

文章编号 1004-924X(2023)10-1487-14

大口径光电高分辨成像望远镜主镜电液型 高精度位姿控制系统

李玉霞*, 王建立, 郭鹏飞, 张 斌, 邓永停

(中国科学院 长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033)

摘要: 受自身重力、温度、不同工况下的外部干扰等影响,大望远镜主镜自由状态下位姿会产生巨大变化,导致后端光路不能对准,高分辨率成像质量下降,甚至图像飞出靶面。为消除主镜位姿变化对成像质量带来的影响,本文采用新型高精度电液控制系统对大望远镜主镜位姿进行控制。首先建立望远镜主镜位姿解算模型,分析主镜姿态变化原理;其次采用五个分区的多机电液控制系统实现主镜姿态主动控制,建立各分区的液压控制系统模型,利用基于望远镜俯仰轴运动时位置误差的多元线性拟合前馈控制(EEFC)及线性自抗扰控制方法(LADRC)进行主镜位姿控制;最后进行测试,结果表明:4 m 望远镜俯仰轴匀速运动时,可将主镜 Z 向平移精度从 91.5 μm 提升到 0.5 μm ,偏转角度精度从 3 arcsec 提升到 0.05 arcsec。在 1.2 m 望远镜俯仰轴变速运动时,可将主镜 Z 向平移精度从 5.04 μm 提升至 0.2 μm ,角度偏移精度从 0.65 arcsec 提升到 0.05 arcsec。在主镜上施加多点力促动器驱力时,主镜 Z 向位移精度从 12.2 μm 提升到 2 μm 内,角度偏移精度从 1 arcsec 提升到 0.03 arcsec。通过测试验证,该控制系统可有效实现主镜光轴稳定,有效保证后端光路的对准与高分辨率自适应成像。

关键词: 大口径望远镜;主镜位姿控制;多电机,电液系统

中图分类号:TP394.1;TH691.9 文献标识码:A doi:10.37188/OPE.20233110.1487

Electrohydraulic high-accuracy position and orientation control system of the primary mirror for a large-aperture high resolution telescope

LI Yuxia*, WANG Jianli, GUO Pengfei, ZHANG Bin, YANG Xiaoxia

(Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences,
Changchun 130033, China)

* Corresponding author, E-mail: lyx26691023@163.com

Abstract: Generally, owing to variations in gravity, temperature, and external disturbances under different conditions, the positions and orientations of primary mirrors of high-resolution large-aperture telescopes often change significantly in the free state; in this scenario, subsequent optical axes cannot be aligned with the primary mirrors, causing optical misalignment errors and degraded adaptive high-resolution imaging qualities, sometimes even leading to image fly off from the field of view. To eliminate these imaging errors resulting from variations in the positions and orientations of primary mirrors (POPMs), this paper proposes a novel high-accuracy electrohydraulic control system for the POPM of a large tele-

收稿日期:2022-09-27;修订日期:2022-11-30.

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 11973041, No. 12122304);中科院青促会会员项目资助(No. 2019218)

scope. For this, a mathematical model of the POPM is established for design and analysis for active control. First, a POPM resolving control model of an entire telescope is constructed, and the variation principle of the POPM is analyzed. Second, a five part multi-motor electrohydraulic control system is adopted to realize active control of the POPM. To guarantee control accuracy, we construct the electrohydraulic control system model of each part and use a multivariate linear fitting feed forward controller based on the position error resulting from a change in the telescope elevation; meanwhile, a linear active disturbance rejection controller is adopted for POPM control. Finally, experiments on large telescopes are performed. When the elevation of a 4 m telescope moves at a constant speed, the Z shift can be reduced from $91.5 \mu\text{m}$ to $0.5 \mu\text{m}$, and the deflection shift can be controlled under 0.05 arcsec from 3 arcsec . Next, when the elevation of a 1.2 m telescope moves at a variable speed, the Z shift can be reduced from $5.04 \mu\text{m}$ to $0.2 \mu\text{m}$, and the deflection shift can be controlled under 0.65 arcsec from 0.05 arcsec . Further, when multi-point force actuators are added to the primary mirror, the Z shift can be reduced from $12.2 \mu\text{m}$ to $2 \mu\text{m}$, and the deflection shift can be controlled under 0.03 arcsec from 1 arcsec . This can effectively realize the optical axis stability of the primary mirror while guaranteeing the alignment of subsequent optical axes and high-resolution self-adaption image quality.

Key words: large-aperture telescope; primary mirror position and orientation control; multi-motors; electrohydraulic system

1 引 言

望远镜的通光口径越大,收集目标天体的辐射就越多,聚光本领就越强。为了实现跟踪更弱更暗的深空碎片目标,大型地基望远镜主镜口径不断增加以提高其成像分辨率。随着主镜口径越大,主镜重量势必增加,结构重力及温度的影响对望远镜的位姿变化的影响愈加明显,进而造成主次镜的对准误差。望远镜的主次镜对准误差会产生离焦、彗差、像散等误差。其中离焦是由主次镜间隔偏差所致,彗差是由主次镜相对偏心和倾斜所致,且会伴随有像散和球差出现,严重影响望远镜后端高分辨率成像,甚至导致望远镜的像点偏移,飞出视场,严重影响望远镜的成像质量^[1-4]。

为保证主次镜之间的光轴位置对准,首先需要保证主镜的位置姿态不发生改变或者按照预想位置进行调整,然后通过调整次镜的姿态来对准主镜的理想光轴。而当主镜位置随着重力或者温度变化时,其姿态会随着改变。为保证主镜的姿态不变,国外一般利用液压系统^[5-9]、气压或类似 Stewart 六杆机构形成硬点来实时调整主镜的位置。如欧南台的 8 m VLT 望远镜、美国 8 m Gemini 望远镜、美国军方的 4 m AEOS 望远镜等,都采用液压支撑技术对主镜进行稳像控制,

而美国的 MMT 等望远镜则使用六杆机构进行主镜位置控制^[10-13]。液压支撑技术由于支撑点更多,支撑刚度更大,有利于主镜抵抗风载干扰,因此相比六杆技术更有优势。但是大多文献中只提供了技术方案,对主镜位置的位姿解算、控制以及实验结果并未进行详细研究。

本文中 4 m 大口径望远镜的主镜采用了液压型位置支撑方案。对主镜位置的位置姿态解算控制方法进行了详细研究,采用轴向三个液压分区和侧向两个分区对主镜姿态进行柔性调整。针对每个分区采用基于俯仰轴运动前馈控制 (Electrohydraulic control system model of Each part and used multivariate linear fitting feed Forward Controller, EEFC) 和 LADRC (Linear Active Disturbance Rejection Controller) 自抗扰的方法进行高精度控制。最终实验结果,表明采用该方法可以将主镜位姿控制在理想范围内,保证了后端光路成像效果。

2 主镜位置姿态解算及建模控制设计

主镜位姿控制原理及方法如图 1 所示,主镜安装在主镜室里,主镜室位置不动,控制主镜的

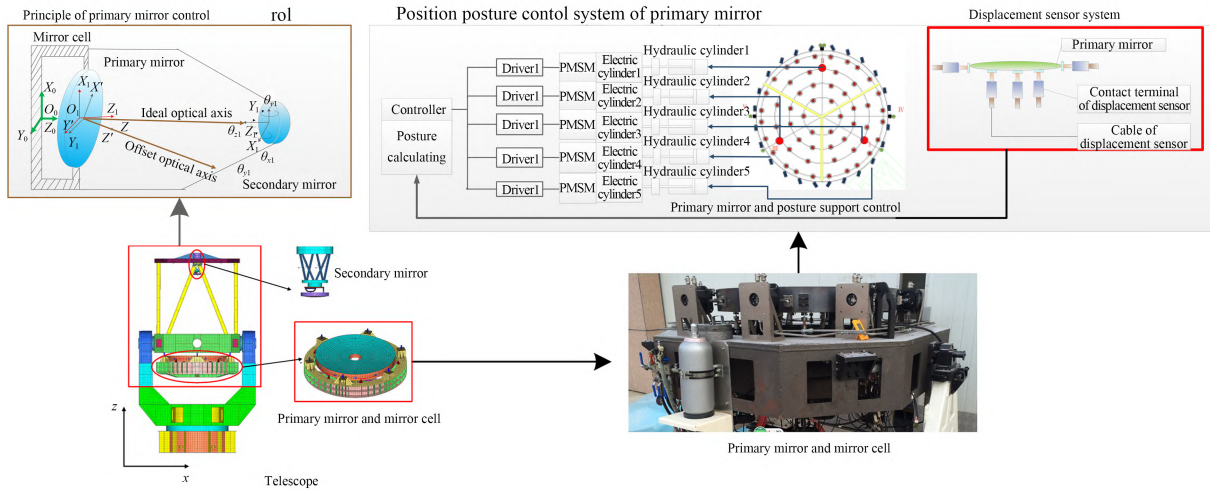


图1 主镜位姿控制原理
Fig. 1 Control principle of POPM

位置姿态,即是控制主镜相对于镜室的姿态。当望远镜的俯仰轴运动时或受到外部温度风阻等因素影响时,主镜相对主镜室会产生移动,进而造成光轴的偏移。其中主镜俯仰轴运动时受到重力的影响,主镜会沿着重力方向分解到轴向及侧向的分量会发生位置姿态变动。温度变化时由于主镜热胀冷缩形变亦会导致主镜位姿发生变化。而当主镜受到风阻的影响时,风载会导致主镜在风力方向的分量发生变化。具体表现为主镜姿态五个自由度的变化,最终导致主次镜之间光轴对准发生偏差,产生离焦,彗差,像散及球差等。其中离焦是由于主次镜之间的距离变化产生,即图1中的 Z_1 的变化,彗差是由于主次镜的偏心 and 倾斜导致。偏心即 X_1 和 Y_1 的变化,倾斜即 θ_{x1} 和 θ_{y1} 的变化。假设以主镜室的姿态为基准,主镜室在坐标系 $O_0-X_0Y_0Z_0$ 的姿态不变,主镜上理想光轴 $O_1-X_1Y_1Z_1$ 相对于 $O_0-X_0Y_0Z_0$ 姿态不变,当望远镜主镜重量发生变化,偏移到 $O'-X'Y'Z'$,为将偏移光轴移动到理想光轴 $O_1-X_1Y_1Z_1$,需要对主镜位置姿态的五个自由度进行调整。从原理上,离焦偏差可以调整光轴 Z 轴的位移,彗差可以通过调整 X 和 Y 方向上的位移,并调整 X 和 Y 方向转动来实现。

为了实现对主镜姿态的调整,本文将主镜分为五个分区,轴向三个分区,侧向两个分区,分别承受主镜的轴向重量和侧向重量。其中轴向分区调整姿态 θ_x, θ_y, Z ,侧向分区调整姿态 X, Y 。

在每个分区利用电机驱动电动缸带动液压支撑结构进行主镜位置调整,并分别安装位移传感器,以监测主镜的位置变化,同时作为位置反馈对主镜姿态进行控制。

2.1 主镜位置姿态控制解算

为实现主镜位姿的控制,首先标定好理想光轴主镜的姿态位置值,此时主镜相对于主镜室的位置是固定的。当望远镜运行,主镜姿态会发生变化,通过位移传感器实时计算出主镜相对于主镜室当前的姿态。再根据后端探测器计算出需要主镜调整的位置姿态,解算出需要每个分区需要移动的位移量,通过调整主镜后端的位置调整单元,实现主镜位置姿态的测量与控制。为实现计算,对主镜进行模型建立并解算分析。

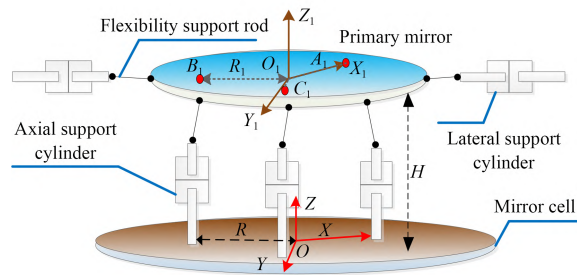


图2 主镜位姿控制简化模型
Fig. 2 Control principle of POPM

在镜室上建立固定坐标系 $O-XYZ$,主镜上为动坐标系 $O_1-X_1Y_1Z_1$,在主镜上作用的三个点在动坐标系上可以通过位姿矩阵 φ_e 从静止坐标系进行转换,其中主镜上的动态三点在动坐标系

上可以表示为: $A_1 = [R_1, 0, 0, 1]^T$, $B_1 = \begin{bmatrix} -R_1 \\ 2 \\ \frac{\sqrt{3} R_1}{2}, 0, 1 \end{bmatrix}^T$, $C_1 = \begin{bmatrix} -R_1 \\ 2 \\ \frac{\sqrt{3} R_1}{2}, 0, 1 \end{bmatrix}^T$, 而在主镜上作用的三个位置点在主镜室上对应的位置坐标为: $A = [R, 0, 0, 1]^T$, $B = \begin{bmatrix} -R \\ 2 \\ \frac{\sqrt{3} R}{2}, 0, 1 \end{bmatrix}^T$, $C = \begin{bmatrix} -R \\ 2 \\ \frac{\sqrt{3} R}{2}, 0, 1 \end{bmatrix}^T$, 定义在主镜上的动坐

$${}^U T_R = R(\phi_\alpha, \phi_\beta, \phi_\gamma, M) = \text{Rot}(Z, \phi_\alpha) \text{Rot}(Y, \phi_\beta) \text{Rot}(X, \phi_\gamma) =$$

$$\begin{bmatrix} \cos \phi_\alpha \cos \phi_\beta & \cos \phi_\alpha \sin \phi_\beta \sin \phi_\gamma - \sin \phi_\alpha \cos \phi_\gamma & \cos \phi_\alpha \sin \phi_\beta \cos \phi_\gamma + \sin \phi_\alpha \cos \phi_\gamma & M_{xp} \\ \sin \phi_\alpha \cos \phi_\beta & \sin \phi_\alpha \sin \phi_\beta \sin \phi_\gamma + \cos \phi_\alpha \cos \phi_\gamma & \sin \phi_\alpha \sin \phi_\beta \cos \phi_\gamma - \cos \phi_\alpha \cos \phi_\gamma & M_{yp} \\ -\sin \phi_\beta & \cos \phi_\alpha \sin \phi_\gamma & \cos \phi_\alpha \cos \phi_\gamma & M_{zp} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

其中: R_1 表示主镜半径, R 表示主镜室半径, 定义主镜上的一点 p 相对于其动坐标系 $O_1-X_1Y_1Z_1$ 的坐标变换为 ${}^R p$, p 相对于静止坐标系 $O-XYZ$ 的坐标变换为 ${}^U p$, 则可知, p 点相对于镜室的静止坐标系可由公式(2)描述:

$${}^U p = {}^U T_R \times {}^R p. \quad (2)$$

通过如下变换就可以获得主镜上的三个支撑位置的相对于静止的镜室的位移坐标如式(3)所示:

$${}^0 I = [{}^0 A_1; {}^0 B_1; {}^0 C_1] = [A_1; B_1; C_1] \times {}^U T_R. \quad (3)$$

$$\begin{cases} l_1^2 = (R_1 n_x + X_p - R)^2 + (R_1 n_y + Y_p)^2 + (R_1 n_z + Z_p)^2 \\ l_2^2 = \left(\frac{-R_1 n_x - \frac{\sqrt{3} R_1 o_x}{2} + X_p + \frac{R}{2}}{2} \right)^2 + \left(\frac{-R_1 n_y - \frac{\sqrt{3} R_1 o_y}{2} + Y_p - \frac{\sqrt{3} R}{2}}{2} \right)^2 + \left(\frac{-R_1 n_z + \frac{\sqrt{3} R_1 o_z}{2} + Z_p}{2} \right)^2 \\ l_3^2 = \left(\frac{-R_1 n_x + \frac{\sqrt{3} R_1 o_x}{2} + X_p + \frac{R}{2}}{2} \right)^2 + \left(\frac{-R_1 n_y + \frac{\sqrt{3} R_1 o_y}{2} + Y_p - \frac{\sqrt{3} R}{2}}{2} \right)^2 + \left(\frac{-R_1 n_z - \frac{\sqrt{3} R_1 o_z}{2} + Z_p}{2} \right)^2 \end{cases} \quad (5)$$

由上可知, 通过改动控制杆的长度, 可以实现调整主镜位置姿态的目的。其中侧向主要调整 X, Y 的位移, 由于侧向的支撑缸对称安装, 因此只要调整 X, Y 方向的较为简单, 具体为通过调整 X, Y 方向支撑缸的位移值便直接可以实现 X, Y 方向的调节, 将侧向的两个方向的支撑缸等效为两个推杆, 则有侧向支撑推杆的长度与位移传感器可表示如式(6)所示:

标系 R 相对于镜室静止坐标系 U 的沿 X 平移到的位移为 M_{xp} , 沿 Y 轴平移的位移为 M_{yp} , 沿 Z 轴平移的位移为 M_{zp} , 主镜绕主镜室旋转的角度按照滚动 Roll, 俯仰 Pitch, 偏航 Yaw 的顺序来进行移动到需要调整的姿态, 则主镜依次绕主镜室按照 Z 轴旋转 ϕ_α , 按照 Y 轴旋转 ϕ_β , 按照 X 轴旋转 ϕ_γ , 则可知主镜上的点相对于主镜室的旋转矩阵:

将主镜坐标系相对于主镜室坐标系的变化简化为:

$${}^U T_R = \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & X_p \\ n_y & o_y & a_y & Y_p \\ n_z & o_z & a_z & Z_p \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4)$$

则知道每个分区需要移动的位移 $l_i = \| {}^0 I_i - J_i \|_2$, 其中, $i=1, 2, 3, J=[A; B; C]$ 。

由式(1)~式(4), 可以获得每个分区的变化

量 $l_i = \sqrt{l_n^2 + l_o^2 + l_a^2}$, 具体为:

$$\begin{cases} l_4 = \Delta x = x_{l2} - x_{l1} \\ l_5 = \Delta y = y_{l2} - y_{l1} \end{cases}, \quad (6)$$

其中: l_4 为侧向 X 向支撑推杆的调整长度。 l_5 为侧向 Y 向支撑推杆的调整长度。 Δx 为 X 方向支撑缸等效需要调整的位移, Δy 为 y 方向支撑缸等效需要调整的位移, x_{l2} 为需要调整到的 X 向的位置, x_{l1} 为目前 X 向的位置。 x_{l2} 为需要调整到的 x 向的位置, x_{l1} 为需要目前 x 向的位置。 y_{l2} 为需要调整到的 Y 向的位置, y_{l1} 为目前 Y 向的位置。

2.2 单个分区建模及控制方法

2.2.1 单个分区液压系统建模

主镜控制系统分为轴向三个分区和侧向两个分区,每个分区的位置调整由体积调整单元带动安装在主镜后方的支撑缸进行位置运动来实现,为实现姿态的精确调整,需要对每个分区高精度控制。轴向三个分区由 54 个支撑缸支撑,每个分区有 18 个支撑缸,侧向二个分区有 24 个支撑缸支撑,每个分区有 12 个支撑缸。每个支撑缸均由上下腔组成,所有轴向和侧向分区支撑缸的上腔是各自连通,分别连接到轴向和侧向蓄能器中,在连接管路中设置了油压传感器。每个分区

的支撑缸下腔也是连通的,连接到各个分区体积调整单元上,体积调整单元由电动缸连接液压缸组成。具体如图 4 描述。

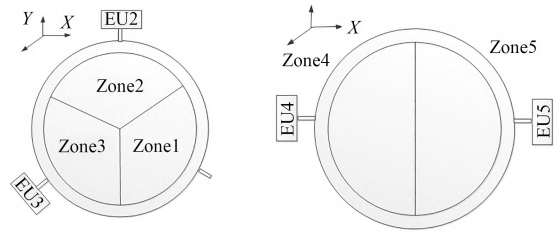


图 3 五个分区描述

Fig. 3 Description of five parts

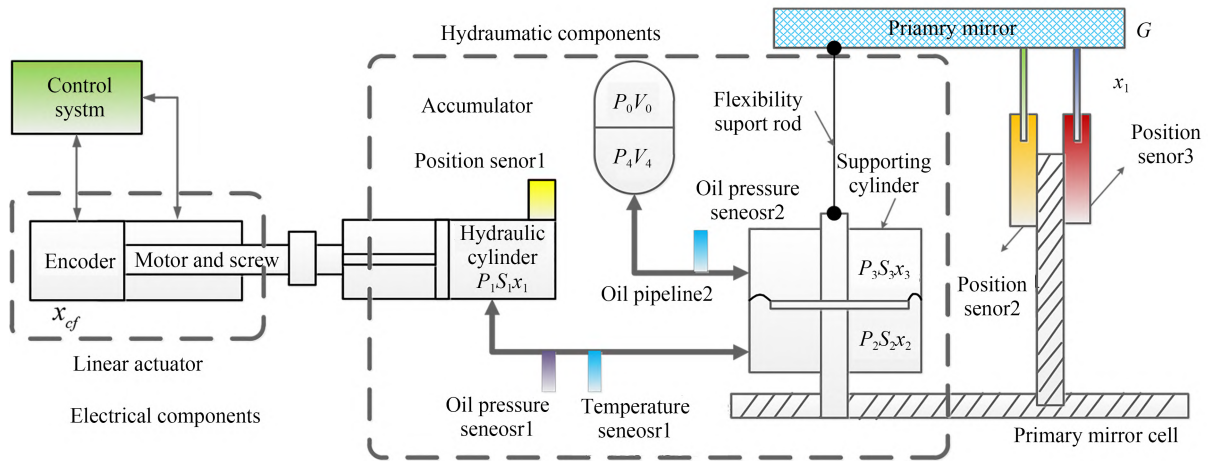


图 4 单个分区液压控制系统简图

Fig. 4 Description of five parts

针对液压缸支撑缸的输入输出传动流量,获得模型如式(7)所示:

$$\begin{cases} -A_{Hc} \frac{dX_{Hc}}{dt} + \frac{V_{Hc0} - A_{Hc} X_{Hc}}{E_h} \frac{dP_{Hc}}{dt} = Q_{Hc} \\ -A_{sc} \frac{dX_{sc}}{dt} + \frac{V_{scd0} - A_{sc} X_{sc}}{E_h} \frac{dP_{scd}}{dt} = Q_{scd} \\ -A_{sc} \frac{dX_{sc}}{dt} + \frac{V_{scu0} - A_{sc} X_{sc}}{E_h} \frac{dP_{scu}}{dt} = -Q_{scu} \\ \frac{dV_{ea}}{dt} + \frac{V_{ea}}{E_h} \frac{dP_{pea}}{dt} = Q_{pea} \end{cases}, (7)$$

其中: A_{Hc} 、 A_{sc} 为伺服液压缸及液压支撑缸的有效作用面积, X_{Hc} 、 X_{sc} 为主镜位置变化时伺服液压缸、伺服支撑缸调整的位移, V_{Hc0} 、 V_{scd0} 、 V_{scu0} 、 V_{ea} 伺服液压缸的初始油液体积、液压支撑缸上腔、液压支撑缸下腔的油液体积、蓄能器油液体积, P_{Hc} 、 P_{scd} 、 P_{scu} 、 P_{pea} 为伺服液压缸、液压支撑缸上

腔、液压支撑缸下腔油压, Q_{Hc} 、 Q_{scd} 、 Q_{scu} 、 Q_{pea} 为伺服液压缸的流量、液压支撑缸下腔、液压支撑缸上腔及蓄能器的流量^[14-16]。

由于液压系统的连通性,可知: $P_{Hc} = P_{scd}$,
 $P_{scu} = P_{pea}$, $Q_{Hc} = Q_{scd}$, $Q_{scu} = Q_{pea}$ 。

另外,根据气囊式蓄能器的气体状态方程,其气囊压力变化可以看作常量,即

$$P_{ap} V_{ap} = CONST. \quad (8)$$

由于液压缸的传动刚度很大,忽略传动刚度影响,支撑液压缸的动力学平衡方程如下:

$$M_{mi} \cos \sigma \ddot{X}_{sc} + B_{sc} \dot{X}_{sc} = A_{sc} (P_{Hc} - P_{scd}) - G - F_L, \quad (9)$$

其中: $M_{mi} \cos \delta$ 为分区所承受主镜的重量, $\cos \delta$ 为大望远镜俯仰轴的变化带来的影响。 \ddot{X}_{sc} 为支撑液压缸的加速度, B_{sc} 为支撑液压缸的滞系数,

\dot{X}_{sc} 为支撑液压缸的运动速度, G 为支撑液压缸的活塞重力, F_L 为支撑液压缸所受的其他外部力, 包括摩擦力及外部干扰力。每个分区支撑缸运

$$\frac{X_{sc}(s)}{X_{Hc}(s)} = \frac{A_{Hc}/A_{sc}}{V_{sc}M_{mi} \cos \delta s^2/A_{sc}^2 E_h + V_{sc}Bs/A_{sc}^2 E_h + 1 + V_{sc}P_{apo}/V_{apo} E_h} = \frac{A_{Hc}/A_{sc}}{V_{sc}M_{mi} \cos \delta s^2/A_{sc}^2 E_h + V_{sc}Bs/A_{sc}^2 E_h + 1} \quad (10)$$

由上述可知, 忽略外部干扰的影响, 支撑缸的输出与液压缸输出的传递函数为一个二阶系统, 其二阶项是与望远镜俯仰轴变化相关的量, 蓄能器对其影响很小。

电动缸为永磁同步电机加滚珠丝杠模型, 其电气及力矩输方程表示如式(11)所示^[17]:

$$\begin{cases} u_q = R_a i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega_r (L_d i_d + \psi_f) \\ u_d = R_a i_d + L_q \frac{di_d}{dt} - \omega_r L_d i_d \\ T_e = 1.5 n_p [\psi_f i_q + (L_d - L_q) i_d i_q] \\ T_e = \kappa \omega + J \frac{d\omega}{dt} \\ \omega = \frac{d\theta}{dt} \\ X_{Hc} = X_a = \frac{\theta L_s}{2\pi} \end{cases}, \quad (11)$$

其中: u_q, i_q 分别为电机的 q 轴电压、电流, u_d, i_d 分别为电机 d 轴的电压、电流。 R_a 为电机电阻, ω_r 为电角度, ψ_f 为永磁体基波磁链, T_e 为电机输出力矩, κ 为电机阻尼系数, J 为电机转动惯量, n_p 为电机极对数, θ 为电机转动位移, ω 为电机转速, η 为传动效率。可得到电动缸的直线位移与电机输出电流之间的传递函数为:

$$X_{Hc}(s) = \frac{\theta L_s}{2\pi} \frac{1.5 n_p \psi_f}{s(Js + \kappa) \left(\frac{L_q}{R_a} s + 1 \right)} I_q(s). \quad (12)$$

2.2.2 位置控制方法

传递函数中并未考虑外部干扰对控制系统的影响。实际中, 控制主镜位置时会受到外部干扰摩擦力、面形控制干扰力、温度变化以及风载的影响。因此本控制方案中电流环采用 PI 消除零极点的控制方法, 为克服摩擦、面形控制的干扰, 速度环采用 LADRC 自抗扰控制, 位置环采用比例切换滑模控制。电流环采用 PI 控制器控制后的传递函数框图如图 5 所示。

动的位移 X_{sc_i} 对应位置姿态调整的 l_i , 由公式(9)可以获得, 主镜每个分区的位移与液压缸位移之间的传递函数为:

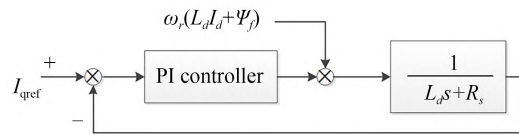


图 5 电流环设计框图

Fig. 5 Design block diagram of current loop

忽略由于互感产生的波动力矩 $\omega_r(L_d i_d + \psi_f)$, 其开环传递函数可以表示如式(13):

$$G_o(s) = K_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} \right) \left(\frac{1}{L_d s + R_s} \right). \quad (13)$$

采用一阶系统零极点消除法, 取 $T_i = \frac{L_d}{R_s}$, 则会获得其闭环传递函数为:

$$G_c(s) = \frac{G_o(s)}{1 + G_o(s)} = \frac{1}{\frac{L_a}{K_p} s + 1}. \quad (14)$$

由此电流环的时间常数由 L_a/R_s 变为了 L_a/K_{pi} , 即电流环的截止频率。通过改变 K_{pi} 可降低由于其一阶惯性带来的相位延迟, 便于速度环设计。

由于电流环设计带宽远远高于速度环, 可以认为其传递函数为 1。为了克服电动缸系统的非线性及外部干扰带来的影响, 速度环引入了基于线性扩张状态观测器 (Linear Extended State Observer, LESO) 的自抗扰控制。通过利用对象的输入输出信息, 来对系统中存在的内外扰动进行估计, 并且在控制器中进行实时的补偿, 从而达到主动抑制扰动的效果。速度环为 2 阶对象, 其速度输出与电流输入的表达式如式(15):

$$\dot{y} = f(y, \ddot{y}, t) + bu, \quad (15)$$

其中: y 代表系统的量测速度, u 代表系统的控制电压, b 代表控制增益, $f(y, \ddot{y}, t)$ 代表系统模型中除控制量以外的所有未建模部分。

ESO 设计为最简单的 2 阶线性形式如式

(16)所示:

$$\begin{cases} \dot{z}_1 = z_2 + bu - 2\omega_o e_1 \\ \dot{z}_2 = -\omega_o^2 e_1 \end{cases}, \quad (16)$$

其中: ω_o 代表线性ESO的带宽。将对 f 的估计量 z_2 引入控制器的设计中,从而达到对 f 实时补偿的目的。控制器设计如下:

$$u = \frac{K_{pv}(y^* - y) - z_2}{b}. \quad (17)$$

闭环系统的近似传递函数为

$$G_{close}(s) \approx \frac{K_{pv}}{s + K_{pv}}. \quad (18)$$

控制器参数 K_{pv} 刚好近似为闭环系统的-3 dB带宽,根据系统特性,通过合理设计控制器参数 K_{pv} 即可完成控制器的设计^[18-20]。

当电流环和速度环的设计完成实现后,可将其响应等效为1。因此位置环可等效为二阶环节,可以进行位置环设计。为了消除望远镜俯仰轴变化及不同工况下产生的位置引导误差,保证系统快速稳定的达到要求的位置,采用滑膜变结构加前馈的控制策略。液压控制系统的位置可等效为:

$$G_{op} = \frac{K}{As^2 + Bs + c} \frac{K_{pv}}{s + K_{pv}}, \quad (19)$$

$$K = L_s A_{Hc} / 2\pi A_{sc}, A = V_{sc} M_{mi} \cos \delta / A_{sc}^2 E_h, \\ B = V_{sc} B / A_{sc}^2 E_h, c = 1. \quad (20)$$

由于速度环的响应可以作为1,可以将位置环状态方程写成如下格式:

$$\dot{x}_{sc} = A\dot{x}_{sc} + k\dot{x}_{Hc} + cx_{Hc}. \quad (21)$$

设 $x(1) = x_{Hc}, x(2) = \dot{x}_{Hc}$,由于液压系统刚度基本不变,忽略其影响,则表达式可写为 $\dot{x} = A_1 x + B_1 u$,其中:

$$x = \begin{bmatrix} x(1) \\ x(2) \end{bmatrix}, A_1 = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & -\frac{B}{A} \end{bmatrix}, B_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{K}{A} \end{bmatrix}. \quad (22)$$

定义电动缸给定的位置输入为 $r = x_{Hcr}$,其跟踪误差为

$$e_{Hc} = x_{Hcr} - x_{Hcf}. \quad (23)$$

误差的变化率为: $\dot{e}_{Hc} = \dot{x}_{Hcr} - \dot{x}_{Hcf}$,定义切换函数为: $s = ce_{Hc} + \dot{e}_{Hc}$,采用指数趋近率可得:

$$\dot{s} = c[\dot{r} - \dot{x}(1)] + \dot{r} - \dot{x}(2) = -\epsilon \operatorname{sgn}(s) - ks. \quad (24)$$

将 $\dot{x}(2) = -\frac{B}{A}x(2) + \frac{K}{A}u$ 代入式(24),得

控制率为:

$$u = \frac{A}{K} [c(\dot{r} - x(1)) + \dot{r} + \epsilon \operatorname{sgn}(s) + ks + \frac{B}{A}x(2)], \quad (25)$$

其中李雅普诺夫函数为 $V = \frac{1}{2}s^2$.

$$\dot{V} = s\dot{s} = s(-\epsilon \operatorname{sgn}(s) - ks) = -\epsilon|s| - ks^2 < 0. \quad (26)$$

满足系统稳定性条件。

将由于俯仰轴运动对位置误差带来的影响采用统计方法多次测量,利用最小二乘法对其进行拟合产生前馈控制器(EEFC)对位置指令进行修正。

取俯仰轴位置,俯仰轴运动速度,俯仰轴运动加速度,去除非线性因素的影响,则主镜位置与三个因素影响关系可由如式(27)所示的结构形式表示:

$$\begin{cases} y_1 = \beta_0 + \beta_1 x_{11} + \beta_2 x_{12} + \dots + \beta_M x_{1M} + \epsilon_1 \\ y_2 = \beta_0 + \beta_1 x_{21} + \beta_2 x_{22} + \dots + \beta_M x_{2M} + \epsilon_2 \\ \vdots \\ y_N = \beta_0 + \beta_1 x_{N1} + \beta_2 x_{N2} + \dots + \beta_M x_{NM} + \epsilon_N \end{cases}, \quad (27)$$

其中: $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_M$ 是待估的参数, x_1, x_2, \dots, x_M 则是可以精确测量和控制的变量。俯仰轴的位置,速度和加速度均可以通过俯仰轴的位置编码器进行实时测量。 $\epsilon_1, \epsilon_2, \dots, \epsilon_N$ 是 N 个相互独立且服从同一正态分布 $N(0, \sigma)$ 的随机变量。

最后获得所求的回归方程

$$\hat{y} = \bar{y} + b_1(\theta - \bar{\theta}) + b_2(\dot{\theta} - \bar{\dot{\theta}}) + b_3(\ddot{\theta} - \bar{\ddot{\theta}}). \quad (28)$$

3 测量实验与结果

为验证以上主镜位置控制系统是否可以实现高精度的控制,在4 m望远镜及1.2 m主镜上进行测试,测试平台如图7所示。

为测试大望远镜主镜俯仰轴在不同速度下的位姿变化及控制效果,本文进行了两组实验,一是当俯仰轴匀速运动时;二是当俯仰轴速度发生变化时,测试主镜姿态变化及控制效果。具体

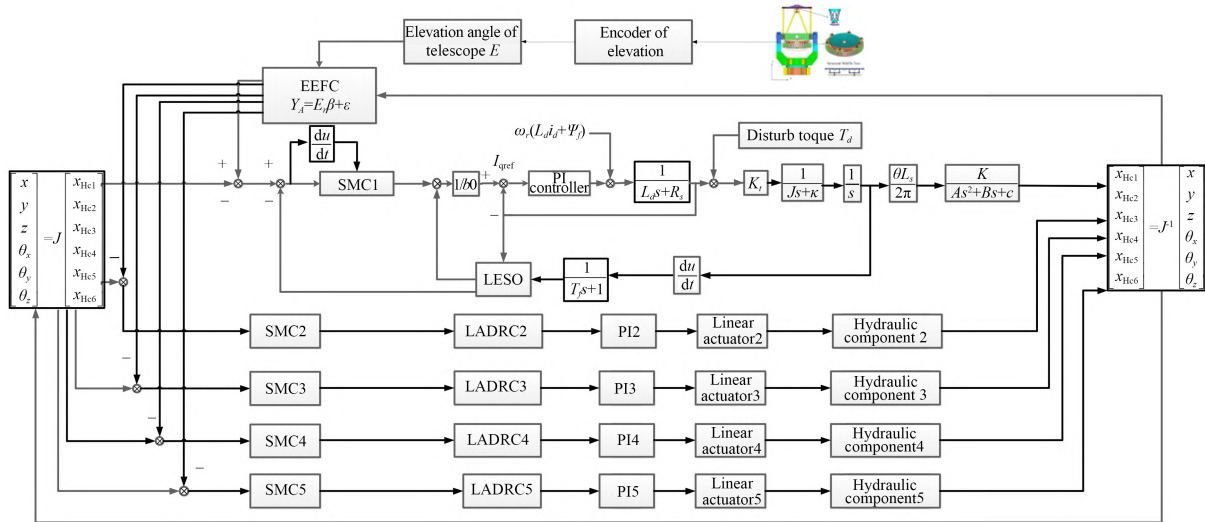


图 6 望远镜的主镜位置姿态的控制方案

Fig. 6 Control scheme of POPM on telescope

测试方法为,比较 4 m 望远镜上俯仰轴采用匀速运行,在 1.2 m 望远镜上俯仰轴采用变速运行时主镜位置变化。比较不加控制时主镜与增加控制时的主镜位置姿态控制的不同效果。比较了未加 EEFC 与增加 EEFC 控制器后控制效果。

为了测试主镜位置受到干扰时姿态调整能力,在 1.2 m 望远镜上增加了主动光学面形控制时不同模式下的各个力促动器的力。主镜在面形校正过程中,各个力促动器之间会产生不平衡力,相当于对主镜位置增加了一个干扰。比较了采用自抗扰控制器与不加自抗扰控制器的控制结果。

3.1 俯仰轴匀速运动

控制 4 m 大望远镜的俯仰轴进行匀速运动,俯仰轴运动范围从 0°~87°。在主镜不加控制自由状态下及增加控制时进行主镜位姿测试,并对未加 EEFC 及增加 EEFC 位姿进行测试。

图 8 为望远镜俯仰轴运动的位置及速度,由图可看出望远镜俯仰轴以 1 (°)/s 的速度运行,运动范围在 0°~87°。

此种情况下主镜的姿态变化如图 9 所示,由图可知,X 方向偏转角度为 0.25 racsec, Y 方

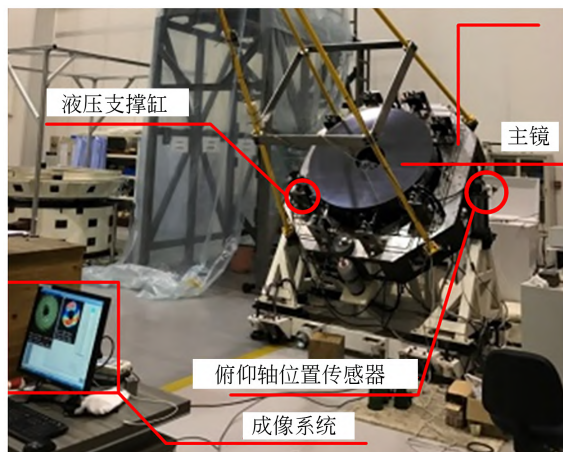


图 7 主镜位置控制系统平台

Fig. 7 Control system platform of POPM

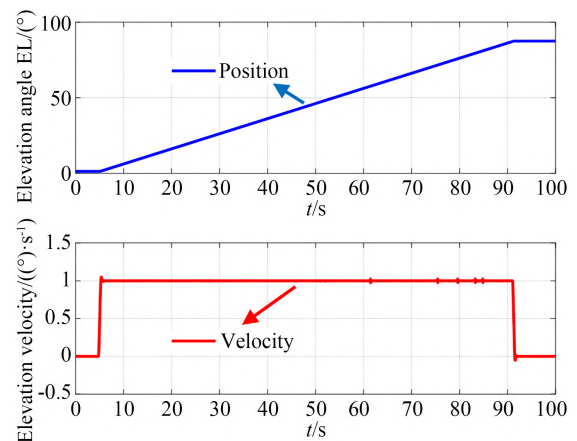


图 8 4 m 望远镜 1 (°)/s 时俯仰轴的位置和速度曲线

Fig. 8 Position and velocity curve when 4 m telescope moved at 1 (°)/s

向偏转角度达到 3 arcsec, Z 方向偏移位移为 91.5 μm , 对应的主镜姿态移动在空间中也是一条变化的弧线, 势必造成后端光路对准困难。为消除主镜的位姿变化, 需将每个分区的位移调整如图 9 所示, 其中轴向位移需要移动的最大可达 $-115 \mu\text{m}$, 侧向位移需要移动的最大可达 $586 \mu\text{m}$ 。

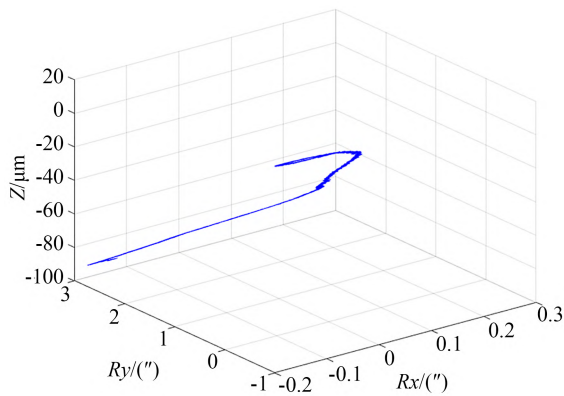


图 9 4 m 望远镜 1 (°)/s 时不作位置姿态控制时主镜姿态变化

Fig. 9 POPM variation without control when 4 m telescope moved at 1 (°)/s

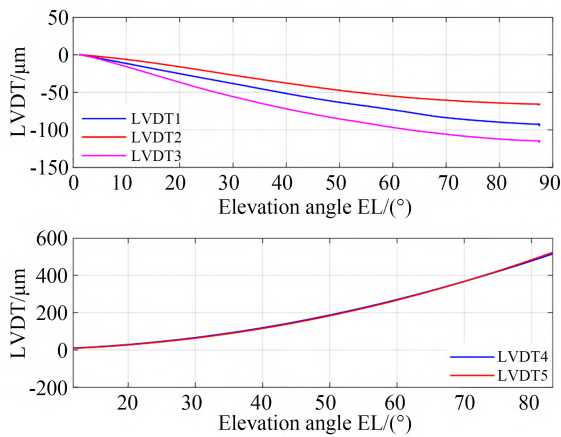


图 10 4 m 望远镜 1 (°)/s 时不作位置姿态控制时的 LVDI 误差

Fig. 10 LVDI error without control when 4 m telescope moved at 1 (°)/s

不加 EEFC 控制后主镜姿态 R_x 偏移角度范围为 $-0.05 \sim 0.05$ arcsec, R_y 的偏移角度为 $-0.05 \sim 0.03$ arcsec, Z 的移动角度 $-0.07 \sim 0.7$

μm 。加上 EEFC 控制后主镜姿态 R_x 偏移角度范围为 $-0.02 \sim 0.02$ arcsec, R_y 的偏移角度为 $-0.04 \sim 0.04$ arcsec, Z 的移动角度为 $-0.06 \sim 0.36 \mu\text{m}$ 。增加 EEFC 控制器后, 主镜的置姿可以控制在更小范围内, 更保证了主镜的聚光能力及主镜的光轴稳定性。不加 EEFC 控制时 LVDI 传感器轴向位置偏差最大为 $1 \mu\text{m}$, 侧向最大偏差为 $2 \mu\text{m}$, 且每个位移传感器的位移有一定斜率的误差。增加 EEFC 后, 每个位移传感器的误差控制在 $0.2 \mu\text{m}$ 以内。

由此说明了主镜增加控制后比不进行控制时的姿态更加稳定, 更能将主镜光轴稳定在较小的范围内, 可保证后端光路对准及高分辨成像, 增加 EEFC 控制器后达到了更优异的效果。

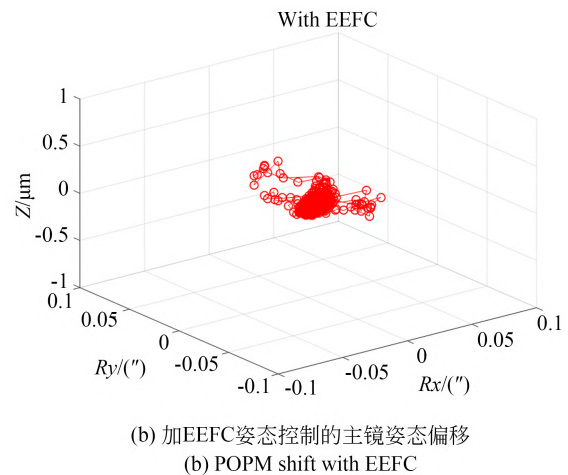
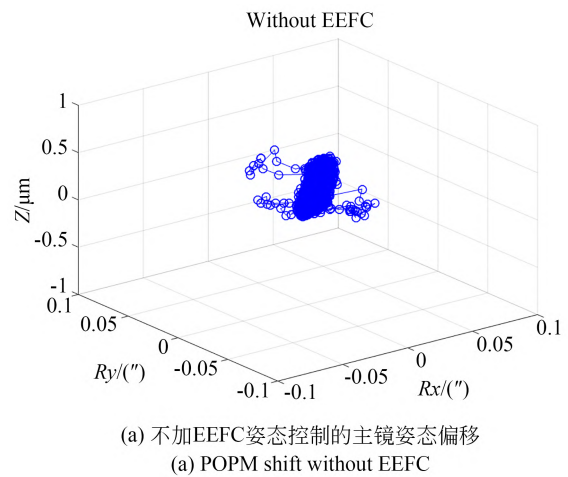
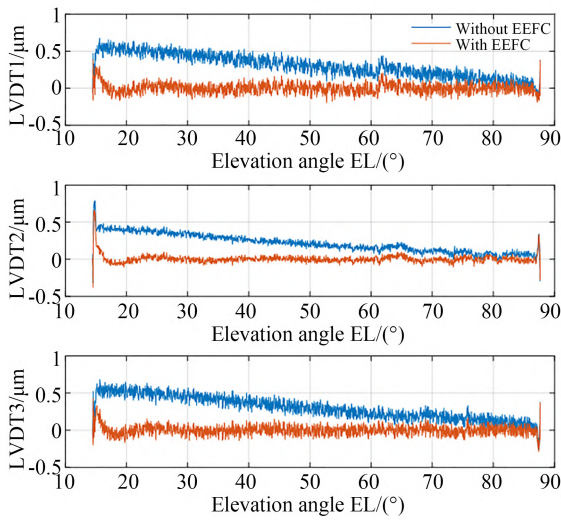
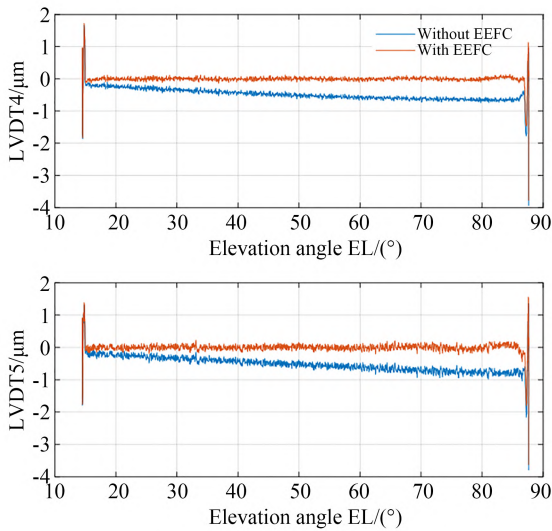


图 11 4 m 望远镜 1 (°)/s 时位置控制后的主镜姿态
Fig. 11 POPM variation with control when 4 m telescope moved at 1 (°)/s



(a) 轴向三个分区的LVDT误差值
(a) LVDT error of axial zones



(b) 侧向三个分区的LVDT误差值
(b) LVDT error of lateral zones

图 13 4 m 望远镜 1 (°)/s 时位置姿态控制后的 LVDT 误差
Fig. 13 LVDT error without control when 4 m telescope moved at 1 (°)/s

3.2 俯仰轴变速运动

控制望远镜俯仰轴进行变速运动,记录俯仰轴的位置及速度变化,测试其不加控制自由状态时及增加控制后主镜位置姿态变化。比较不加 EEFC 及增加 EEFC 的主镜位姿控制效果。

俯仰轴变速时的位置和速度如图 14 所示,由图可知,望远镜俯仰轴的运动范围为 0°~70° 然后再从 70° 运动到 0°,俯仰轴的运动速度范围为 [0, 16]~[-16, 0] (°)/s,位置和速度在运动期间是

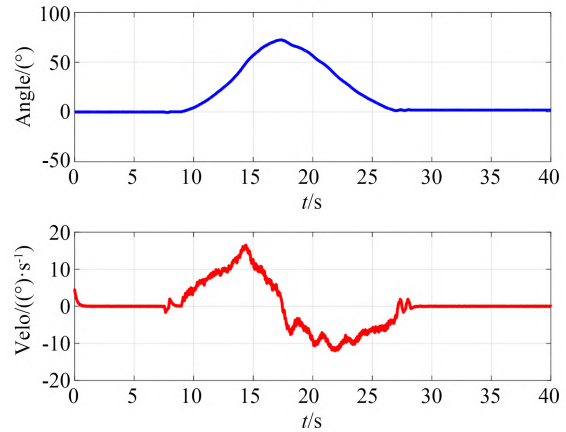


图 14 1.2 m 望远镜主镜无控下俯仰轴变速运动时的位置和速度

Fig. 14 Elevation position and velocity curve when 1.2 m telescope elevation axis moved at variation speed and the primary mirror without control

连续变化的。

图 15 为望远镜俯仰轴变速运动时,望远镜的主镜姿态变化。在望远镜俯仰轴角度变化的过程中,望远镜的姿态一直在发生变化,其中 R_x 偏移最大为 0.65 arcsec, R_y 偏移 0.16 arcsec, Z 方向偏移最大为 5.04 μm ,整体呈现一个拉长的线性变化。该变化会造成主镜光轴的变化,后端光路不易对准主镜光轴。同时获得了五个分区需要调整的位置值如图 16 所示,轴向需要调整的位移最大到 10 μm ,侧向需要调整的位置为 100 μm 。由于望远镜俯仰轴运动时是正反两个方向的,因此可以看到在俯仰轴正反两个方向运行时,同样的俯

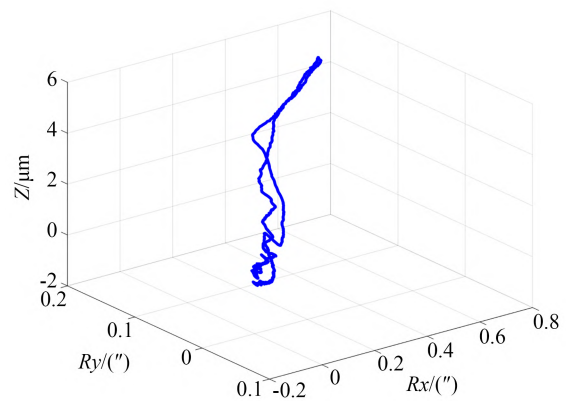


图 15 望远镜俯仰轴变速运动时自由状态下主镜位姿
Fig. 15 POPM when 1.2 m telescope elevation axis moved at variation speed and the primary mirror without control

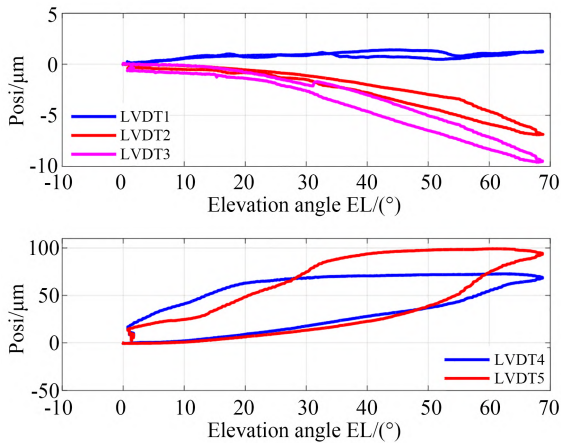


图 16 俯仰轴变速运动主镜不做位姿控制时的 LVDT 误差

Fig. 16 LVDT error when 1.2 m telescope elevation axis moved at variation speed and the primary mirror without control

仰轴位置处需要调整的位移值是不同的。

通过对主镜五个分区位置进行控制,实现了主镜姿态的调整,保证主镜姿态可以控制在一定范围内。在 1.2 m 大望远镜上进行试验,俯仰轴运动范围在 $0^\circ \sim 65^\circ$ 再到 0° ,速度变化最大值可达 $30 (^\circ)/s$ 。

俯仰轴运动过程中,经过控制后主镜位姿如图 18 所示,其中不加 EEFC 时的 R_x 偏移 $-0.05 \sim 0.06$ arcsec, R_y 偏移 $-0.1 \sim 0.08$ arcsec, Z 方向的偏移为 $-0.7 \sim 0.5 \mu\text{m}$ 。

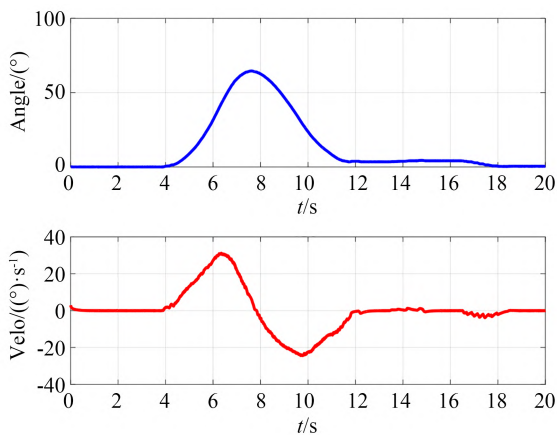


图 17 1.2 m 望远镜主镜位姿控制时俯仰轴变速运动时的位置和速度

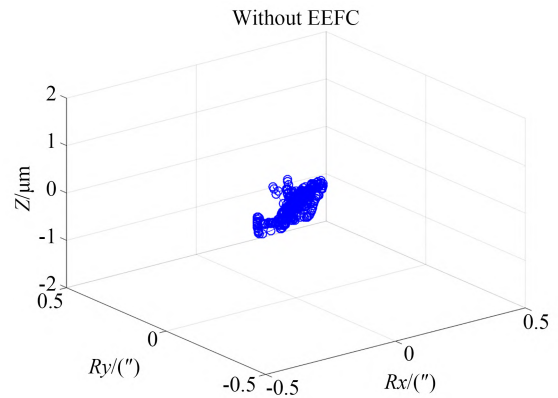
Fig. 17 Elevation position and velocity curve when 1.2 m telescope elevation axis moved at variation speed and the primary mirror with control

增加 EEFC 时的 R_x 的偏移为 $-0.01 \sim 0.02$ arcsec, R_y 偏移 $-0.03 \sim 0.03$ arcsec, Z 方向偏移 $-0.2 \sim 0.1 \mu\text{m}$ 。在望远镜俯仰轴变速变化时,采用此种控制方法可以将主镜姿态控制在较小范围内,可保证后续光路更容易对准主镜,保证后端高分辨成像。

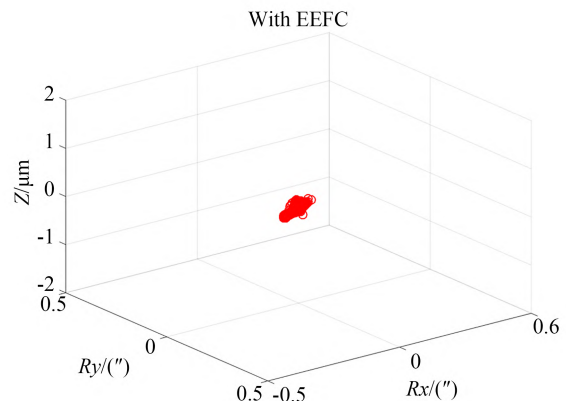
同时五个分区的位移偏移如图 18 所示,其中不增加 EEFC 控制时轴向位移偏差最大为 $2 \mu\text{m}$,侧向位移偏差最大为 $6.3 \mu\text{m}$,增加 EEFC 控制后轴向位移偏差 $0.14 \mu\text{m}$,侧向偏差最大为 $3 \mu\text{m}$ 。

3.3 增加力促动器驱动力测试

为测试该系统的抗干扰能力,当主镜位置进行闭环时,在主镜后端多个力促动器上施加改变



(a) 不加 EEFC 姿态控制的主镜姿态
(a) POPM shift without EEFC



(b) 增加 EEFC 姿态控制的主镜姿态
(b) POPM shift with EEFC

图 18 望远镜俯仰轴变速运动时主镜进行控制时的位姿
Fig. 18 POPM when 1.2 m telescope elevation axis moved at variation speed and the primary mirror with control

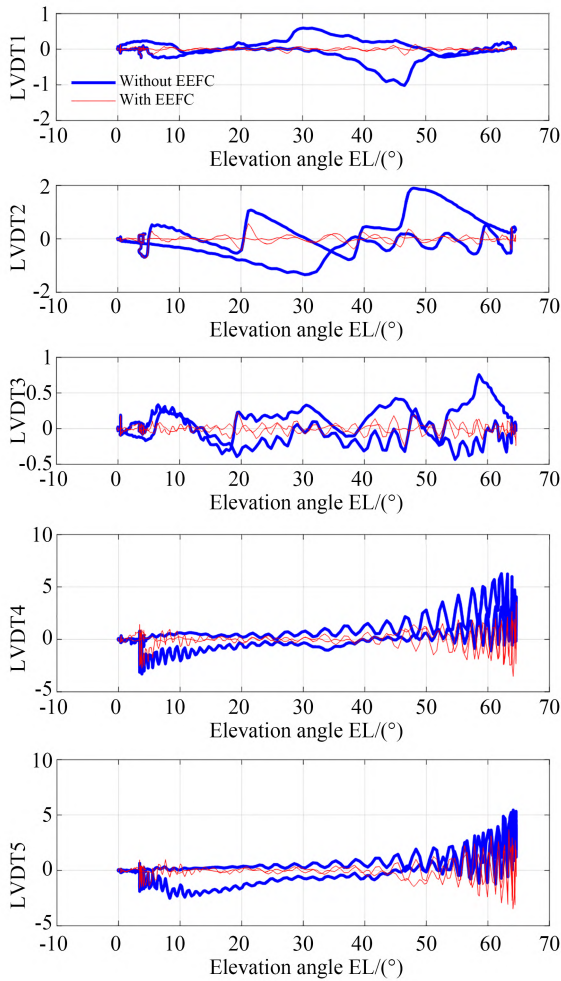


图 19 1.2 m 望远镜变速位置控制后的 LVDT 误差
Fig. 19 LVDT error when 1.2 m telescope elevation axis is moved at variation speed and the primary mirror with control

主镜的面形状态的驱动力。由于在主镜面形控制时的多点校正力施加在主镜上会产生不平衡力矩,此不平衡力矩对主镜位置控制相当于一个干扰力矩,比较主镜在自由状态及对主镜位置进行控制验证主镜位置受到干扰时的姿态调整能力。

主镜在不同控制状态下的姿态如图 20 所示,由图可知,在主镜自由状态时, R_x 偏移为 1.5 arcsec , R_y 偏移为 1 arcsec , Z 偏移 $12.2 \mu\text{m}$ 。在不加自抗扰控制时主镜的位置姿态 R_x 偏移 0.1 arcsec , R_y 偏移为 0.2 arcsec , Z 偏移为 $2 \mu\text{m}$,在增加自抗扰控制时的主镜位置姿态 R_x 偏移 0.045 arcsec , R_y 偏移为 0.036 arcsec , Z 偏

移 $0.5 \mu\text{m}$ 。此种方法控制下主镜姿态可控制在稳定的范围内。提高主镜的稳定成像能力。

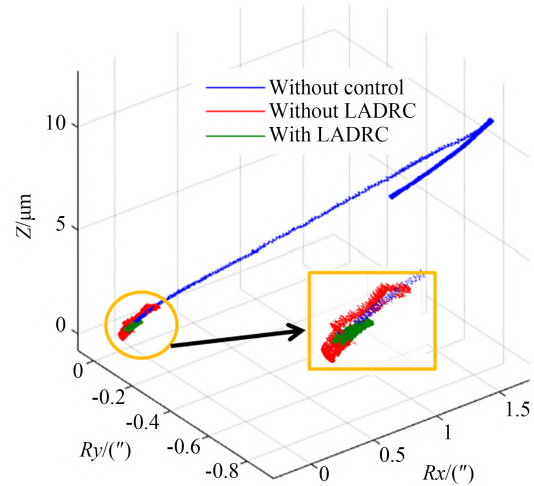


图 20 主镜姿态控制的抗外部干扰能力
Fig. 20 Anti-disturbance capability of POPM control

5 结 论

本文针对大口径望远镜主镜姿态调整的问题,研究了主镜位置姿态控制的建模方法,分析了如何通过控制主镜不同分区的位移量来实现姿态的调整与控制,研究如何对单个分区进行液压控制及电控系统建模。采用望远镜俯仰轴主镜位姿误差前馈控制器(EEFC)及自抗扰控制器(LADRC)实现了主镜位姿的高精度控制,在大望远镜主镜上验证了主镜高精度姿态控制的有效性及其精度。结果表明:当 4 m 望远镜俯仰轴匀速运动时,采用该控制方法可将主镜位姿 Z 向平移从 $91.5 \mu\text{m}$ 控制在 $0.5 \mu\text{m}$ 以内,偏转角度从 3 arcsec 控制在 0.05 arcsec 以内。在 1.2 m 望远镜俯仰轴变速运动时,可以将主镜位姿 Z 向平移从 $5.04 \mu\text{m}$ 控制在 $0.2 \mu\text{m}$,角度偏移从 0.65 arcsec 控制在 0.05 arcsec 。在主镜上施加多点力促动器驱动力时,主镜位姿 Z 向位移从 $12.2 \mu\text{m}$ 控制在 $2 \mu\text{m}$ 内,角度偏移从 1 arcsec 控制在 0.03 arcsec 。可有效实现主镜光轴的稳定,从而验证了本文提出的建模分析及控制方法的有效性。

参考文献:

- [1] BELY P Y. *The Design and Construction of Large Optical Telescopes* [M]. New York, NY: Springer New York, 2003.
- [2] 王建立, 刘欣悦. 智能光学的概念及发展[J]. 中国光学, 2013, 6(4): 437-448.
WANG J L, LIU X Y. Concept and development of smart optics [J]. *Chinese Journal of Optics*, 2013, 6(4): 437-448. (in Chinese)
- [3] SCHIPANI P, D'ORSI S, FERRAGINA L, *et al.* Active optics primary mirror support system for the 2.6 m VST telescope [J]. *Applied Optics*, 2010, 49(8): 1234-1241.
- [4] KNOHL E D. VLT Primary Support System [C]. *Advanced Technology Optical Telescopes V*. SPIE, 1994, 2199: 271-283.
- [5] SCHIPANI P, CAPACCIOLI M, D'ORSI S, *et al.* The VST Active Primary Mirror Support System [C]. *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation. Proc SPIE 7739, Modern Technologies in Space- and Ground-Based Telescopes and Instrumentation, San Diego, California, USA*. 2010, 7739: 1090-1101.
- [6] 吴小霞, 李剑锋, 宋淑梅, 等. 4 m SiC 轻量化主镜的主动支撑系统[J]. 光学精密工程, 2014, 22(9): 2451-2457.
WU X X, LI J F, SONG S H M, *et al.* Active support system for 4 m SiC lightweight primary mirror [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2014, 22(9): 2451-2457. (in Chinese)
- [7] 苏定强, 崔向群. 主动光学-新一代大望远镜的关键技术[J]. 天文学进展, 1999, 17(1): 1-14.
SU D Q, CUI X Q. Active optics-key technology of the new generation telescopes [J]. *Progress in Astronomy*, 1999, 17(1): 1-14. (in Chinese)
- [8] STEPP L M, HUANG E W, CHO M K. Gemini primary mirror support system [C]. *Proceedings of SPIE-The International Society for Optical Engineering*, 1994.
- [9] KIMBRELL J E, GREENWALD D. AEOS 3. 67-m Telescope Primary Mirror Active Control System [C]. *Advanced Technology Optical/IR Telescopes VI*. SPIE, 1998, 3352: 400-411.
- [10] SCHIPANI P, MAGRIN D, NOETHE L, *et al.* The Active Optics System of the VST: Concepts and Results [C]. *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation. Proc SPIE 8444, Ground-Based and Airborne Telescopes IV, Amsterdam, Netherlands*. 2012, 8444: 1617-1624.
- [11] MOLFESE C, SCHIPANI P, CAPACCIOLI M, *et al.* VST Primary Mirror Active Optics Electronics [C]. *Advanced Software and Control for Astronomy II*. SPIE, 2008, 7019: 758-767.
- [12] 李剑锋, 吴小霞, 李玉霞, 等. 基于液压支撑的大口径主镜稳像技术[J]. 光学精密工程, 2017, 25(10): 2599-2606.
LI J F, WU X X, LI Y X, *et al.* Position control technology of large aperture mirror based on hydraulic support [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25(10): 2599-2606. (in Chinese)
- [13] 王富国, 吴小霞, 邵亮, 等. 国外大型地基望远镜主镜支撑综述[J]. 激光与红外, 2012, 42(3): 237-243.
WANG F G, WU X X, SHAO L, *et al.* Review of foreign ground-based telescope primary mirror support [J]. *Laser & Infrared Engineering*, 2012, 42(3): 237-243. (in Chinese)
- [14] LI Y, ZHANG B, LI J, *et al.* Design And Tests of Muti-Motors Hydromantic Position Control System of Primary Mirror Based on Large Telescope [C]. *2018 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)*. IEEE, 2018: 2209-2214.
- [15] PENG X B, GONG G, YANG H, *et al.* Novel electro-hydraulic position control system for primary Mirror supporting system [J]. *Advances in Mechanical Engineering*, 2016, 8(5): 1-15.
- [16] 权凌霄. 基于管路效应的皮囊式蓄能器数学模型与实验研究 [D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2005.
QUAN L X. *Research on the Bag Accymulator's Basic Theory and Experiment Based on Pipeline Effect* [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2005: 14-24. (in Chinese)
- [17] 邓永停, 李洪文, 王建立, 等. 2 m 望远镜主轴交流伺服控制系统设计 [J]. 光学精密工程, 2017, 25(1): 163-171.
DENG Y T, LI H W, WANG J L, *et al.* Main axes AC servo control system for 2m telescope [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25(1): 163-171. (in Chinese)
- [18] 高志强. 自抗扰控制思想探究 [J]. 控制理论与应用, 2013, 30(12): 1498-1510.
GAO ZH Q. On the foundation of active distur-

- bance rejection control[J]. *Control Theory & Applications*, 2013, 30(12): 1498-1510. (in Chinese)
- [19] PIEPER J K. First order dynamic sliding mode control[C]. *Proceedings of the 37th IEEE Conference on Decision and Control (Cat. No. 98CH36171)*. Tampa, FL, USA. IEEE, 1998, 3: 2415-2420.
- [20] 王帅, 李洪文, 孟浩然, 等. 光电望远镜伺服系统速度环的自抗扰控制[J]. *光学精密工程*, 2011, 19(10): 2442-2449.
- WANG SH, LI H W, MENG H R, *et al.* Active disturbance rejection controller for speed-loop in telescope servo system[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2011, 19(10): 2442-2449. (in Chinese)

作者简介:



李玉霞(1987—),女,山东菏泽人,硕士,副研究员,2008于西安电子科技大学获得学士学位,2012年于西安交通大学获得硕士学位,主要从大望远镜精密跟踪及主动光学位置控制方面的研究。E-mail: lyx26691023@163.com



王建立(1971—),男,山东曲阜人,研究员,博士生导师,1999年于长春光学精密机械与物理研究所获硕士学位,2002于长春光学精密机械与物理研究所获博士学位,主要从事空间探测技术和地基高分辨率成像光电望远镜总体技术的研究。E-mail: wangjianli@ciomp.ac.cn