2.1 阶跃响应仿真

当模拟计算机输入指令为 $\alpha=4.0^\circ$, $\beta=0.153^\circ$ 时,伺服控制器解耦计算得到 $l_A=23.54\text{mm}$, $l_B=1.04\text{mm}$,仿真得到机电作动器A的响应结果如图9所示,阶跃响应下的电机转速如图10所示。

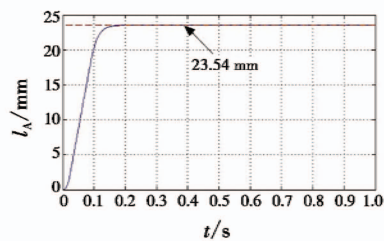


图9 阶跃响应仿真结果
Fig.9 Simulation results of step response

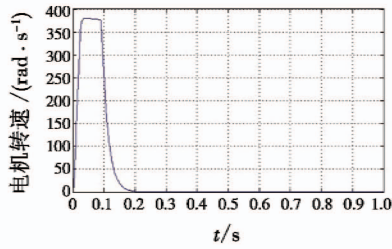


图 10 阶跃响应下的电机转速

Fig. 10 Motor speed under step response

由图 9 和图 10 的仿真结果可得,从输入阶跃信号到系统再次稳定过程中,调节时间 $t_s = 0.146$ s,超调量为 0,电机在 0.021 s 内达到最高转速,达到了该型伺服机构的技术指标要求,与实验结果接近。

4.2.2 频率特性仿真

频率特性反映了电动伺服机构对控制信号响应的动态品质。本文采用工程中常用的正弦相关分析法测量伺服机构的幅频特性,在输入摆角指令信号幅值为 1° (作动器位移为 5.64 mm) 的前提下,得到图 11 所示的仿真结果。

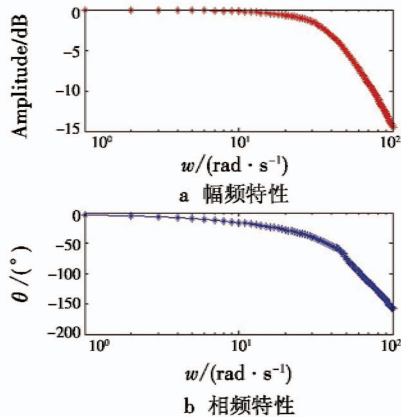


图 11 幅、相频特性曲线

Fig. 11 The amplitude-frequency characteristic curve and phase-frequency characteristic curve

通过与实验数据的对比分析,模型的频率特性结果与实验数据相吻合,且满足技术指标要求,进一步验证了该模型的准确性。

5 结论

本文针对某导弹双摆喷管的电动伺服系统,分析了 2 个机电作动器运动的非线性特性和交联耦合关系,给出了伺服控制器在任意摆角指令下对作动器伸缩位移的解耦算法。

对单个伺服机构各个环节的工作机理进行分析,并研究了摆动力臂与喷管摆角之间的非线性关系,建立了含有非线性环节的数学模型,然后采用阶跃响应法和正弦相关分析法进行仿真分析,结果表明,该伺服机构模型响应速度快、无超调量,对高频信号有较好的跟踪效果,拥有良好的动态特性,同时与实验数据进行比较,验证了模型的准确性。

参考文献

- [1] 张新华,黄建,张兆凯,等. 大功率高性能航天伺服系统发展综述[J]. 导航定位与授时,2017,4(1):14-19.
- [2] 祁涛,白国振,江鸿潮. 基于 Simulink 的电动伺服加载系统仿真建模研究[J]. 电子科技,2019(8):1-6.
- [3] 陈晓梅,刘长江,杜保林. 大型高精度转台控制系统研究[J]. 电光与控制,2019,26(5):90-94.
- [4] 刘天明,邵济明,张玲瑄. 空间直线驱动机构伺服系统建模与仿真[J]. 计算机仿真,2015,32(1):83-87.
- [5] 黄玉平,李建明,朱成林. 航天机电伺服系统[M]. 北京:中国电力出版社,2013.
- [6] 高智刚,张俊龙,周军,等. 一种单喷管双摆电动伺服系统的设计与建模[J]. 固体火箭技术,2015,38(6):888-892.
- [7] 王跃轩,朱广生,张中哲. 封闭式级间分离条件下机电伺服机构环境适应性研究[J]. 导弹与航天运载技术,2015(3):69-73.
- [8] 郑勇斌. 摆动喷管控制精度相关问题讨论[J]. 现代防御技术,2007,35(3):54-57.
- [9] 吴昊,李清,田胜利,等. 基于无刷直流电机驱动三余度机电伺服机构建模仿真[J]. 微电机,2014,47(11):72-74,78.
- [10] 刘景林,公超,韩泽秀,等. 永磁同步电机闭环控制系统数字 PI 参数整定[J]. 电机与控制学报,2018,22(4):26-32.
- [11] LI Y H, LU H, TIAN S L, et al. Posture control of electromechanical-actuator-based thrust vector system for aircraft engine[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2012, 59(9): 3561-3571.
- [12] 徐家进. 丝杠滚道截形误差测量及性能影响分析[D]. 南京:南京理工大学,2009.
- [13] 夏栋. 电动舵机伺服机构动力学特性研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2014.