

气流扰动下光电系统高精度稳像控制方法

张伟明^{1,2,3,4}, 史泽林^{1,2,3}, 马德鹏^{1,2,3}

- (1. 中国科学院沈阳自动化研究所, 辽宁 沈阳 110016;
2. 中国科学院机器人与智能制造创新研究院, 辽宁 沈阳 110016;
3. 中国科学院光电信息处理重点实验室, 辽宁 沈阳 110016;
4. 中国科学院大学, 北京 100049)

摘要: 气流随机冲击引起的姿态扰动是飞行器光电系统的主要扰动源, 在系统自身转轴摩擦和质量不平衡等因素的作用下, 严重影响了光电系统视轴稳定性。为了有效抑制扰动力矩的影响, 建立了外俯仰、内方位两轴光电系统动力学模型, 给出了扰动因素和运动耦合综合作用下的扰动传递关系。根据系统动力学模型, 提出了扩展卡尔曼滤波扰动力矩估计方法, 并构建扰动力矩前馈控制回路, 实现了对扰动力矩的实时补偿, 大大提高了光电系统的稳像控制精度。利用飞行模拟转台对某两轴光电系统进行了半实物仿真实验, 结果表明: 在幅值为 1° 、频率为 2 Hz 的载体扰动条件下, 采用前馈补偿方法系统俯仰和方位框架的视轴稳定精度均方根值分别达到 0.026 4 mrad 和 0.029 0 mrad, 相比扰动观测器控制方法分别提高了 64.1% 和 69.6%。

关键词: 视轴稳定; 光电稳像平台; 扩展卡尔曼滤波; 前馈补偿

中图分类号: TP273 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA201948.1013008

Control method of high accuracy video-stabilization with airstream disturbance for opto-electronic system

Zhang Weiming^{1,2,3,4}, Shi Zelin^{1,2,3}, Ma Depeng^{1,2,3}

- (1. Shenyang Institute of Automation, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China;
2. Institutes for Robotics and Intelligent Manufacturing, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China;
3. Key Laboratory of Opto-Electronic Information Processing, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China;
4. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

Abstract: Attitude disturbance caused by the random impact of airstream is the main disturbance source of the aircraft opto-electronic system. At the effect of the axis friction and mass imbalance of the system, the line-of-sight (LOS) stabilization is affected seriously due to the disturbance. In order to effectively suppress the influence of disturbance moment, a two-axis opto-electronic system dynamic model with outer pitch and inner azimuth was established, and the disturbance transfer relationship which contained the disturbance factors and movement coupling was obtained. A disturbance torque estimated method with

收稿日期: 2019-05-05; 修订日期: 2019-06-15

基金项目: 中国科学院机器人与智能制造创新研究院自主项目(C2016A03)

作者简介: 张伟明(1982-), 男, 副研究员, 博士生, 主要从事稳像伺服控制方面的研究。Email: zhangweiming@sia.cn

导师简介: 史泽林(1965-), 男, 研究员, 博士生导师, 博士, 主要从事模式识别与智能系统方面的研究。Email: zlshi@sia.cn

extended Kalman filter (EKF) based on the dynamics model was proposed, and the feed-forward control loop of disturbance torque was established, consequently the disturbance torque was compensated at the real time, the system LOS stabilization was improved substantially. A semi-physical simulation experiment using flight simulation test table was carried out. The experiment result shows that the RMS result of LOS stabilization accuracy is 0.026 4 mrad of pitch and 0.029 0 mrad of azimuth frame with feed-forward method, which improve 64.1% and 69.6% compared to disturbance observer (DOB) method.

Key words: line-of-sight stabilization; opto-electronic stabilized platform; extended Kalman filter; feed-forward compensation

0 引言

稳像控制技术是指实现飞行器光电系统视轴稳定所采用的包含稳定结构技术和稳定控制技术等的综合技术。视轴稳定精度作为光电系统的一项核心性能,体现了系统抑制扰动、稳定视轴空间指向的能力。气流冲击对飞行器光电系统视轴稳定的影响可分解为两个过程:首先,飞行载体受到气流的随机冲击产生振动和姿态变化;其次,由于光电系统的基座固联于载体,载体振动和姿态运动作为系统的外部扰动,将在各旋转自由度上引起质量不平衡力矩、转轴摩擦力矩等扰动力矩,导致系统视轴的惯性指向发生改变^[1]。对于弹载光电系统而言,弹体姿态变化造成的影响更为突出。现代战争对成像制导武器系统的制导精度需求日益提高,从而要求搭载的光电系统具有更高的稳像精度;另一方面,随着高速飞行器的发展,高速气流引起的扰动更为剧烈,而传统的稳像技术在实现高精度稳像上遇到瓶颈,因此高精度稳像技术研究具有重要意义。

构建基于 PID 或频率响应法校正的陀螺稳定平台仍是目前实现光电系统视轴稳定的主要方法。然而受限于框架结构固有频率以及传感器的有效信号带宽,控制回路校正增益和截止频率受到限制,系统刚度不可能无限提高,因此传统的稳定回路设计方法无法满足高稳定精度的需求^[2]。近年来现代控制理论和方法在光电系统中的应用取得了一定成果^[3-6]。此外,相关学者对光电系统的扰动影响机理进行研究,并指出系统内在因素如转轴摩擦、线缆弹性及负载相对于环架回转中心的质量不平衡等决定了载体扰动传递至视轴的形式^[1,7]。参考文献[8-11]等针对特定的转轴摩擦或线缆弹性因素,对其物理特性进

行数学建模,并实施补偿控制,改善了视轴稳定精度。参考文献[12-13]等针对系统中的质量不平衡力矩进行了标定和补偿方法研究。参考文献[14-15]等将伺服扰动观测器方法应用于光电系统,经实验验证,相比传统的稳定回路 PI 控制方法能够有效提高系统的稳定精度。

目前的光电系统扰动补偿方法研究多见于对某一特定影响因素的补偿控制,而系统在实际工作时受到了各种影响因素的综合作用,因此需要在伺服器件选型、布线方式、控制方法等多方面进行优化和改善,以实现高稳定性能。文中通过建立两轴光电系统动力学模型,分析扰动传递机理,并提出一种基于预测滤波的前馈控制方法,实现扰动力矩的实时补偿。

1 两轴光电系统动力学建模

光电系统动力学建模是进行系统分析和控制的基础,以下建立一种典型的外俯仰、内方位式两轴光电系统运动学和动力学模型,模型体现了外部扰动对视轴运动的作用机理。

1.1 光电系统运动学模型

如图 1 所示,在载体上建立惯性坐标系和载体坐标系。首先建立惯性坐标系 $O'x_Gy_Gz_G$,原点 O' 位于载体质心, x_G 、 y_G 、 z_G 分别为载体倾斜、航向和俯仰运动的惯性基准。建立载体坐标系 $O'x_My_Mz_M$, x_M 为重合于载体纵轴, y_M 位于载体纵向平面且垂直于 x_M 于上, z_M 垂直于 $x_MO'y_M$ 平面且其方向与 x_M 、 y_M 成右手定则关系。

以光电系统环架转轴的回转中心为原点,建立平台基座坐标系 $Ox_By_Bz_B$ 、俯仰框架坐标系 $Ox_Ey_Ez_E$ 和方位框架坐标系 $x_Ay_Az_A$ 。由载体坐标系 $O'x_My_Mz_M$ 空间平移至点 O 形成基座坐标系 $Ox_By_Bz_B$ 、 $Ox_Ey_Ez_E$ 和 $x_Ay_Az_A$

分别固联于系统的俯仰框架和方位框架, x_A 为光电系统的视轴指向。

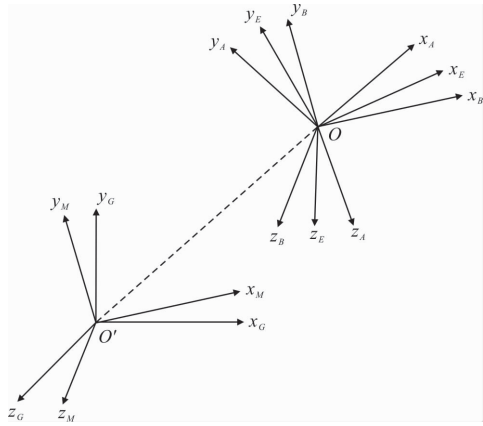


图 1 坐标系定义

Fig.1 Coordinate system definition

由坐标转换关系, 可得基座坐标系和俯仰框架坐标系之间的方向余弦矩阵为:

$$R_{BE} = \begin{bmatrix} \cos\varphi_p & \sin\varphi_p & 0 \\ -\sin\varphi_p & \cos\varphi_p & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: φ_p 为俯仰框架相对于基座的框架角。

俯仰框架坐标系和方位框架坐标系之间的方向余弦矩阵为:

$$R_{EA} = \begin{bmatrix} \cos\theta_p & 0 & -\sin\theta_p \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\theta_p & 0 & \cos\theta_p \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中: θ_p 为方位框架相对于俯仰框架的框架角。

因此, 俯仰框架坐标系下俯仰框架的惯性角速度为:

$$\omega_E = R_{BE}\omega_B + \omega_{EB} = \begin{bmatrix} \omega_{Bx}\cos\varphi_p + \omega_{By}\sin\varphi_p \\ -\omega_{Bx}\sin\varphi_p + \omega_{By}\cos\varphi_p \\ \omega_{Bz} + \dot{\varphi}_p \end{bmatrix} \quad (3)$$

方位坐标系下方位框架的惯性角速度为:

$$\omega_A = R_{EA}\omega_E + \omega_{AE} = \begin{bmatrix} \omega_{Bx}\cos\varphi_p\cos\theta_p + \omega_{By}\sin\varphi_p\cos\theta_p - \omega_{Bz}\sin\theta_p - \dot{\varphi}_p\sin\theta_p \\ -\omega_{Bx}\sin\varphi_p + \omega_{By}\cos\varphi_p + \dot{\theta}_p \\ \omega_{Bx}\cos\varphi_p\sin\theta_p + \omega_{By}\sin\varphi_p\sin\theta_p + \omega_{Bz}\cos\theta_p + \dot{\varphi}_p\cos\theta_p \end{bmatrix} \quad (4)$$

1.2 光电系统动力学模型

这里考虑框架负载为一理想刚体, 根据动量矩定理, 刚体对转轴的动量矩对时间的一阶导数等于

作用于转轴上外力矩的总和, 得到刚体转动欧拉动力学方程的基本形式:

$$T = \frac{dL}{dt} = \left(\frac{dL}{dt} \right)_r + \omega \times L \quad (5)$$

将公式(5)应用于光电系统框架, 可得:

$$\begin{cases} T_x = J_{xx}\dot{\omega}_x + (J_{zz} - J_{yy})\omega_y\omega_z + \bar{N}_x + \bar{I}_x \\ T_y = J_{yy}\dot{\omega}_y + (J_{xx} - J_{zz})\omega_x\omega_z + \bar{N}_y + \bar{I}_y \\ T_z = J_{zz}\dot{\omega}_z + (J_{yy} - J_{xx})\omega_x\omega_y + \bar{N}_z + \bar{I}_z \end{cases} \quad (6)$$

式中: \bar{I} 为质量不平衡项。 \bar{N} 为非惯量主轴方向质量分布相关的耦合项, 其具体形式为:

$$\begin{cases} \bar{N}_x = (\omega_z^2 - \omega_y^2)J_{yz} - (\omega_x\omega_y + \dot{\omega}_z)J_{xz} + (\omega_x\omega_z - \dot{\omega}_y)J_{xy} \\ \bar{N}_y = (\omega_x^2 - \omega_z^2)J_{xz} - (\omega_z\omega_x + \dot{\omega}_y)J_{xy} + (\omega_x\omega_y - \dot{\omega}_z)J_{yz} \\ \bar{N}_z = (\omega_y^2 - \omega_x^2)J_{xy} - (\omega_x\omega_z + \dot{\omega}_y)J_{yz} + (\omega_x\omega_z - \dot{\omega}_y)J_{xz} \end{cases} \quad (7)$$

根据光电系统的结构形式, y_A 为方位框架的驱动轴, z_E 为俯仰框架的驱动轴。考虑所有作用于驱动轴的外力矩, 可得到如下关系:

$$T = T_C + T_F + T_S + T_L \quad (8)$$

式中: T_C 为控制力矩, 同时也是作用于驱动轴唯一的主动力矩; T_F 为转轴摩擦力矩; T_S 为线缆恢复力矩; T_L 为电机齿槽拉力、传感器信号非线性等因素造成的驱动力矩波动。

下面讨论欧拉方程中的质量不平衡项。当转动刚体的质心偏离转轴时, 偏心距法向方向上的加速度将产生质量不平衡力矩。光电系统俯仰框架轴和方位框架轴交汇于回转中心 O , 且受限于系统结构装调水平和静平衡校正的精度, 负载相对于 O 点的质量偏心不可避免。因此欧拉方程中的质量不平衡项也可认为是一种扰动力矩, 其表达式为:

$$\bar{N}_I = T_I = \rho \times (ma_o) \quad (9)$$

式中: a_o 为载体姿态扰动在光电回转中心处产生的加速度, 设俯仰框架的质量偏心距为 ρ_E , 由公式(9)可得俯仰框架的质量不平衡项为:

$$\bar{N}_{IE} = \rho_E \times (ma_{oE}) \quad (10)$$

式中: 根据运动学关系, 可得到 a_{oE} 的具体形式如下:

$$a_{oE} = R_{BE}a_o = \begin{bmatrix} a_{o_x}\cos\varphi_p + a_{o_y}\sin\varphi_p \\ -a_{o_x}\sin\varphi_p + a_{o_y}\cos\varphi_p \\ a_{o_z} \end{bmatrix} \quad (11)$$

同理, 设方位框架的质量偏心距为 ρ_A , 可得方位

框架的质量不平衡项为：

$$\bar{N}_{IA} = \rho_A \times (ma_{OA}) \quad (12)$$

式中： a_{OA} 的具体形式如下所示：

$$a_{OA} = R_{EA} a_O = \begin{bmatrix} a_{Ox} \cos \varphi_p \cos \theta_p + a_{Oy} \sin \varphi_p \cos \theta_p - a_{Oz} \sin \theta_p \\ -a_{Ox} \sin \varphi_p + a_{Oy} \cos \varphi_p \\ a_{Ox} \cos \varphi_p \sin \theta_p + a_{Oy} \sin \varphi_p \sin \theta_p + a_{Oz} \cos \theta_p \end{bmatrix} \quad (13)$$

a_O 为载体姿态扰动在回转中心处产生的加速度矢量,其具体形式为：

$$a_O = \begin{bmatrix} -l_r \omega_{My}^2 - l_r \omega_{Mz}^2 \\ a_{O_{Ly}} \\ a_{O_{Lz}} \end{bmatrix} \quad (14)$$

式中： l_r 为弹体质心与光电系统回转中心之间的距离； ω_{My} 和 ω_{Mz} 分别为载体航向和俯仰方向姿态转动角速度； $a_{O_{Ly}} = l_r \dot{\omega}_{Mz}$ 和 $a_{O_{Lz}} = l_r \dot{\omega}_{My}$ 分别为载体转动在 O 点处形成的切向加速度。

综上所述,公式(6)、(8)、(9)和(14)构成了两轴光电系统动力学方程组。

1.3 扰动因素分析

以上建立的光电系统动力学模型中主要包含了转轴摩擦、线缆弹性和质量不平衡三种扰动因素。以下对这三种因素的特性进行分析。

对于光电系统而言,转轴摩擦因素主要来源于电机电刷摩擦及轴承摩擦,当系统采用品质较好的轴承时,电刷摩擦的影响远大于轴承摩擦。相关研究针对光电系统提出了多种摩擦模型,将摩擦特性主要归结于粘滞摩擦和库仑摩擦两类^[6]。归纳起来,转轴摩擦具有以下特点:一方面,摩擦机理复杂,目前仍缺少被普适的模型;另一方面,摩擦具有时变特性,模型形式和参数受过载、环境温度等条件影响很大,且模型变化规律难以预测。对于电刷摩擦而言,电刷的压力无法在线测量或预估,且时变的过载环境导致电刷在刷架中反复撞击,使得摩擦行为更为复杂。随着近年来电机技术的发展,无刷电机技术已能够满足小型化、高可靠性的应用需求。当采用无刷力矩电机作为驱动元件时,去除了电机电刷所引起的接触摩擦影响,此时摩擦力矩模型可简化为粘滞摩擦特性： $T_f = -k_v \dot{\alpha}$,其中 $\dot{\alpha}$ 为框架相对旋转角速度。

光电系统中的线缆弹性因素是指导电缆或气路对负载的恢复力矩影响,相关研究表明,线缆具有

较为复杂的弹簧和阻尼特性,其准确模型难以确定,但当采用尽量柔软的线缆以及合理、松散的布线方式时,线缆恢复力矩可考虑为胡克模型： $T_s = -k_s \alpha$,其中, k_s 为胡克系数, α 为平台框架所处相对角位置。

由公式(9)可知,质量不平衡力矩与负载自身的质量和相对回转中心的质量偏心距有关。区别于转轴摩擦和线缆弹性因素,质量不平衡因素具有确定的物理模型,且其核心参数偏心距随系统过载、环境温度等的影响可忽略不计。由公式(13)可知,方位框架质量不平衡的影响形式与俯仰框架对其的运动耦合有关,在实施高精度补偿控制时,该耦合影响不可忽略。

综上所述,在系统采用无刷力矩电机和合理布线方式的前提下,两者的物理模型接近线性,因此作用于系统的扰动力矩可表示为：

$$T_D = \rho \times (ma_O) - k_v \dot{\alpha} - k_s \alpha + \xi_d \quad (15)$$

公式(15)为以下基于系统动力学模型的补偿控制研究提供了重要的理论基础。

2 光电系统扰动力矩前馈补偿控制方法研究

针对传统陀螺稳定回路无法满足系统高稳定性能需求的现状,在获得系统动力学模型的情况下,对扰动力矩进行实时估计和补偿是文中控制方法研究的主要思想。

2.1 扩展卡尔曼滤波扰动力矩估计方法

扰动力矩补偿的核心是对扰动力矩进行实时观测或估计。扰动观测器(Disturbance Observer, DOB)是在伺服系统中普遍采用的一种不依赖扰动模型的力矩观测和补偿方法。如图 2 所示,DOB 的主要思

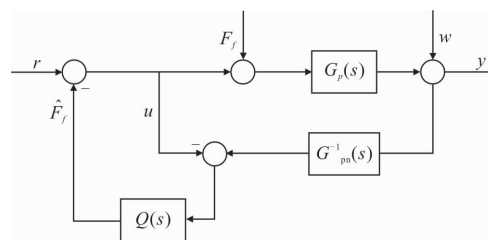


图 2 扰动观测器控制结构图

Fig.2 Control diagram of DOB method

想是通过运用模型求逆计算,从实际系统的输出中重构系统的输入,再将分离出的扰动反馈至系统中,

从而实现扰动的补偿^[14]。其在控制器设计基础上,通过在反馈通道加入低通滤波器,解决求逆运算的可实现性问题。

但对于光电系统而言,扰动观测器的应用有其特殊性。系统标称模型为 $G_{pm}(s)=1/Js$,因此标称逆模型会引入微分环节。含有噪声的速率陀螺信号经过微分环节使得噪声放大,如图 3 所示,为了抑制噪声影响,低通滤波器 $Q(s)$ 的作用结果将造成力矩观测信号的幅值衰减和相位滞后,力矩观测精度下降。

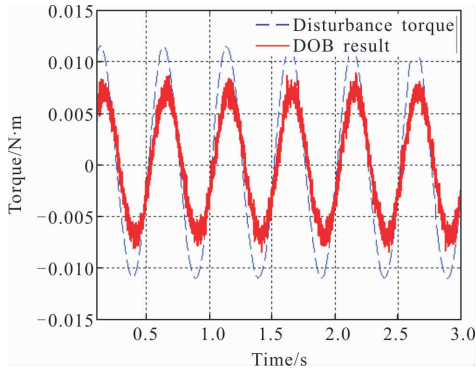


图 3 DOB 力矩观测结果

Fig.3 Torque observing result of DOB

利用 DOB 低通滤波前的观测信号,与系统动力学模型相结合,可以利用预测滤波的方法提取出具有较高信噪比的扰动力矩信号。由于公式(15)中的质量不平衡项存在非线性,因此适合采用扩展卡尔曼滤波(Extended Kalman Filter, EKF)方法^[17]。

根据光电系统的负载特点,通常转动惯量在非惯量主轴方向的分量比惯量主轴方向的分量小两个数量级以上,且视轴运动为有限转角范围内的低速运动,因此动力学模型在控制方法的应用中,可忽略框架转速的乘积项以及非惯量主轴相关项的影响。

建立系统 EKF 状态方程和量测方程为:

$$\begin{cases} X_k = \Phi_{k,k-1}X_{k-1} + \Gamma_{k-1}W_{k-1} \\ Z_k = h(X_k) + V_k \end{cases} \quad (16)$$

对于俯仰框架, EKF 状态和量测变量向量为:

$$\begin{cases} X_k = [\omega_{My} \ \omega_{Mz} \ a_{O_{Lz}} \ \varphi_p \ \dot{\varphi}_p]^T \\ Z_k = [T_{Ez} \ \omega_{My} \ \omega_{Mz} \ a_{O_{Lz}} \ \varphi_p \ \dot{\varphi}_p]^T \end{cases} \quad (17)$$

且有: $\Phi_{k,k-1}=I_5, \Gamma_{k-1}=1$ 。

根据动力学方程中扰动力矩的表达式(15),扰动力矩与状态变量之间的非线性关系为:

$$T_{D_{Ez}} = h_1(x_E) = m_E \rho_{Ez} (a_{O_{Lz}} \cos \varphi_p + a_{O_{Lz}} \sin \varphi_p) - m_E \rho_{Ex} (a_{O_{Lz}} \cos \varphi_p - a_{O_{Lz}} \sin \varphi_p) - k_{Ez} \dot{\varphi}_p - k_{Ez} \varphi \quad (18)$$

对于方位框架, EKF 状态和量测变量向量为:

$$\begin{cases} X_A = [\omega_{My} \ \omega_{Mz} \ a_{O_{Lz}} \ a_{O_{Ly}} \ \varphi_p \ \theta_p \ \dot{\theta}_p]^T \\ Z_A = [T_{Ay} \ \omega_{My} \ \omega_{Mz} \ a_{O_{Lz}} \ a_{O_{Ly}} \ \varphi_p \ \theta_p \ \dot{\theta}_p]^T \end{cases} \quad (19)$$

且有: $\Phi_{k,k-1}=I_7, \Gamma_{k-1}=1$ 。

方位框架扰动力矩与状态变量之间的非线性关系为:

$$T_{D_{rAy}} = h_1(x_A) = m_A \rho_{Az} (-l_y \omega_{My}^2 - l_z \omega_{Mz}^2) \cos \varphi_p \sin \theta_p - m_A \rho_{Az} (-l_y \omega_{My}^2 - l_z \omega_{Mz}^2) \cos \varphi_p \cos \theta_p + m_A \rho_{Az} a_{O_{Lz}} \sin \varphi_p \sin \theta_p - m_A \rho_{Az} a_{O_{Lz}} \sin \varphi_p \cos \theta_p + m_A \rho_{Az} a_{O_{Lz}} \cos \theta_p + m_A \rho_{Az} a_{O_{Ly}} \sin \theta_p - k_{Az} \dot{\theta}_p - k_{Az} \theta_p \quad (20)$$

EKF 算法中的 jacobian 矩阵计算方法为:

$$H_k = \frac{\partial h_k}{\partial X_k} \Big|_{x_k = \hat{x}_{k|k-1}} \quad (21)$$

EKF 算法包含预测和更新两个过程,其滤波方程为:

$$\begin{cases} \hat{X}_{k|k-1} = \Phi_{k,k-1} \hat{X}_{k-1} \\ P_{k|k-1} = \Phi_{k,k-1} P_{k-1} - \Phi_{k,k-1}^T + Q_{k-1} \\ K_k = P_{k|k-1} H_k^T (H_k P_{k|k-1} H_k^T + R_k)^{-1} \\ \hat{X}_k = \hat{X}_{k|k-1} + K_k (Z_k - H_k \hat{X}_{k|k-1}) \\ P_k = (I - K_k H_k) P_{k|k-1} \end{cases} \quad (22)$$

基于 EKF 的扰动力矩估计过程可分为两个阶段。在第一阶段,利用 DOB 原理,对扰动力矩进行观测。在典型的电流、速度环双环稳定回路结构下,稳像平台系统扰动力矩为 $T_d = J\dot{\omega} - T_c = J\dot{\omega} - I_o C_m$,由于电流环使得电机电枢电流 I_o 能够很好地跟踪电流指令 I_c ,因此可用电流指令 I_c 进行计算。在第二个阶段,将扰动力矩观测值作为 EKF 算法的量测变量,经过 EKF 算法计算,获得经滤波降噪的状态矩阵,在每一个滤波步长,根据动力学模型中的数学关系 $\hat{T}_d = h(x)$ 解算得出当前扰动力矩的估计值。

由于光电系统方位框架的动力学模型包含俯仰框架的运动耦合,其情形更为复杂,因此以下以方位通道为例,对载体姿态扰动下基于 EKF 的扰动力矩估计算法效果进行仿真分析。扰动条件设定为幅值为 1° 、频率为 2 Hz 的正弦信号。如图 4 所示,蓝色曲

线为作用于系统的扰动力矩,红色曲线为 EKF 算法得出的扰动力矩估计值,可见力矩估计信号有效去除了扰动力矩观测噪声,且有效消除了俯仰框架的耦合影响,滤波收敛时间 <0.2 s。EKF 算法下力矩估计的幅值衰减为 7.6%,信号滞后为 25 ms,对应于 2 Hz 的扰动频率,其相位滞后了 5%。

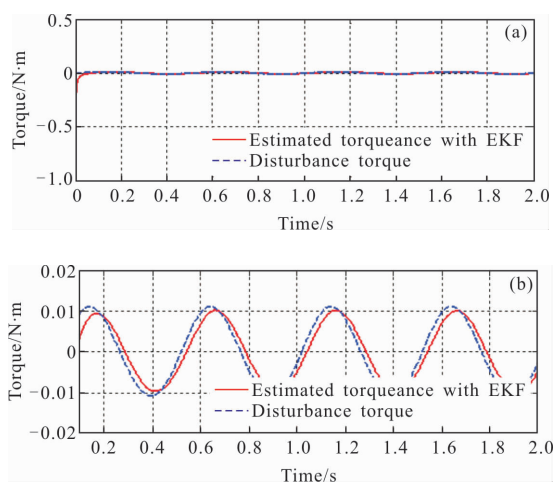


图 4 EKF 方法下的扰动力矩估计信号

Fig.4 Disturbance torque estimated signal under EKF method

2.2 扰动力矩前馈补偿回路设计

在双环稳定回路基础上施加前馈控制是伺服系统设计中一种有效的提高抗扰能力手段,其优点是前馈补偿回路不会影响原稳定回路的频率响应特性。对于稳像平台伺服系统,在利用 EKF 方法得到扰动力矩估计值的前提下,通过逆向设计形成前馈补偿控制量,构建前馈回路如图 5 所示。

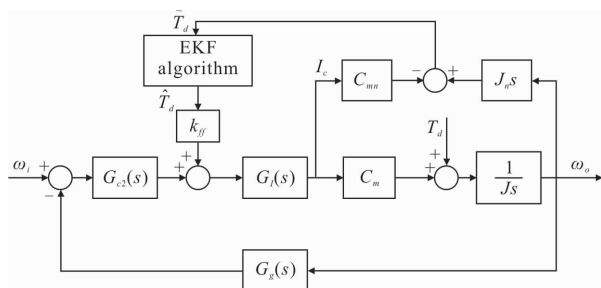


图 5 扰动力矩前馈补偿原理

Fig.5 Principle of disturbance torque feed-forward compensation

图 5 中, $G_l(s)$ 为电流环等效传递函数; $G_c(s)$ 为速度环校正环节,通常采用 PI 校正; $G_g(s)$ 为速率陀螺传递函数; k_{ff} 为电机的力矩系数; $1/C_m$ 为前馈回路可

调控制增益,其理论值为 $1/C_m$,在实际中可根据实际需要调整。

3 实验验证

基于某两轴光电系统对所设计的控制方法进行验证。系统的驱动元件采用有限转角无刷力矩电机,去除了有刷电机的电刷摩擦和齿槽拉力的影响;信号走线采用松散的柔软线缆,以减小线缆恢复力矩的影响;速率陀螺采用精度较高的开环光纤陀螺,减小了陀螺信号非线性的影响。

系统框架测角元件采用光电角编码器,其测角精度为 $10''$,用于测量俯仰与方位框架的相对框架角。载体姿态角速度由载体上的惯性测量单元(IMU)测量后发送给光电系统控制单元处理器,用于 EKF 计算。在系统基座安装的加速度计,其测量精度 <6 mg,并使其敏感方向对准载体运动在系统旋转中心处的切线方向,用于获得载体姿态运动在旋转中心处的切向加速度。

设计稳定回路比例、积分校正参数分别为 33 和 6.5,前馈回路增益为 4.8。利用飞行模拟转台进行半实物仿真实验。施加幅值为 1° 、频率为 0.5~2 Hz 的正弦载体扰动信号,光电系统视轴稳定误差均方根(RMS)值如表 1 所示,其中 σ_{1_e} 、 σ_{1_a} 分别为 DOB 方法下俯仰和方位框架的稳定误差, σ_{2_e} 、 σ_{2_a} 分别为文中方法下俯仰和方位框架的稳定误差。其中,2 Hz 载体扰动的情形如图 6 和图 7 所示,蓝色曲线为 DOB 方法下的视轴稳定误差曲线,对于俯仰框架,其峰-峰值为 0.278 mrad,RMS 值为 0.073 6 mrad;对于方位框架,其峰-峰值为 0.347 mrad,RMS 值为 0.095 5 mrad。图中红色曲线为文中方法下的稳定误差曲线,可知对于俯仰框架,其峰-峰值为 0.101 mrad,RMS 值为

表 1 俯仰/方位框架视轴稳定精度

Tab.1 LOS stabilization accuracy of pitch/azimuth frame

LOS error/mrad	Frequency/Hz		
	0.5	1	2
σ_{1_e}	0.068 4	0.071 1	0.073 6
σ_{2_e}	0.021 9	0.024 3	0.026 4
σ_{1_a}	0.077 5	0.082 3	0.095 5
σ_{2_a}	0.025 2	0.025 9	0.029 0

0.0264 mrad; 对于方位框架, 其峰-峰值为 0.113 mrad, RMS 值为 0.029 0 mrad。

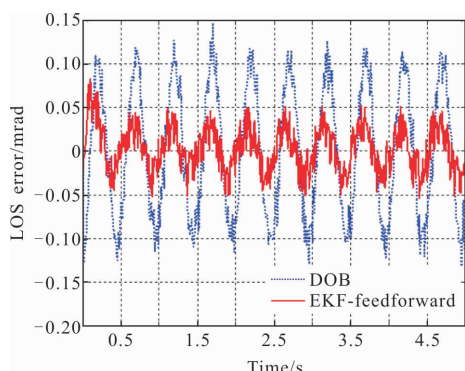


图 6 系统俯仰框架视轴稳定精度

Fig.6 LOS stabilization accuracy of system's pitch frame

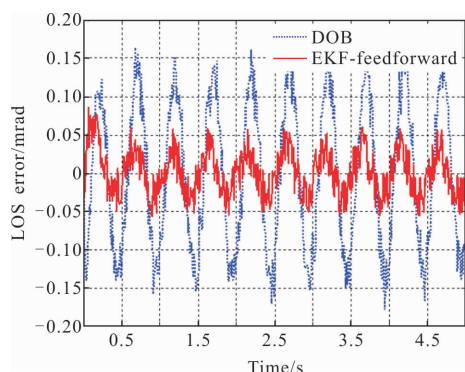


图 7 系统方位框架视轴稳定精度

Fig.7 LOS stabilization accuracy of system's azimuth frame

系统半实物仿真实验表明, EKF 扰动力矩估计方法基于一阶预测, 实现了多观测量下的系统状态估计, 相比于 DOB 方法, 其力矩估计信号的相位滞后更小, 因此有效提高了力矩补偿后的视轴稳定精度。方位框架作为系统的内框架, 负载惯量小于俯仰框架, 导致力矩刚度相对较低, 因此方位框架稳定精度均略低于俯仰框架。此外, 前馈控制下载体扰动下仍然存在的稳定残差, 是由于系统中的力矩估计信号滞后、动力学模型参数误差以及传感器测量偏差所引起的。

4 结论

气流随机冲击导致弹载光电系统视轴稳定精度下降, 在高带宽陀螺稳定回路设计方法遇到瓶颈的前提下, 扰动力矩的在线补偿成为高精度视轴稳定

技术的核心思想。

文中建立了针对两轴环架平台的载体姿态扰动传递动力学模型, 得出了质量不平衡、转轴摩擦和线缆弹性等影响因素构成的扰动力矩方程, 为扰动补偿控制方法提供了理论依据。提出扩展卡尔曼滤波扰动力矩估计方法, 利用标称逆模型扰动观测法对作用于平台负载的扰动力矩进行观测, 根据动力学模型建立扩展卡尔曼滤波基本方程, 通过滤波算法的状态预测过程和量测更新过程, 实现了非线性扰动力矩的在线估计。仿真结果表明该方法能够有效滤除力矩信号的观测噪声, 且滤波过程收敛速度快, 低频扰动下的相位滞后小。构建扰动力矩前馈控制回路, 与系统原稳定回路构成复合回路进行视轴稳定控制。利用飞行模拟转台对某两轴光电系统进行半实物仿真实验, 实验结果表明, 2 Hz 载体扰动下系统视轴稳定精度均方根值相比扰动观测器补偿控制方法分别提高了 64.1% 和 69.6%, 验证了所提出的补偿控制方法的有效性。

扩展卡尔曼滤波算法对于具有高斯分布的系统噪声具有良好的适应性, 对于有色噪声情形的补偿控制方法值得今后深入研究。

参考文献:

- [1] Hilkert J M, David A. Adaptive control system techniques applied to inertial stabilization systems [C]//SPIE, 1990, 1304: 190-206.
- [2] Peter J Kennedy, Rhonda L Kennedy. Direct versus indirect line of sight (LOS) stabilization [J]. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2003, 11(1): 1062-1066.
- [3] Li He, Deng Xuewen, Zhu Kuibao, et al. Method of variable square wave modulation to restrain excessive modulation crosstalk in FOG[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2017, 46(8): 0822004. (in Chinese)
- [4] Zhang Yuliang, Geng Tianwen, Liu Yongkai. Optical axis self-stabilization control system's design for moving base optical-electrical table [J]. *Foreign Electronic Measurement Technology*, 2015, 34(9): 38-42. (in Chinese)
- [5] Zhang Mingyue, Liu Hui, Chu Hairong. Double integral sliding mode control based on ESO for stabilized platform of seeker [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2018, 47(8): 0817009. (in Chinese)

- [6] Zhu Feng, Zhang Bao, Li Xiantao. Application of tracking differentiator to gyro signal denoising [J]. *Chinese Optics*, 2017, 10(3): 355–362. (in Chinese)
- [7] Fang Yuchao, Li Mengxue, Che Ying. Study on boresight stabilized technology of vehicle photoelectric reconnaissance platform[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2018, 26(2): 410–417. (in Chinese)
- [8] Zambari J, Hendrik V B, Jan S. Friction compensation of an XY feed table using friction-model-based feedforward and an inverse-model-based disturbance observer [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, 56(10): 3848–3853.
- [9] Bao Wenliang, Huang Xianlin, Yin Hang. Adaptive dynamic friction compensation for an electro-optical platform inertial stabilization system [J]. *Electronics Optics & Control*, 2012, 19(4): 50–54. (in Chinese)
- [10] Jin Chaoqiong, Zhang Bao, Li Xiantao. Friction compensation strategy of photoelectric stabilized platform based on disturbance observer[J]. *Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition)*, 2017, 47(6): 1876–1885. (in Chinese)
- [11] Sun Gao, Zhu Mingchao, Jia Hongguang. Adaptive friction compensation in seeker stabilized platform servo control system [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2013, 42(5): 1316–1321. (in Chinese)
- [12] Fang Jiancheng, Qi Zihui, Zhong Maiying. Feedforward compensation method for three axes inertially stabilized platform imbalance torque [J]. *Journal of Chinese Inertial Technology*, 2010, 18(1): 38–43. (in Chinese)
- [13] Martin Rezac. Vibration rejection for inertially stabilized double gimbal platform using acceleration feedforward [C]// IEEE International Conference on Control Applications, 2011: 362–366.
- [14] Wang Chenchen, Wang Xinlong, Huang Hai. Application of disturbance observer to stabilization loop in inertial platform [J]. *Journal of Unmanned Undersea Systems*, 2012, 20(3): 195–200. (in Chinese)
- [15] Pan Shuai, Yang Yi, Chen Dandan. Application of disturbance observer to stabilization loop in inertial platform [J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2018, 1 (1):22–26. (in Chinese)
- [16] Peter J K. Adaptive compensation for pointing and tracking systems applications [C]//International Conference on Control Applications, 1999: 10.1109/CCA. 1999. 806641.
- [17] Wang Qiuting, Qi Wei, Xiao Duo. Cycle life estimation method for parallel lithium battery pack based on double Kalman filtering algorithm [J]. *Information and Control*, 2018, 47(4): 461–467. (in Chinese)