

大口径望远镜主镜位置控制系统设计

郭鹏飞*, 李玉霞, 李剑锋, 张斌, 吴小霞

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 为了满足 4 m 大口径望远镜镜面成像对主镜位置的高精度需求,介绍了采用电机驱动浮动液压支撑方式的主镜位置控制系统设计方法。介绍了主镜位置控制系统的构成并建立了各结构的数学模型;基于线性扩张观测器和一阶动态滑模控制方法,设计了主镜位置控制器;对该控制系统进行了仿真验证。结果显示:在俯仰轴以 $1 (\text{ }^\circ \cdot \text{s}^{-1})$ 的速度匀速运动的情况下,每个支撑区域的跟踪误差最大值小于 $0.5 \mu\text{m}$;在俯仰轴正弦引导情况下,跟踪误差最大值为 $1 \mu\text{m}$,明显优于传统的比例积分控制的 $13 \mu\text{m}$ 跟踪误差,满足 4 m 望远镜主镜位置控制系统的设计要求。该研究为大口径望远镜主镜位置控制系统设计提供了一定的参考。

关键词 测量; 大口径望远镜; 主镜; 位置控制; 动态滑模控制; 自抗扰控制

中图分类号 TP391.8; TP743

文献标志码 A

doi: 10.3788/AOS202040.2212002

Design of Primary-Mirror Position Control System in Large Telescope

Guo Pengfei*, Li Yuxia, Li Jianfeng, Zhang Bin, Wu Xiaoxia

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

Abstract A design method of a primary-mirror position control system based on motor-driven hydraulic support is proposed to meet the high precision requirements of the primary mirror position in mirror imaging of a 4 m large telescope. Firstly, the composition of the primary-mirror position control system is introduced, and the mathematical model of each structure is established. Furthermore, a primary-mirror position controller is designed based on the first-order dynamic sliding mode control and a linearly extended observer. Finally, the system is simulated. The results show that the maximum tracking error of each support area is less than $0.5 \mu\text{m}$ when the tilt axis moves at a uniform speed of $1 (\text{ }^\circ \cdot \text{s}^{-1})$. Besides, in the case of sinusoidal guidance of the tilt axis, the maximum tracking error is $1 \mu\text{m}$, which is better than the tracking error ($13 \mu\text{m}$) of the traditional proportional-integral control. The results satisfy the design requirements of the proposed system in the 4 m large telescope, providing a reference for the design of a primary-mirror position control system in a large telescope.

Key words measurement; large telescope; primary mirror; position control; dynamic sliding mode control; auto-disturbance rejection control

OCIS codes 120.4570; 130.6622; 130.6750; 220.4830

1 引言

随着空间目标观测要求的提高,望远镜的口径越来越大^[1]。对于口径大于 4 m 的望远镜,传统的机械式支撑方式难以满足镜面成像的需求,主动光学技术已经成为大口径望远镜的必备技术^[2-3]。国外很多大型望远镜都采用了主动光学技术,主动光学系统包括以液压被动支撑为主的主镜位置控制系统和采用机电式力促动器或者气压力促动器的面形控制系统^[4-6]。液压支撑具有支撑刚度大和动态性能好的优点,成为大型望远镜支撑的主要选择,液压

支撑望远镜包括欧洲南方天文台 VLT(Very Large Telescope)、美国国家太阳天文台 4 m DKIST (Daniel K. Inouye Solar Telescope)、美国军方 4 m AEOS(Advanced Electro Optical System) 等望远镜^[7-11]。但是,国内关于液压支撑的主镜位置控制系统设计的研究较少,还处在相关技术的实验验证阶段。文献[12]对基于液压支撑的主镜位置控制理论进行了研究,并在 1.23 m 口径的碳化硅(SiC)主镜上进行了测试,验证了基于液压支撑的主镜位置控制的可行性。文献[13-14]推导了基于液压支撑的主镜位置的系统模型并对控制系统进行了设计,

收稿日期: 2020-05-18; 修回日期: 2020-06-30; 录用日期: 2020-07-24

基金项目: 国家自然科学基金(11703025)

* E-mail: guopf_ciomp@sina.com

在 1.23 m 口径的 SiC 主镜上进行了测试。但是控制系统过程设计中忽略了重力变化等外部扰动对系统的影响。而重力变化引起的支撑变形是对主镜位置保持影响的重要因素之一,需要将该影响引入到控制系统设计之中。

为了消除外部扰动对系统的影响,本文采用了线性扩张观测器对系统状态进行观测与补偿,增强了系统的抗外部干扰能力,并结合一阶动态滑模控制,提出了一种动态滑模自抗扰控制器。首先,推导了各结构的数学模型,包括支撑变形模型,然后基于线性扩张观测器和一阶动态滑模控制方法设计了主镜位置控制器,最后通过仿真以及实验对本文所设计的主镜位置控制系统进行了验证。

2 系统分析与建模

4 m 望远镜主镜采用液压被动支撑,其中包括 54 个轴向支撑和 24 个侧向支撑,将轴向支撑分为 3 个区域,侧向支撑分为 2 个区域,同一区域的液压缸相互连接,每个液压缸输出的支撑力相同,该区域总的支撑力为各个液压支撑力的和,如图 1 所示。该液压支撑系统具有两个主要功能:1) 在任意俯仰角度下支撑主镜重量并提供支撑刚度;2) 在望远镜工作过程中,保持主镜相对主镜室的位置不变。

为了保持主镜相对主镜室的位置不变,本文采

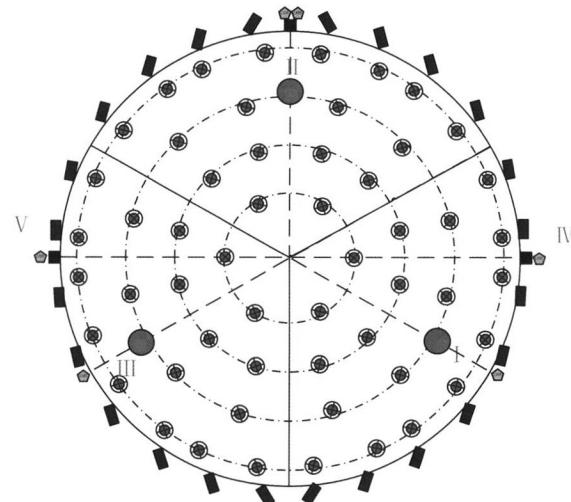


图 1 轴向液压支撑原理图

Fig. 1 Principle diagram of axially hydraulic support

用了永磁同步电机对主镜位置进行调节。通过控制永磁同步电机的转动控制丝杠的收缩或者伸长,以改变伺服缸油腔的油液,从而改变液压缸下腔油压,使得整个区域的支撑力和位置发生改变。液压缸上腔与蓄能器连通,从而保证液压缸上腔油压在小范围内变化,如图 2 所示。轴向支撑的 3 个区域与侧向支撑的 2 个区域是相互独立的,而且二者的设计方法相同,只是所受重力的表达式不同,因此本文对侧向支撑的一个区域进行建模与控制系统设计。

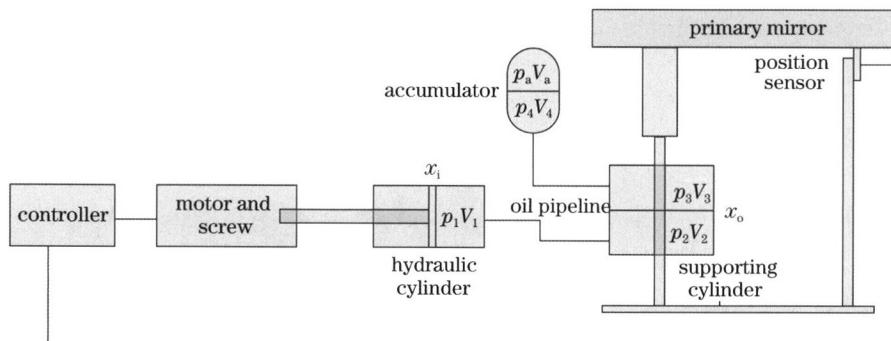


图 2 单个液压分区系统组成

Fig. 2 System composition of each hydraulic zone

2.1 液压模型

根据液压缸输入油液连续方程可得

$$\left\{ \begin{array}{l} -A_1 \frac{dx_i}{dt} + \frac{V_{c1} - A_1 x_i}{K} \frac{dp_1}{dt} = -q_1 \\ A_2 \frac{dx_o}{dt} + \frac{V_{c2} + A_2 x_o}{K} \frac{dp_2}{dt} = q_1 \\ -A_2 \frac{dx_o}{dt} + \frac{V_{c3} - A_2 x_o}{K} \frac{dp_3}{dt} = -q_3 \\ \frac{dV_4}{dt} + \frac{V_4}{K} \frac{dp_4}{dt} = q_3 \end{array} \right. , \quad (1)$$

式中: t 为时间; x_i 为丝杠伸缩的距离; x_o 为液压缸上下腔移动的距离; q_1 为伺服缸液体流量变化; q_3 为液压缸液体流量变化; K 是油液体积弹性模量; p_1 、 p_2 、 p_3 和 p_4 分别为伺服缸油压、液压缸下腔油压、液压缸上腔油压和蓄能器油压; V_{c1} 、 V_{c2} 、 V_{c3} 和 V_4 分别为伺服缸油液体积、液压缸下腔油液体积、液压缸上腔油液体积和蓄能器油液体积; A_1 为伺服缸油腔截面积; A_2 为等效液压缸油腔截面积。

对于气囊式蓄能器,其气体变化过程可以看作

是一个等温的变化过程^[15],则有

$$P_a V_a = c_{\text{const}}, \quad (2)$$

式中: c_{const} 为固定常量; P_a 为气体绝对压力; V_a 为气体体积。对(2)式求导可得

$$P_{a0} \frac{dV_a}{dt} + V_{a0} \frac{dP_a}{dt} = 0, \quad (3)$$

式中: P_{a0} 为初始气体压力; V_{a0} 为初始气体体积。

同时有

$$\frac{dV_4}{dt} + \frac{dV_a}{dt} = 0. \quad (4)$$

根据液压系统连通关系,有

$$\begin{cases} p_1 = p_2 \\ p_3 = p_4 = p_a \end{cases}. \quad (5)$$

根据(1)式和(5)式并略去高阶小量,可得

$$A_2 \frac{dx_o}{dt} - A_1 \frac{dx_i}{dt} = \frac{A_1 x_i - A_2 x_o - V_{c1} - V_{c2}}{K} \frac{dp_1}{dt} \approx - \frac{(V_{c1} + V_{c2})}{K} \frac{dp_1}{dt} = - \frac{V}{K} \frac{dp_1}{dt}. \quad (6)$$

根据(1)式、(3)~(5)式,可得

$$A_2 \frac{dx_o}{dt} = \frac{V_{a0}}{p_{a0}} \frac{dp_3}{dt} + \frac{V_4 + V_{c3} - A_2 x_o}{K} \frac{dp_3}{dt}. \quad (7)$$

由于蓄能器工作压力为 0.5~0.7 MPa, p_{a0} 的数量级远小于油液体积弹性模量 K ,因此可得

$$A_2 \frac{dx_o}{dt} \approx \frac{V_{a0}}{p_{a0}} \frac{dp_3}{dt}. \quad (8)$$

液压缸动力平衡方程为

$$m_c \ddot{x}_o + B \dot{x}_o = A_2 (p_2 - p_3) - G_c \cos \varphi - F_1, \quad (9)$$

式中: \cdot 表示一阶导数, $\cdot\cdot$ 表示二阶导数(下同); m_c 为主镜质量; B 为黏性阻尼系数; G_c 为主镜所受重力; φ 为望远镜俯仰角; F_1 为负载力。

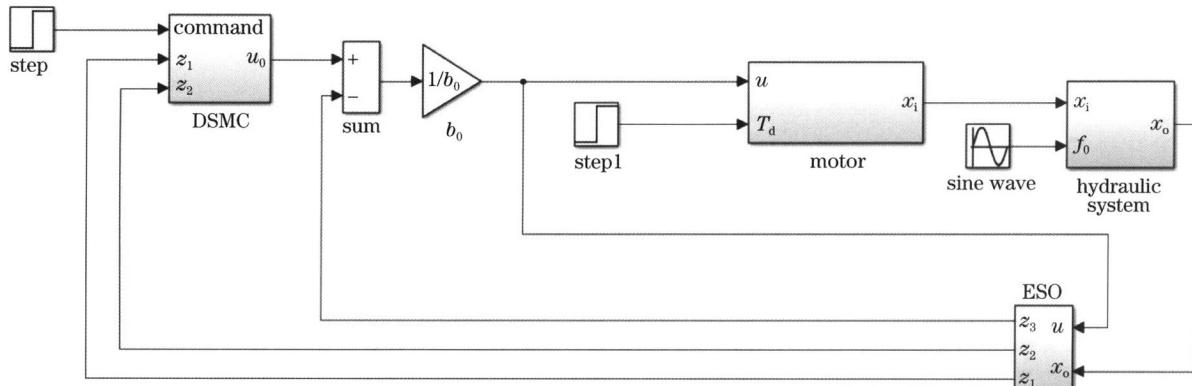


图 3 控制系统框图
Fig. 3 Block diagram of control system

根据(6)~(9)式并忽略高阶小项,可以得到从体积调节单元位移(X_i)到液压缸位移(X_o)的传递函数为

$$\frac{X_o}{X_i} = \frac{A_1 / A_2}{\frac{m_c V}{A_2^2 K} s^2 + \frac{B V}{A_2^2 K} s + 1}. \quad (10)$$

2.2 永磁同步电机与丝杠模型

对于采用 $i_d = 0$ (i_d 为 d 轴电流)控制策略的表面式 PMSM(permanent magnet synchronous motor),其数学模型为

$$\begin{cases} \dot{i}_q = -\frac{R}{L} i_q - k_e \omega + \frac{u_q}{L} \\ \dot{\omega} = \frac{k_t}{J} i_q - \frac{T_d}{J} \\ \dot{\theta} = \omega \end{cases}, \quad (11)$$

式中: i_q 为 q 轴电流; u_q 为 q 轴电压; R 为电机电阻; L 为电机电感; θ 为转子机械角位置; ω 为转子机械角速度; J 为负载等效转动惯量; k_t 为电机的力矩常数; k_e 为反电动势系数; T_d 为负载力矩。

根据丝杠扭矩公式以及位移角度关系,有

$$\begin{cases} T_d = \frac{p_1 A_1}{2\pi\eta} \\ x_i = \frac{\theta l}{2\pi} \end{cases}, \quad (12)$$

式中: T_d 为丝杠输出的扭矩; η 为效率系数; l 为丝杠导程。

3 控制系统设计

主镜位置控制系统如图 3 所示,由线性扩张状态观测器(ESO)、滑模控制器(DSMC)、电机位置控制回路和液压系统组成。电机位置控制回路的输入是编码器绝对位置,输出为丝杠杆伸缩的距离。电

机位置控制回路包含了电机的电流环、速度环和位置环,设计好之后,电机位置控制回路相当于一阶惯性环节。令 $y=x_0, u=x_i$, 则系统状态方程(10)式可写成

$$\begin{aligned}\ddot{y} = & -a_1 \dot{y} - a_0 y + (b_0 + \Delta b) u - \\ & \frac{G_c}{m_c} \cos \varphi - \frac{F_l}{m_c} + \omega_d,\end{aligned}\quad (13)$$

式中: $a_1 = \frac{B}{m_c}$; $a_0 = \frac{A_2^2 K}{m_c V}$; $b_0 = \frac{A_1 A_2 K}{m_c V}$; Δb 为电机位置控制回路带来的扰动; ω_d 为外界位置扰动。

令 $f = -a_1 \dot{y} - a_0 y + \Delta b u - \frac{G_c}{m_c} \cos \varphi - \frac{F_l}{m_c} + \omega_d$, 则 f 代表了系统总的扰动。(13)式简写为

$$\ddot{y} = f + b_0 u. \quad (14)$$

将 f 作为一个被扩张的状态,则(14)式可改写为

$$\begin{cases} \dot{y}_1 = y_2 \\ \dot{y}_2 = y_3 + b_0 u. \\ \dot{y}_3 = f \end{cases} \quad (15)$$

设计二阶扩张状态观测器对未知扰动 f 进行实时估计,其线性形式为

$$\begin{cases} \dot{z}_1 = z_2 + L_1(y_1 - z_1) \\ \dot{z}_2 = z_3 + L_2(y_1 - z_1), \\ \dot{z}_3 = L_3(y_1 - z_1) \end{cases} \quad (16)$$

式中: L_1, L_2, L_3 为观测器参数。为了简化问题的分析,将观测器参数的选择转换为 ω_0 的选择,令观测器的所有极点都在 $-\omega_0$ ^[16]。那么可以确定

$$\begin{cases} L_1 = 3\omega_0 \\ L_2 = 3\omega_0^2. \\ L_3 = \omega_0^3 \end{cases} \quad (17)$$

引入控制量,即

$$u = (u_0 - z_3)/b_0, \quad (18)$$

式中: u_0 为控制律输出。

将(18)式代入(14)式中可得

$$\ddot{y} = f - z_3 + u_0 \approx u_0. \quad (19)$$

当选取合适的观测器参数时,可使 $z_3 \rightarrow f, z_2 \rightarrow y_2, z_1 \rightarrow y_1$ 。通过补偿系统扰动的影响,使原非线性系统转换为一个二阶积分系统。

为了进一步提高系统的鲁棒性,将一阶动态滑模控制引入到状态反馈控制律设计中。普通滑模控制的切换函数只依赖于系统的状态,不连续的开关特性会引起系统的抖振。一阶动态滑模方法通过设计新的切换函数,使该切换函数与系统控制输入有关,将不连续项转移到控制的一阶导数中去,得到在

时间上本质连续的动态滑模控制律,有效地降低了抖振^[17]。

定义跟踪误差变量为

$$e = y_c - z_1, \quad (20)$$

式中: y_c 为输入位置指令。定义切换函数为

$$s = ce + du_0, \quad (21)$$

式中: c, d 为大于零的常数。采用指数趋近律,则有

$$\dot{s} = ce + du_0 = -\xi \operatorname{sgn}(s) - ks, \quad (22)$$

式中: ξ 为大于零的常量; k 为大于零的常量; $\operatorname{sgn}(\cdot)$ 为符号函数。

由此可得动态滑模控制律为

$$\dot{u}_0 = [-ce - \xi \operatorname{sgn}(s) - ks]/d. \quad (23)$$

定义李雅普诺夫函数为

$$V_s = \frac{1}{2} s^2, \quad (24)$$

对(24)式求导,并将(22)式代入可得

$$\dot{V}_s = ss = -\xi |s| - ks^2 \leqslant 0, \quad (25)$$

满足系统稳定条件。

4 仿真分析

为了分析上述控制器(DSMO-ADRC)的性能及作用效果,在 MATLAB 的 SIMULINK 环境下建立了控制系统仿真模型。图 3 中系统由液压模型、电机模型、线性扩张状态观测器、动态滑模控制反馈和外部扰动组成。液压和电机模型参数为: $m_c = 1600 \text{ kg}, B = 6.7 \times 10^7 \text{ N} \cdot (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})^{-1}, K = 5 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{m}^2, A_1 = 2.46 \times 10^{-3} \text{ m}^2, A_2 = 5.5 \times 10^{-2} \text{ m}^2, V = 4.145 \times 10^{-4} \text{ m}^3, R = 5.3 \Omega, L = 0.0102 \text{ H}, J = 1.35 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2, k_t = 0.59 \text{ N} \cdot \text{A}^{-1}$ 。在对比实验中,本实验系统分别选用工程中经常采用的 PI 控制器和 ADRC 控制器^[18]与 DSMO-ADRC 控制器进行了对比分析。DSMO-ADRC 控制器的参数为: $c = 8, k = 15, \xi = 2.7, d = 0.45$ 。

给定 1 mm 的位置阶跃指令,DSMO-ADRC 控制器、ADRC 控制器和 PI 控制器的响应曲线如图 4(a)所示。由图 4(a)可以看出,DSMO-ADRC 具有较快的响应。在 $t = 2 \text{ s}$ 时对电机施加 $T_d = 10 \text{ N} \cdot \text{m}$ 的负载力矩,相同的外部扰动下 PI 控制器产生了较大的位置波动,最大波动值为 0.026 mm; ADRC 控制器的最大位置波动较小; DSMO-ADRC 控制器的最大位置波动最小,其值为 0.0025 mm。给定 1 mm 的位置阶跃指令,同时在液压部分施加外部扰动,DSMO-ADRC 控制器、ADRC 控制器和 PI 控制器的响应如图 4(b)所示。由图 4(b)可以看

出,PI 控制器受到周期扰动的影响,位置偏差为周期扰动曲线,而外部周期扰动对 DSMO-ADRC 控制器和 ADRC 控制器的影响较小。

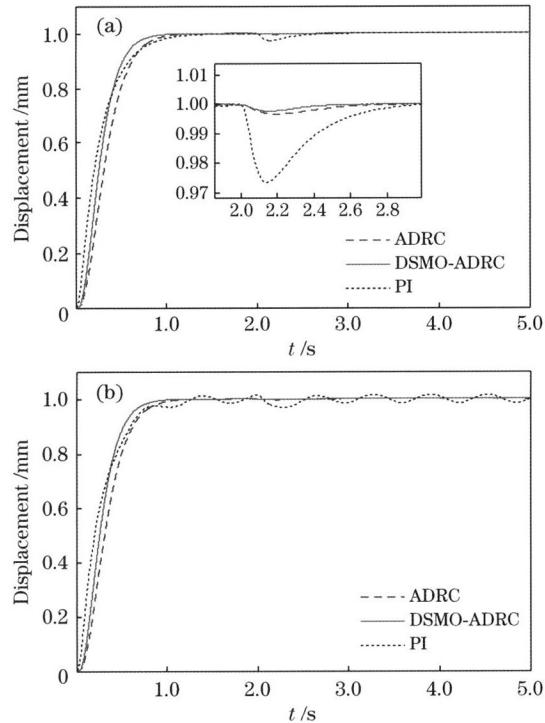


图 4 阶跃响应曲线。(a)负载扰动;(b)外部扰动
Fig. 4 Step response curves. (a) Load disturbance;
(b) external disturbance

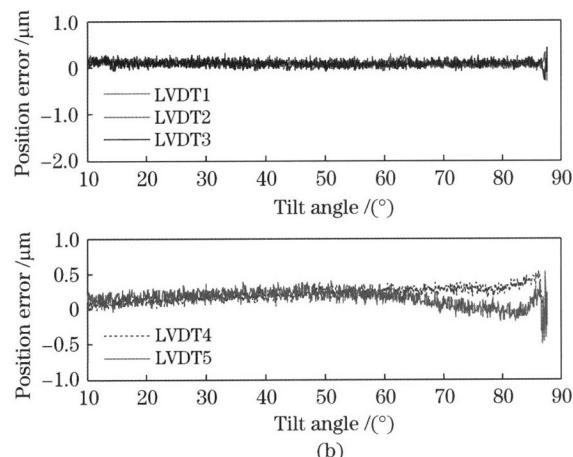
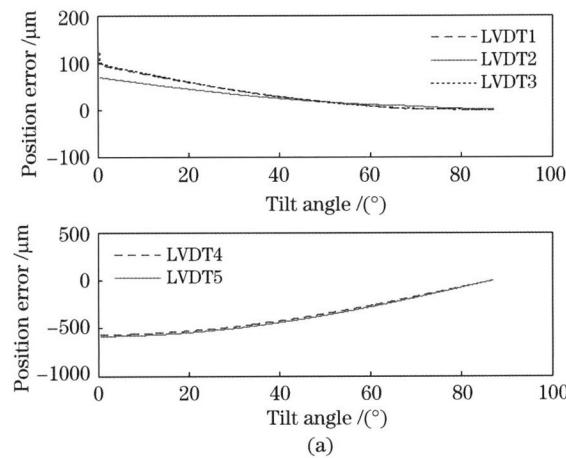


图 5 主镜位置误差曲线。(a)无控制;(b)有控制

Fig. 5 Position error curves of primary mirror. (a) Without controlling; (b) with controlling

0.5 μm 以内,主镜位置轴向和侧向的位置保持得很好。

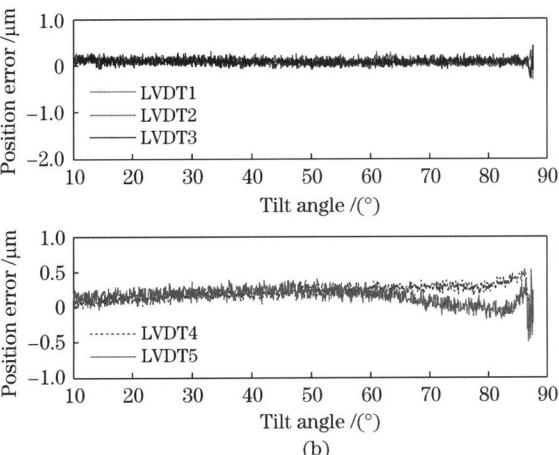
图 6 给出了俯仰轴正弦引导曲线和俯仰角速度曲线,图 7 给出了采用 DMSO-ADRC 控制器和传统比例积分控制器的侧向 LVDT 误差曲线。由图 6 可知,俯仰角以 55° 为初始位置,在 45°~65° 之间做正弦运动,俯仰角变化速度最大值为 $3 (\text{°}) \cdot \text{s}^{-1}$,最

以上仿真结果表明:DMSO-ADRC 控制器可以快速达到给定位置,并且对外部扰动等具有较强的补偿能力。

5 实验结果

图 5(a)为未使用主镜位置控制系统情况下,俯仰轴从 87° 转动到 0° 时主镜位置随俯仰角变化的曲线。俯仰角角度发生变化时,作用在轴向和侧向支撑上的重力也就发生改变,作用在侧向支撑上的重力与俯仰角呈余弦变化,作用在轴向支撑上的重力与俯仰角呈正弦变化,这种重力变化导致了支撑变形,从而使主镜位置发生变化。轴向位置传感器(LVDT1~LVDT3)的最大位置偏差的绝对值为 100 μm ,侧向位置传感器(LVDT4、LVDT5)的最大位置偏差的绝对值为 600 μm 。而系统对主镜位置的误差要求为小于 20 μm ,由此可以看出,重力变化引起的支撑变形对主镜位置控制的影响很大。同时可以看出主镜的轴向支撑刚度比侧向支撑刚度大。侧向位置传感器的测量值曲线基本一致,说明侧向支撑两个区域的刚度比较一致。

俯仰轴以 $1 (\text{°}) \cdot \text{s}^{-1}$ 的速度从 87° 匀速转动到 10°,使用主镜位置控制系统情况下的位置测量曲线如图 5(b)所示,从图中可以看出,轴向传感器和侧向传感器测量的数据偏差值都不大,最大位置偏差在



小值为 $-3 (\text{°}) \cdot \text{s}^{-1}$ 。由图 7 可以看出,采用传统比例控制器时,侧向 LVDT 偏差比较大,最大达到了 13 μm ,位置偏差与俯仰角速度相关。采用 DMSO-ADRC 控制器时,侧向 LVDT 变化不大,位置偏差最大值为 1 μm ,这说明 DMSO-ADRC 对重力变化等系统扰动进行了补偿,提高了系统的精度。

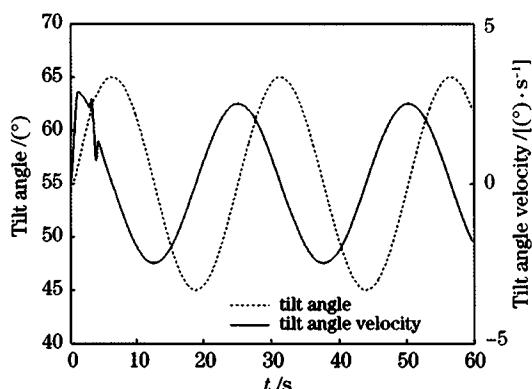


图 6 俯仰角角度与速度

Fig. 6 Tilt angle and tilt angle velocity

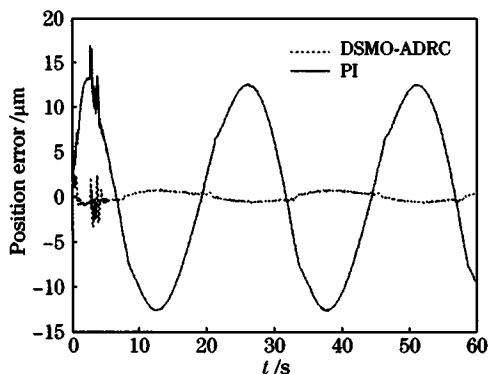


图 7 俯仰轴做正弦运动时的主镜位置误差曲线

Fig. 7 Position error curves of primary mirror in the case of sinusoidal motion of tilt axis

6 结 论

在大型望远镜主镜位置控制系统组成的基础上,推导了各结构的模型;为了减小重力变化等系统扰动,提出了一种一阶动态滑模自抗扰控制器。该控制器结合了滑模控制与自抗扰控制的优点,能有效抑制外部扰动对系统的影响,并具有较强的鲁棒性。在大型望远镜主镜位置控制系统上进行了实验研究,实验结果表明,在俯仰轴以 $1(^{\circ}) \cdot s^{-1}$ 的速度进行匀速运动的情况下,每个支撑区域的跟踪误差最大值小于 $0.5 \mu m$;在俯仰轴正弦引导情况下,跟踪误差最大值为 $1 \mu m$,明显优于传统的比例积分控制器。上述结果满足 $4 m$ 口径望远镜主镜位置控制系统的设计要求,为大型望远镜主镜位置控制提供了一种技术解决方案。

参 考 文 献

- [1] Deng Y T, Li H W, Wang J L, et al. Main axes AC servo control system for $2 m$ telescope [J]. Optics and Precision Engineering, 2017, 25(1): 163-171.
- [2] Bely P Y. The design and construction of large optical telescopes [M]. New York: Springer, 2003.
- [3] Wang J L, Liu X Y. Concept and development of smart optics [J]. Chinese Optics, 2013, 6(4): 437-448.
- [4] 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.
- [5] Salas L, Gutiérrez L, Pedrayes M H, et al. Active primary mirror support for the $21-m$ telescope at the San Pedro Martir Observatory [J]. Applied Optics, 1997, 36(16): 3708-3716.
- [6] Schipani P, Capaccioli M, D'Orsi S, et al. The VST active primary mirror support system [J]. Proceedings of SPIE, 2010, 7739: 773931.
- [7] Wu X X, Li J F, Song S M, et al. Active support system for $4 m$ SiC lightweight primary mirror [J]. Optics and Precision Engineering, 2014, 22(9): 2451-2457.
- [8] Gao X, Li J F, Song S M, et al. Active support system for $4 m$ SiC lightweight primary mirror [J]. Optics and Precision Engineering, 2014, 22(9): 2451-2457.
- [9] Wux X X, Li J F, Song S M, et al. Active support system for $4 m$ SiC lightweight primary mirror [J]. Optics and Precision Engineering, 2014, 22(9): 2451-2457.
- [10] Lousberg G P, Moreau V, Schumacher J M, et al. Design and analysis of an active optics system for a $4-m$ telescope mirror combining hydraulic and pneumatic supports [J]. Proceedings of SPIE, 2015, 9626: 962624.
- [11] Stepp L M, Huang E, Cho M K. Gemini primary mirror support system [J]. Proceedings of SPIE, 1994, 2199: 223-238.
- [12] Kimbrell J E, Greenwald D. AEOS $3.67-m$ telescope primary mirror active control system [J]. Proceedings of SPIE, 1998, 3352: 400-411.
- [13] Schipani P, Magrin D, Noethe L, et al. The active optics system of the VST: concepts and results [J]. Proceedings of SPIE, 2012, 8444: 84444Z.
- [14] Molfese C, Schipani P, Capaccioli M, et al. VST primary mirror active optics electronics [J]. Proceedings of SPIE, 2008, 7019: 701927.
- [15] Li J F, Wu X X, Li Y X, et al. Position control technology of large aperture mirror based on hydraulic support [J]. Optics and Precision Engineering, 2017, 25(10): 2599-2606.
- [16] 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.
- [17] Li Y X, Zhang B, Li J F, et al. Design and tests of multi-motors hydromantic position control system of primary mirror based on large telescope [C] // 2018 IEEE International Conference on Mechatronics and

- Automation (ICMA), August 5-8, 2018, Changchun, China. New York: IEEE Press, 2018: 2209-2214.
- [14] Peng X B, Gong G F, Yang H Y, et al. Novel electro-hydraulic position control system for primary mirror supporting system [J]. Advances in Mechanical Engineering, 2016, 8(5): 1-15.
- [15] Quan L X. Research on the bag accymulator's basic theory and experiment based on pipeline effect [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2005: 14-24.
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: 14-24.
- [16] Gao Z Q. On the foundation of active disturbance rejection control [J]. Control Theory & Applications, 2013, 30(12): 1498-1510.
- 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.
- [17] Pieper J K. First order dynamic sliding mode control [C] // Proceedings of the 37th IEEE Conference on Decision and Control (Cat. No. 98CH36171), December 18, 1998, Tampa, FL, USA. New York: IEEE Press, 1998: 2415-2420.
- [18] Wang S, Li H W, Meng H R, et al. Active disturbance rejection controller for speed-loop in telescope servo system [J]. Optics and Precision Engineering, 2011, 19(10): 2442-2449.
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.