

文章编号 1004-924X(2018)05-1113-11

## 基于混合灵敏度的空间望远镜次镜调整机构鲁棒控制

曹小涛<sup>1\*</sup>, 杨维帆<sup>1</sup>, 王 瀚<sup>1,2</sup>, 赵海波<sup>1</sup>, 王克军<sup>1</sup>

(1. 中国科学院 长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033;

2. 中国科学院大学, 北京 100049)

**摘要:**次镜调整机构作为空间望远镜主动光学调整的核心组件,为实现在轨实时快速调整,其调整精度和动态性能均有比较严格的要求。机构常采用 Stewart 平台结构形式,基于逆运动学模型和关节空间 PID 控制相结合的方法,由于受到模型的非线性和不确定性、扰动及耦合的影响,难以取得较为满意的效果。为解决该问题,从机电动力学模型出发,将平台各支杆间耦合因素表征为外部干扰,建立了互相解耦的关节机电模型。依据模型辨识结果采用乘性不确定性描述模型摄动,依据模型误差界和性能指标要求设计混合灵敏度加权函数。针对虚轴极点问题,采用扩展  $H_\infty$  方法,将复杂动力学系统的控制器设计问题转化为堆叠 S/T/KS 混合灵敏度问题。在 Matlab 中求解得到鲁棒控制器,并在 DSP 中完成数字算法实现。仿真分析及试验结果表明,鲁棒控制器具有更好的鲁棒性、扰动抑制性能和动态特性,能够满足空间应用的可靠性需求。

**关键词:**空间望远镜;Stewart 平台;主动光学;鲁棒  $H_\infty$  控制;混合灵敏度

**中图分类号:**TH691.9 **文献标识码:**A **doi:**10.3788/OPE.20182605.1113

## Mixed-sensitivity-based robust control of secondary mirror adjustment mechanism for space telescopes

CAO Xiao-tao<sup>1\*</sup>, YANG Wei-fan<sup>1</sup>, WANG Han<sup>1,2</sup>, ZHAO Hai-bo<sup>1</sup>, WANG Ke-jun<sup>1</sup>

(1. Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics,  
Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, China;

2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

\* Corresponding author, E-mail: caoxiaotao@ciomp.ac.cn

**Abstract:** Secondary mirror adjustment mechanisms are core elements of active optics used for the adjustment of space telescopes. For real-time rapid adjustments in orbit, great demands are put on their adjusting accuracy and dynamic characteristics. Because of nonlinearity, uncertainty, disturbances, and coupling of the system, sufficient control cannot be easily achieved by traditional methods based on intermixing PID systems and inverse kinematics. Focusing on this problem, an uncoupled electromechanical model was proposed by transforming the joint couple dynamics into external disturbances. The model uncertainty was represented by the multiplicative uncertainty resulting from the system identification, and the mixed sensitivity function was designed according to the model error bound and performance index. By using the extended method to deal with the

收稿日期:2017-10-20;修订日期:2017-11-24.

基金项目:国家自然科学基金青年科学基金资助项目(No. 11703027)

imaginary axis pole, the complex dynamic system was transformed into a stacked S/T/KS problem. A robust controller was designed by MATLAB and a digital algorithm was realized using DSP. The improved robustness, disturbance rejection, and dynamic characteristics were verified by both simulations and experimental results, proving that space-reliable application can be achieved.

**Key words:** space telescope; Stewart platform; active optics; robust  $H_\infty$  control; mixed sensitivity

## 1 引言

由于对更高科学目标探索的强烈需求,目前,空间望远镜的口径越来越大。虽然增大口径有利于提高获取天体信息的能力,但是也带来了诸多问题。比如空间环境温度变化、望远镜发射时的冲击振动影响,以及在轨重力释放等不利因素,均会导致在地面装调完好的光机结构位置发生变化,从而影响观测效果。因此,需要考虑将主动光学技术应用到空间望远镜制造中<sup>[1-3]</sup>。主动光学系统通常通过监测各个光学元件位置,或测量最后的波面误差,然后通过调整光学元件的位置校正像质<sup>[4-6]</sup>。其中,主镜与次镜的相对位姿是一项重要的调整任务。目前,Stewart 平台结构形式<sup>[7]</sup>的并联机构由于刚度大、结构稳定、精度高,同时载荷承重分散于六根支杆,承重自重比高,是六自由度调整的一种重要结构形式,并已广泛应用于医疗设备、光学精密加工、主动振动抑制、航空航天等领域<sup>[8-11]</sup>。Stewart 平台属于并联机器人范畴,其运动控制主要分为基于操作空间和基于关节空间两大方法;而控制算法又可以分为基于动力学模型和不基于模型的方法<sup>[12-13]</sup>。对于空间望远镜次镜的调整控制,基于操作空间的方法需要附加测量动平台的高精度传感器。由于造价、结构尺寸、重量、包络等因素的影响,该方法很难在空间应用中得到实现。基于动力学模型的方法需要确知系统的模型参数,参数的在轨漂移或变化将会对系统性能甚至于稳定性造成影响,这对于高可靠性空间应用需求是不可容许的。

本文针对空间望远镜主动光学调整任务,以 Stewart 平台结构形式的次镜调整机构为研究对象,探讨了基于关节空间的精密鲁棒控制方法,以期实现其在轨可靠运行。顶层控制基于逆运动学模型,将次镜的六自由度位姿解算为六根支杆的位移量,底层控制为六根支杆的独立控制算法实

现位移控制。传统的底层控制算法常常采用易于工程实现的 PD、PID、超前滞后补偿等策略<sup>[13-15]</sup>,这些控制策略均是针对名义模型设计的,对于参数变化、扰动抑制等因素往往难以取得理想的效果。为此,有学者采用自抗扰<sup>[16]</sup>、非线性 PID<sup>[17]</sup>、智能控制<sup>[18]</sup>等方法提高系统的鲁棒性。但这些方法存在调整参数较多或参数整定复杂等不利于空间实现的因素。

近年来,鲁棒控制得到深入研究,已在空间领域得到工程应用并展示了其优越性<sup>[5,19]</sup>。本文在关节空间采用基于混合灵敏度的  $H_\infty$  控制方法。针对并联机构本质上的耦合非线性特性,通过分析将它转化为带有外部扰动的单关节控制系统,然后采用白噪声作为激励源,对系统进行辨识从而得到名义模型,并将实际模型建模为乘性不确定性系统;针对虚轴存在极点的问题,本文通过转换将虚轴极点转化至传递函数和控制器中,从而将 Stewart 平台的控制问题转换为堆叠 S/T/KS 混合灵敏度问题,并由此出发设计鲁棒控制器。由于所得控制器阶次较高,采用 Hankel 奇异值近似方法得到可以工程实现的降阶控制器。该方法控制参数少且易于调整,可靠性高。最后,通过仿真分析和运动试验,验证了本文方法的有效性。

## 2 次镜六自由度调整机构

### 2.1 六自由度调整机构的组成

次镜调整系统为 6-PSS(直线副/球副/球副)构型的 Stewart 平台,如图 1 所示。该系统采用定长杆结构有利于缩短静平台的悬臂长度,从而实现高刚度设计;选用高精度的消间隙传动部件以保证精度指标。直线促动器位于定长杆下部,由无刷伺服电机、谐波减速器、编码器、丝杠轴、螺母、滚珠花键副等构成。直线促动器产生的直线位移通过球铰、定长杆、球铰传递至动平台,从而使动平台实现六自由度运动。其中,次镜调整

系统沿 X, Y, Z 方向的调整范围为 ±1 mm, 定位精度为 1 μm; 绕 X, Y, Z 方向转动的调整范围为 ±1°, 定位精度 ≤ 1°。

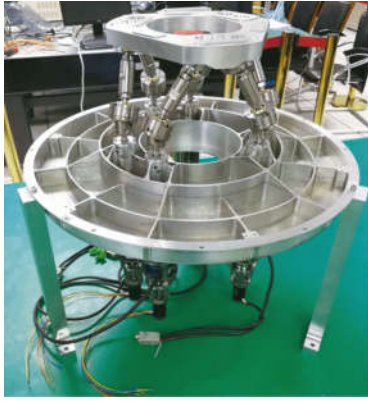


图 1 六自由度次镜调整机构

Fig. 1 Block diagram of six DOF adjusting mechanism for secondary mirror

### 2.2 逆运动学方程

并联机构逆运动学方程用来分析已知动平台位姿所对应的每个连杆长度。由此方程出发, 基于关节的控制算法, 根据设定的期望位姿计算连杆长度, 然后每个单支杆控制器完成关节闭环, 从

$$\mathbf{R} = \text{Rot}(z, \psi) \text{Rot}(y, \theta) \text{Rot}(x, \varphi) =$$

$$\begin{bmatrix} \cos \psi \cos \theta & \cos \psi \sin \theta \sin \varphi - \sin \psi \cos \varphi & \cos \psi \sin \theta \cos \varphi + \sin \psi \sin \varphi \\ \sin \psi \cos \theta & \sin \psi \sin \theta \sin \varphi + \cos \psi \cos \varphi & \sin \psi \sin \theta \cos \varphi - \cos \psi \sin \varphi \\ -\sin \theta & \cos \theta \sin \varphi & \cos \theta \cos \varphi \end{bmatrix}$$

由矢量关系:

$$\mathbf{B}\mathbf{B}_i = \mathbf{B}\mathbf{C}_i + \mathbf{C}_i\mathbf{B}_i, \quad (3)$$

可以计算得到支杆下端点  $B_i$  在定平台坐标系下的坐标  $(x_{B_i}^B, y_{B_i}^B, z_{B_i}^B)^T$ , 其中  $z_{B_i}^B$  为待求解的杆长变量。

由于  $B_iA_i$  的长度  $L_i$  为已知常数, 则由约束条件:

$$|\mathbf{B}\mathbf{A}_i - \mathbf{B}\mathbf{B}_i| = L_i. \quad (4)$$

可以计算得到连杆长度为:

$$z_{B_i}^B = z_{A_i}^B - [L_i^2 - (x_{A_i}^B - x_{B_i}^B)^2 - (y_{A_i}^B - y_{B_i}^B)^2]. \quad (5)$$

## 3 控制模型及模型辨识

### 3.1 运动控制模型

对于图 1 所示系统, 通过 Lagrange 方程<sup>[13]</sup>

而运行并联机构到达期望位姿, 由图 2 中矢量关系可以推导如下:

$$\mathbf{B}\mathbf{A}_i = \mathbf{B}\mathbf{P} + \mathbf{P}\mathbf{A}_i. \quad (1)$$

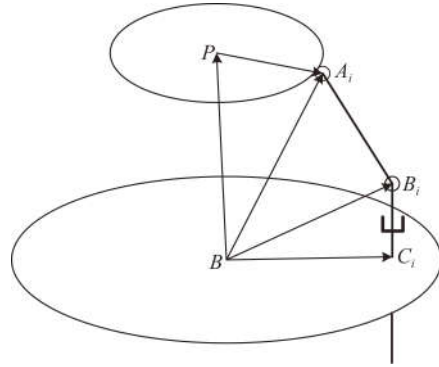


图 2 连杆运动示意图

Fig. 2 Block diagram of motion of connecting rods

根据坐标变换可以得到支杆上端点  $A_i$  在定平台坐标系中的坐标为:

$$(x_{A_i}^B, y_{A_i}^B, z_{A_i}^B)^T = (x_{P_i}^B, y_{P_i}^B, z_{P_i}^B)^T + \mathbf{R}(x_{A_i}^P, y_{A_i}^P, z_{A_i}^P)^T, \quad (2)$$

其中转换矩阵为:

可以建立并联机构在关节空间的动力学模型如下所示:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}(\mathbf{q}) = \mathbf{F}, \quad (6)$$

其中:  $\mathbf{q} = [q_1 \ \cdots \ q_6]^T$  为支杆的伸缩长度;  $\mathbf{H}(\mathbf{q})$  为  $6 \times 6$  的惯性矩阵;  $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}$  为  $6 \times 1$  矩阵, 代表离心力和哥氏力;  $\mathbf{G}(\mathbf{q})$  为重力,  $\mathbf{F} = [F_1 \ \cdots \ F_6]^T$  为支杆驱动力。

由式(6)可知, 并联机构动力学模型为非线性强耦合系统。由于空间应用系统需要可靠性高且简单易行, 因此需要设计一种不基于复杂动力学模型的控制方法。

每个支杆机电系统的数学模型如下:

$$J_i\ddot{\theta}_i + B_i\dot{\theta}_i = \tau_i - \tau_{fi}/n, \quad (7)$$

$$V_i = R_i i_i + L_i di_i/dt + K_a \dot{\theta}_i, \quad (8)$$

$$\tau_i = K_{Ti} i_i. \quad (9)$$

其中:  $J_i$  为电机转子的转动惯量,  $\tau_i$  为电机的电

磁转矩,  $B_i$  为黏滞摩擦系数,  $\tau_{li}$  为负载转矩,  $\theta_i$  为电机旋转角度,  $V$  和  $i$  分别为电机励磁回路电压和电流,  $R$  和  $L$  分别为电机绕组的电阻和电感,  $K_T$  为转矩系数,  $K_e$  为反电势系数,  $n$  为减速比。

运动控制系统最底层为每个支杆的电流环, 由于电流环带环一般远大于转速环, 在电流环通过恰当控制器闭环之后(本文采用 PI 控制器<sup>[20]</sup>, -3 dB 带宽实测为 2 kHz, 如图 3 所示), 可以认为  $i_i \approx V_i$ , 因此可以得到:

$$J_i \ddot{\theta}_i + B_i \dot{\theta}_i = K_{Ti} V_i - \tau_{li} / n. \quad (10)$$

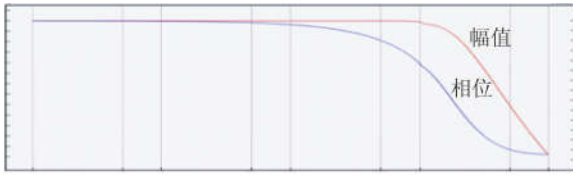


图 3 电流环幅频特性图

Fig. 3 Block diagram of magnitude-frequency characteristics

计入减速器和丝杠的作用, 电机旋转角度和支杆杆长的关系为:

$$\theta_i = 2\pi q_i n / t, \quad (11)$$

其中  $t$  为丝杠导程。

支杆的驱动力与负载转矩的关系为:

$$\tau_{li} = F_i t / (2\pi \eta), \quad (12)$$

其中  $\eta$  为传动效率。

将式(6), 式(11)和式(12)代入式(10), 可得:

$$J_{mi} \ddot{\theta}_i + B_i \dot{\theta}_i = K_{Ti} V_i - d_i, \quad (13)$$

其中:  $d_i = \frac{t^2}{(2\pi n)^2 \eta} (\sum_{j \neq i} H_{ij} \ddot{\theta}_j + \sum_{j=1}^6 C_{ij} \dot{\theta}_j) + \frac{t}{2\pi n \eta} G_i$ ,

$$J_{mi} = J_i + \frac{t^2}{(2\pi n)^2 \eta} H_{ii}.$$

由以上分析, 复杂的多耦合非线性系统转换为带有扰动项  $d_i$  的独立的单支杆机电模型, 即如式(13)所示。虽然扰动项仍然为一个复杂的非线性函数, 但是由于减速比平方的反比项  $1/n^2$  的存在, 大大削弱了该扰动项的影响, 同时由于实际物理系统带宽的有限性, 该扰动项也主要存在于低频段, 通过合理设计控制算法, 也可以进一步降低该扰动项的影响。

进一步整理式(13), 可以得到控制框图如图 4 所示。图中:  $P_i(s) = \frac{K_{Ti}/B_i}{s(J_i/B_i s + 1)} = \frac{K_i}{s(T_i s + 1)}$ ,  $d'_i = d_i P_i + d_0$ 。  $d'_i$  为包括  $d_i$  和其他外部扰动  $d_0$  的广义扰动变量。

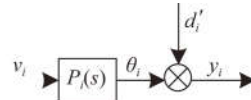


图 4 机电模型框图

Fig. 4 Block diagram of electromechanical model

### 3.2 模型辨识及不确定性描述

采用白噪声作为系统模型辨识的输入量, 编码器输出值作为系统的输出量, 则系统的传递函数可以近似为<sup>[5]</sup>:

$$G(s) \approx P_{uy}(\omega) / P_u(\omega), \quad (14)$$

其中:  $P_{uy}(\omega)$  为输入  $u$  和输出  $y$  的互功率频谱密度,  $P_u(\omega)$  为输入  $u$  的功率谱密度。

在不同位姿下由上述方法对六个支杆进行多次辨识, 辨识结果如图 5 所示。

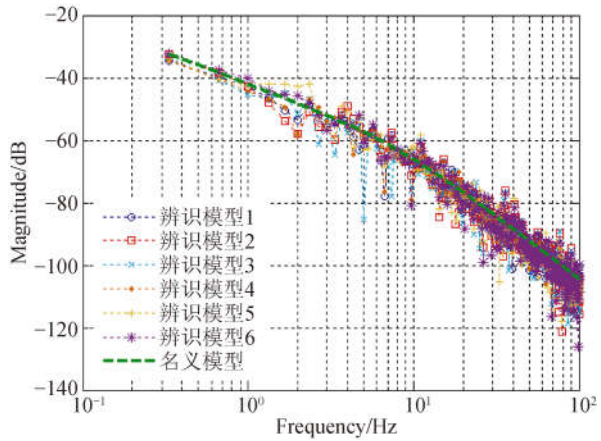


图 5 系统辨识图

Fig. 5 Block diagram of system identification

由以上结果, 将各个支杆的传递函数  $P_i(s)$  的名义模型按照辨识模型的近似中值统一建模, 得到:

$$P_0(s) = \frac{0.05}{s(0.01989s + 1)}. \quad (15)$$

## 4 鲁棒控制器设计

引入系统的控制器约束权函数  $W_u$ 、鲁棒权函数  $W_T$  和性能权函数  $W_P$ , 定义  $d'_i = \omega$ 。则系统可以转换为堆叠 S/T/KS 混合灵敏度问题<sup>[21]</sup>, 即设计鲁棒控制器  $K$ , 使得由  $\omega$  至  $z$  的  $H_\infty$  范数最小化, 如式(16)和图 6 所示。

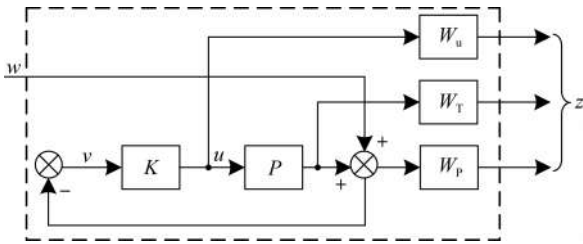


图 6 堆叠 S/T/KS 混合灵敏度问题

Fig. 6 Problem of stack S/T/KS mixed sensitivity

$$\min_K \| N(K) \|_\infty, N = \begin{bmatrix} W_u K S \\ W_T T \\ W_P S \end{bmatrix}, \quad (16)$$

其中 S 和 T 分别为系统的灵敏度函数和互补灵敏度函数,  $S = (1 + PK)^{-1}$ ,  $T = (1 + PK)^{-1} PK$ 。

由  $[\omega \ u]^T$  到  $[z \ v]^T$  的广义对象 G 为:

$$G = \begin{bmatrix} G_{11} & G_{12} \\ G_{21} & G_{22} \end{bmatrix}. \text{ 其中: } G_{11} = [0 \ 0 \ W_P]^T,$$

$$G_{12} = [W_u \ PW_T \ PW_P]^T, G_{21} = -1, G_{22} = -P.$$

设广义对象 G 的状态空间实现为 (A, B, C, D), 则标准  $H_\infty$  控制的假设条件为<sup>[22]</sup>:

- (1) (A, B<sub>2</sub>) 为可镇定的, (C<sub>2</sub>, A) 为可检测的;
- (2) D<sub>12</sub> 列满秩, D<sub>21</sub> 行满秩;
- (3) G<sub>12</sub>(s) 不具有虚轴零点, 即对任意的  $\omega$ ,

$$\begin{bmatrix} A - j\omega I & B_2 \\ C_1 & D_{12} \end{bmatrix} \text{ 为列满秩; } G_{21}(s) \text{ 不具有虚轴零}$$

点, 即对任意的  $\omega$ ,  $\begin{bmatrix} A - j\omega I & B_1 \\ C_2 & D_{21} \end{bmatrix}$  为行满秩。

如式(15)所示, 由于实际受控对象中含有虚轴极点, 显然不满足以上假设条件, 从而形成奇异的  $H_\infty$  控制问题。目前, 处理该问题的方法主要有  $\epsilon$  摄动法、LMI 法和扩展  $H_\infty$  法。 $\epsilon$  摄动法采用小摄动, 以  $A + \epsilon I$  代替 A, 但这种逼近会出现零极点抵消的问题, 使得系统相对稳定性变差; LMI 法通过三个线性矩阵不等式来求解  $H_\infty$  控制问题, 但对于奇异情况, 同样也存在稳定性较差的问题; 扩展  $H_\infty$  是一种处理权函数的方法, 对于奇异情况, 通过转换将虚轴极点转化至传递函数和控制器中, 是一种具有较好效果的有效处理奇异问题的方法<sup>[23]</sup>。

为此, 在图 6 中引入参数  $\alpha$ ,  $\alpha$  能够与受控对象参数 P 中的虚轴极点对消, 定义如下新变量:

$$\tilde{P} = \alpha P, \tilde{K} = \alpha^{-1} K, \tilde{W}_u = \alpha W_u, \quad (17)$$

则系统转化如图 7 所示。

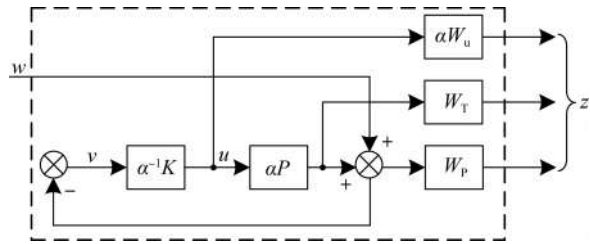


图 7 扩展  $H_\infty$  法

Fig. 7 Extended  $H_\infty$  method

由  $[\omega \ u]^T$  到  $[z \ v]^T$  的广义对象  $\tilde{G}$  为:

$$\tilde{G} = \begin{bmatrix} \tilde{G}_{11} & \tilde{G}_{12} \\ \tilde{G}_{21} & \tilde{G}_{22} \end{bmatrix}. \text{ 其中: } \tilde{G}_{11} = [0 \ 0 \ W_P]^T, \tilde{G}_{12} = [\tilde{W}_u \ \tilde{P} W_T \ \tilde{P} W_P]^T, \tilde{G}_{21} = -1, \tilde{G}_{22} = -\tilde{P}.$$

转换后系统满足标准  $H_\infty$  鲁棒控制问题的假设条件。问题转化为设计鲁棒控制器  $\tilde{K}$ , 使得由  $\omega$  至  $z$  的  $H_\infty$  范数最小化, 即:

$$\min_K \| N(K) \|_\infty, N = \begin{bmatrix} \tilde{W}_u \tilde{K} S \\ W_T T \\ W_P S \end{bmatrix}. \quad (18)$$

为实现较好的设计指标, 需要合理设计权函数。控制器约束权函数  $W_u$  主要用以限制控制量范数的大小以免引起控制器的饱和, 设计为  $W_u = 0.001$ 。

鲁棒权函数  $W_T$  用以描述系统在稳定前提下所允许的乘性不确定性。由系统辨识图 4 可知, 考虑模型摄动及高频动力学特性, 系统模型可以描述为乘性不确定性, 如下式所示:

$$P(j\omega) = P_0(j\omega)(1 + \Delta_m), |\Delta_m| < 1, \forall \omega \quad (19)$$

因此, 可以设计:

$$W_T(s) = \frac{0.765 \ 67(s + 33.853 \ 3)}{s + 62.831 \ 9}. \quad (20)$$

$W_T(s)$  与  $\Delta_m$  的幅值特性曲线见图 8,  $W_T(s)$  完全覆盖摄动界函数  $\Delta_m$ , 有理正则并且阶次较低, 易于工程实现。

性能权函数  $W_P$  采用回路成形方法, 设计为:

$$W_P = \frac{(s/M^{0.5} + \omega_b^{0.5})^2}{(s + \omega_b^{0.5} A^{0.5})^2}, \quad (21)$$

其中:  $\omega_b$  为与带宽频率有关的参数, A 为最大稳态误差, M 为灵敏度函数的最大峰值,  $\| S(j\omega) \|_\infty \leq M$ , 平方用以在低频段取得更好的扰动抑制性能。设计参数为:  $M = 1.01, A = 0.001, \omega_b = 3.75$ 。

利用 Matlab 中的 Hinf 函数可以求解得到鲁棒控制器为：

$$\tilde{K}(s) = 2.8214 \times 10^8 (s+62.83)(s+50.27)(s+7.078)(s+1) / (s+1.314 \times 10^4) / (s+1666) / (s+67.73) / (s+0.4443)^2.$$

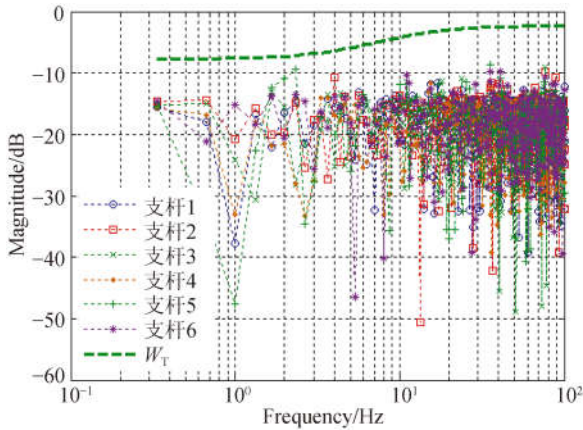


图 8  $W_T(s)$  幅值特性图

Fig. 8 Amplitude characteristic diagram of  $W_T(s)$

由于控制器阶次较高,需要降阶以利于工程化实现。由图 9 可知,控制器的 Hankel 奇异值中第 4 阶和第 5 阶与其他相比非常小,因此可以采用最优 Hankel 范数方法<sup>[19]</sup>对控制器后两个奇异值进行截断,经过截断降阶之后的控制器为：

$$\tilde{K}'(s) = \frac{2.8214 \times 10^8 (s+9.753)(s+43.03)}{(s+1.314 \times 10^4)(s+1666)(s+0.2359)}.$$

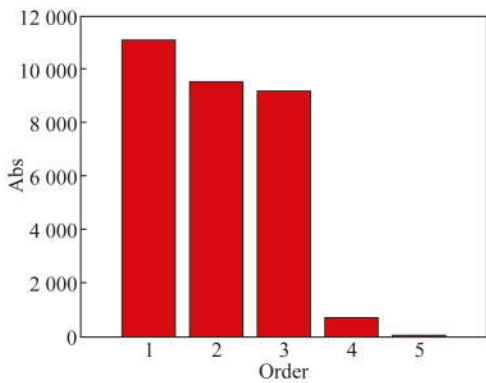


图 9 控制器的 Hankel 奇异值

Fig. 9 Hankel singular values of controller

### 5 仿真分析

为分析比较控制器的性能,从频域角度出发,针对所设计的鲁棒控制器、降阶鲁棒控制器与 PI 控制器,重点分析和比较了它们的干扰抑制能力、动态性能和稳定裕度。将 PI 控制器参数设计为

$K_p = 424.5, K_i = 1333.5$ ,其闭环控制系统与采用鲁棒控制器的闭环系统具有近似的闭环带宽。

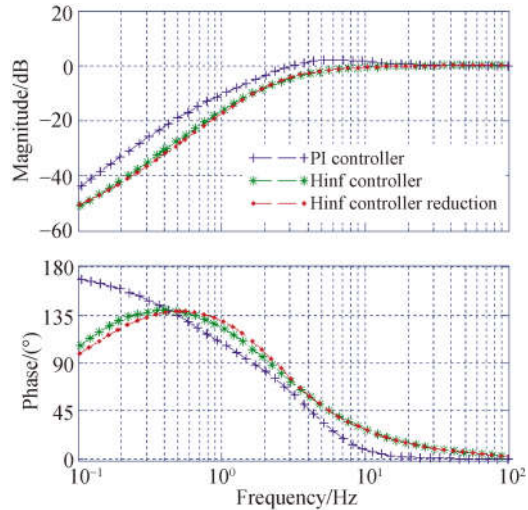


图 10 灵敏度函数 S

Fig. 10 Sensitivity function S

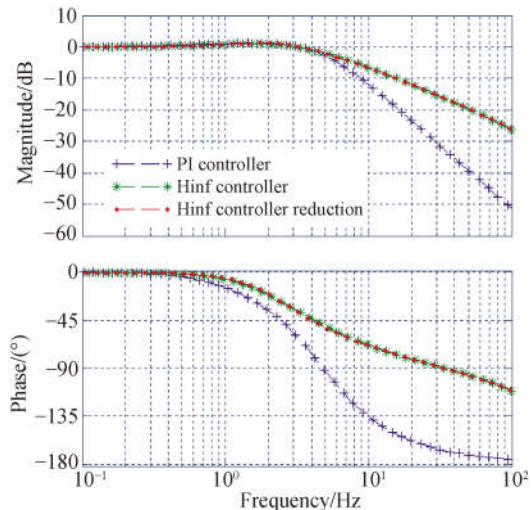


图 11 互补灵敏度函数 T

Fig. 11 Complementary sensitivity function T

由图 10~图 12 可知,在频域上鲁棒控制器与降阶鲁棒控制器具有近似一致的性能。图 10 为灵敏度函数的频率特性曲线,表示控制系统对于干扰的抑制能力,从图中可知鲁棒控制器比 PI 控制器在低频段具有更好的扰动抑制能力。图 11 为互补灵敏度函数的频率特性曲线,表示控制系

系统的闭环控制特性,从图中可知,虽然闭环带宽相接近,但鲁棒控制器比 PI 控制器具有更好的信号跟踪能力和动态特性,同时也意味着对于高频噪声会有所放大。图 12 为控制系统的开环频率特性曲线,从图中可知鲁棒控制器比 PI 控制器具有更大的相位裕度,并且能够在较大频段内保持良好的鲁棒性能。

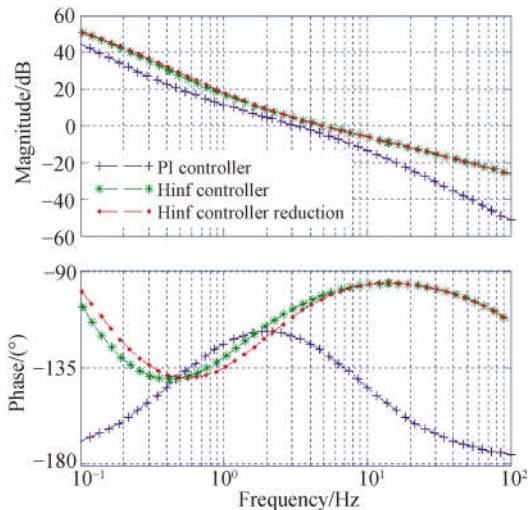


图 12 开环传递函数图

Fig. 12 Diagram of open loop transfer function

## 6 试验与结果

### 6.1 试验系统组成

次镜六自由度调整机构控制系统原理如图 13 所示。控制系统主要由通信电路、控制电路、驱动电路和反馈电路组成。

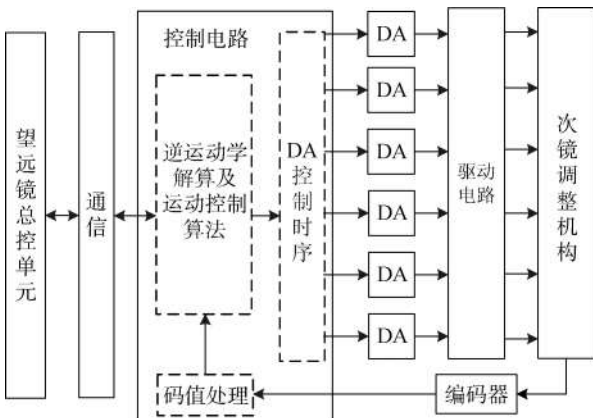


图 13 次镜六自由度调整机构控制系统图

Fig. 13 Block diagram of secondary mirror control system

控制电路采用 DSP + FPGA 结构。其中 DSP SMJ320C6701 用来实现控制系统的运控流程控制、逆运动学计算和控制算法、与望远镜总控单元通信管理等;FPGA XQR2V3000 用来实现地址译码、编码器信息采集、电流传感器信息采集、驱动电路控制、内外部通讯接口等功能。DSP 与 FPGA 之间通过 DSP 的外部地址、数据和控制总线互联。

次镜位移行程为  $\pm 1 \text{ mm}$ ,位移精度指标为  $\pm 1 \mu\text{m}$ ,角度行程为  $\pm 1^\circ$ ,角度精度指标为  $\pm 1''$ 。采用干涉仪设备配件同时进行两路位移测量,而一台自准直光管只能同时测量两个转动角度,由于条件所限,测试第三方向位移时需要将平台横置,重新搭建光路。角度测量采用自准直光管测量,测量两路角度完毕之后,需要旋转  $90^\circ$  完成第三方向的角度测量。测试现场如图 14 所示。

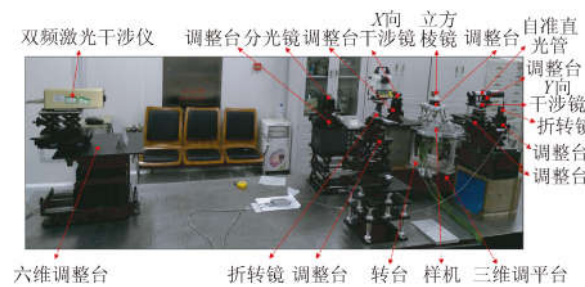


图 14 次镜六自由度调整测试现场

Fig. 14 Measurement field of six degree of freedom adjustment of secondary mirror

### 6.2 单支杆阶跃响应试验

控制系统分别采用 PI 控制器和鲁棒控制器,控制动平台沿 Z 轴平移运动,记录支杆 1 的阶跃响应曲线,如图 15 所示。

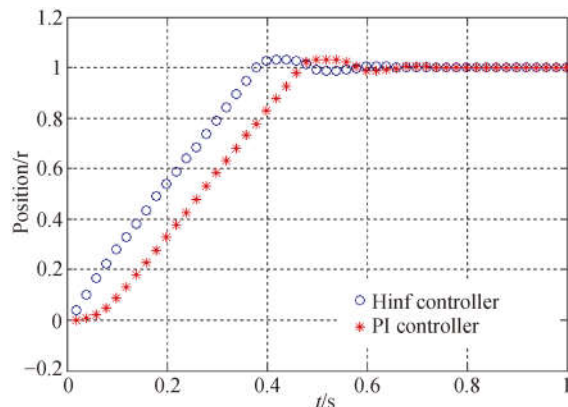


图 15 沿 Z 轴平移阶跃响应图

Fig. 15 Step response of translation along Z axis

图 15 表示沿 Z 轴平移运动时支杆 1 的响应曲线,支杆运动的期望值为编码器转动 1 周。从图中可知,在鲁棒控制器的作用下,系统约在 0.6 s 稳定至期望值,超调量约为 2.6%,无稳态误差;在 PI 控制器的作用下,系统约在 0.8 s 稳定至期望值,超调量约为 1.9%,由于积分项的存在,无稳态误差的存在;在上升过程中,由于对耦合造成的扰动抑制能力较弱,PI 控制器表现为更大的滞后性。这表明无论是动态特性和扰动抑制能力,鲁棒控制器均要优于传统控制方法。

### 6.3 定位精度测量试验

控制系统采用鲁棒控制,在试验中,分别对次镜调整平台的六自由度方向以固定步长进行往复运动。

#### 6.3.1 X 向位移定位精度

沿 X 向以 0.2 mm 为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式测量,测试结果如图 16 所示。从图中可知,X 向位移在  $\pm 1$  mm 行程之内,其绝对误差与行程近似线性,且在位移的绝对值为 1 mm 时,最大位置误差为  $9.74 \mu\text{m}$ ;最大双向重复定位误差为  $0.65 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.4 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

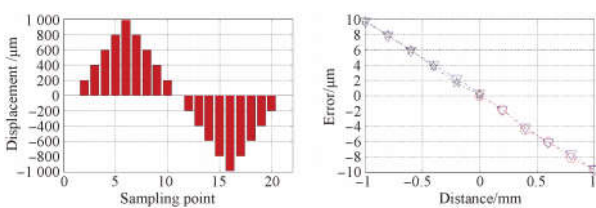


图 16 X 方向位移定位精度及误差

Fig. 16 Position precision and error in X direction

沿 X 方向以 0.02 mm 为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 17 所示。从图中可知,X 向位移在  $\pm 0.1$  mm 行程之内,其绝对误差与行程近似线性,且在位移的绝对值为 0.08 mm 时,最大位置误差为  $1.08 \mu\text{m}$ ;最大双向重复定位误差为  $0.36 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.2 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

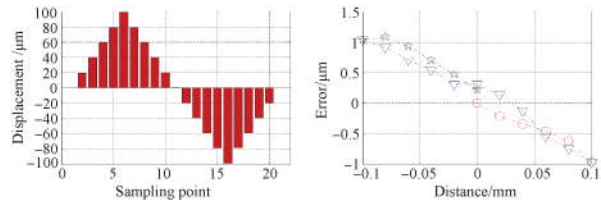


图 17 X 方向位移定位精度及误差

Fig. 17 Position precision and error in X direction

#### 6.3.2 Y 向位移定位精度

沿 Y 方向以 0.2 mm 为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 18 所示。从图中可知,Y 向位移在  $\pm 1$  mm 行程之内,最大位置误差为  $-1.5 \mu\text{m}$ ,表明 Y 向的效果更好;最大双向重复定位误差为  $0.18 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.1 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

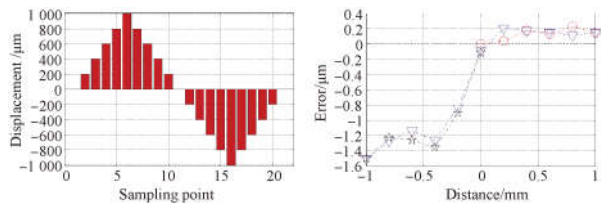


图 18 Y 方向位移定位精度及误差

Fig. 18 Position precision and error in Y direction

沿 Y 方向以 0.02 mm 为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 19 所示。从图中可知,Y 向位移在  $\pm 0.1$  mm 行程之内,最大位置误差为  $0.48 \mu\text{m}$ ;最大双向重复定位误差为  $0.28 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.2 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

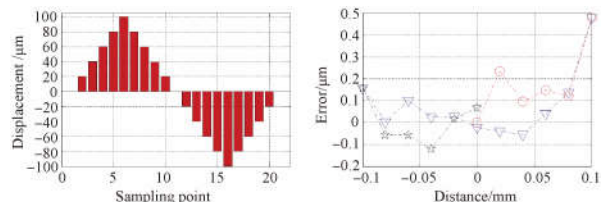


图 19 Y 方向位移定位精度及误差

Fig. 19 Position precision and error in Y direction

#### 6.3.3 Z 向位移定位精度

沿 Z 方向以 0.2 mm 为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 20 所示。从图中可知,Z 向位移在  $\pm 1$  mm

行程之内,其绝对误差与行程近似线性,最大位置误差为  $3.43 \mu\text{m}$ ;最大双向重复定位误差为  $0.13 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.1 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

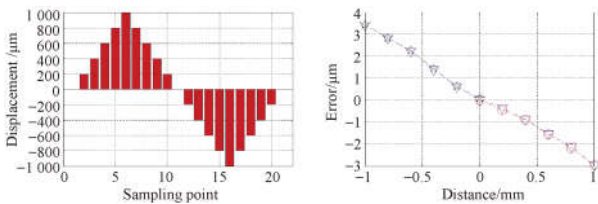


图 20 Z方向位移定位精度及误差

Fig. 20 Position precision and error in Z direction

沿 Z 方向以  $0.02 \text{ mm}$  为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 21 所示。从图中可知,Z 向位移在  $\pm 0.1 \text{ mm}$  行程之内,最大位置误差为  $0.43 \mu\text{m}$ ;最大双向重复定位误差为  $0.13 \mu\text{m}$ ,在  $\pm 0.1 \mu\text{m}$  的误差范围之内。

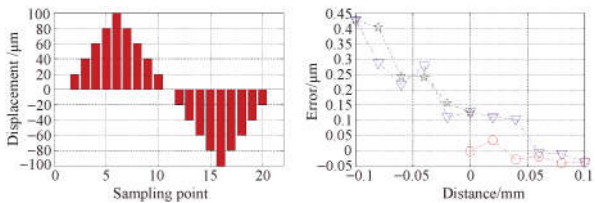


图 21 Z方向位移定位精度及误差

Fig. 21 Position precision and error in Z direction

### 6.3.4 X 向角度定位精度

绕 X 轴以  $0.04^\circ$  为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 22 所示。从图中可知,X 向角度在  $\pm 0.2^\circ$  行程之内,最大位置误差为  $-0.8''$ ;11 个位置中的最大双向重复定位误差为  $0.6''$ ,在  $\pm 0.3''$  的误差范围之内。

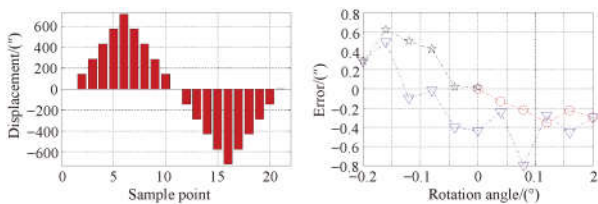


图 22 X方向旋转定位精度及误差

Fig. 22 Position precision and error in X direction

### 6.3.5 Y 向角度定位精度

绕 Y 轴以  $0.04^\circ$  为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 23 所示。从图中可知,Y 向角度在  $\pm 0.2^\circ$  行程之内,最大位置误差为  $-1.2''$ ;最大双向重复定位误差为  $0.37''$ ,在  $\pm 0.2''$  的误差范围之内。

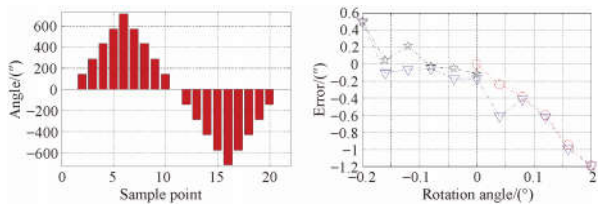


图 23 Y方向旋转定位精度及误差

Fig. 23 Position precision and error in Y direction

### 6.3.6 Z 向角度定位精度

绕 Z 轴以  $0.04^\circ$  为步长,按照前进 5 步-后退 10 步-前进 5 步的模式进行测量,测量结果如图 24 所示。从图中可知,Z 向角度在  $\pm 0.2^\circ$  行程之内,最大位置误差为  $-2.1''$ ;最大双向重复定位误差为  $0.65''$ ,在  $\pm 0.4''$  的误差范围之内。

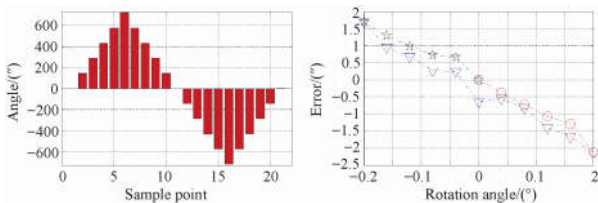


图 24 Z方向旋转定位精度及误差

Fig. 24 Position precision and error in Z direction

## 7 结 论

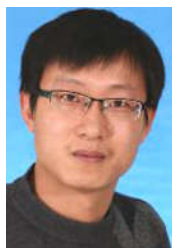
本文针对空间望远镜在轨次镜位姿调整的任务需求,基于逆运动学方程、关节空间混合灵敏度方法,设计完成了 6-PSS 型次镜并联调整机构的鲁棒控制算法,仿真及试验结果均表明该方法比传统的控制方法具有更好的动态特性、干扰抑制能力和鲁棒性,并且控制器经过降阶处理之后,能够实现与降阶前控制器相类似的性能,控制器调整参数较少,易于工程实现,无需基于复杂的非线性耦合动力学模型,有利于空间环境的可靠应用。试验结果表明,次镜调整机构在平移方向能够实现  $\pm 0.2 \mu\text{m}$  的重复定位精度;旋转方向能够实现  $\pm 0.4''$  的重复定位精度,满足空间望远镜次镜微米和角秒级别调整精度的需要。

## 参考文献:

- [1] CONTOS A R, ACTON D S, BARTO A A, *et al.*. Verification of the James Webb Space Telescope (JWST) wavefront sensing and control system [J]. *SPIE*, 2008, 7010:70100S.
- [2] LASLANDES M, HUGOT E, FERRARI M, *et al.*. Space active optics; toward optimized correcting mirrors for future large spaceborne observatories [J]. *Proceedings of SPIE*, 2011, 8167:816713.
- [3] 岳丹. 基于相位差算法的拼接镜共相误差探测与图像复原的研究 [D]. 长春:中国科学院研究生院(长春光学精密机械与物理研究所), 2016.
- YUE D. *Co-phasing of the Segmented Telescope and Image Retrieval Based on Phase Diversity Algorithm* [D]. Changchun: Graduate University of Chinese Academy of Sciences (Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics), 2016. (in Chinese)
- [4] 吴亚平, 张天序, 桑农, 等. 大视场主动光学成像系统的成像研究 [J]. *光学精密工程*, 2000, 8(2):106-109.
- WU Y P, ZHANG T X, SANG N, *et al.*. Imaging of active optical imaging system with a wide field of view [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2000, 8(2):106-109. (in Chinese)
- [5] BELYP Y. *The Design and Construction of Large Optical Telescopes* [M]. New York:Springer, 2003.
- [6] 林旭东, 陈涛, 王建立, 等. 拼接镜的主动光学面形控制 [J]. *光学精密工程*, 2009, 17(1):98-103.
- LIN X D, CHEN T, WANG J L, *et al.*. Active optics figure control of segmented mirror [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2009, 17(1):98-103. (in Chinese)
- [7] MERLET J P. *Parallel Robots* [M]. 2nd ed.. Dordrecht, The Netherlands:Springer, 2006.
- [8] 曹小涛, 孙天宇, 赵运隆, 等. 空间大口径望远镜稳像系统发展现状及趋势 [J]. *中国光学*, 2014, 7(5):739-748.
- CAO X T, SUN T Y, ZHAO Y L, *et al.*. Current status and development tendency of image stabilization system of large aperture space telescope [J]. *Chinese Optics*, 2014, 7(5):739-748. (in Chinese)
- [9] 顾营迎, 霍琦, 李昂, 等. 用于光学遥感器耐受卫星平台微振动环境地面测试的六自由度平台 [J]. *光学精密工程*, 2016, 24(9):2200-2207.
- GU Y Y, HUO Q, LI A, *et al.*. Six DOF platform applied in ground test of optical remote sensor alleviation margin in satellite micro-vibration environment [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2016, 24(9):2200-2207. (in Chinese)
- [10] 邓赛, 景奉水, 梁自译, 等. FAST 馈源支撑系统位姿分配方法研究 [J]. *光学精密工程*, 2017, 25(2):375-384.
- DENG S, JING F SH, LIANG Z Z, *et al.*. Research on pose distribution algorithm of FAST feed support system [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25(2):375-384. (in Chinese)
- [11] 张景旭, 安其昌, 李剑锋, 等. 基于机构条件数的 30m 望远镜三镜 Stewart 平台 [J]. *光学精密工程*, 2014, 22(4):890-896.
- ZHANG J X, AN Q CH, LI J F, *et al.*. Third mirror Stewart platform of TMT based on mechanism condition number [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2014, 22(4):890-896. (in Chinese)
- [12] MCINROY J E, HAMANN J C. Design and control of flexure jointed hexapods [J]. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 2000, 16(4):372-381.
- [13] KELLY R, SANTIBÁÑEZ V, LORÍA A. *Control of Robot Manipulators in Joint Space* [M]. London:Springer, 2005.
- [14] 宫全一. 基于 6 自由度 Stewart 平台的控制系统研究及参数整定 [D]. 天津:天津大学, 2008.
- GONG Q Y. *Research on Control System and Its Parameters Tuning of Stewart Platform* [D]. Tianjin:Tianjin University, 2008. (in Chinese)
- [15] LU Y J, ZHU W B, REN G X. Feedback control of a cable-driven Gough-Stewart platform [J]. *IEEE Transactions on Robotics*, 2006, 22(1):198-202.
- [16] 史剑. 大射电望远镜精调 Stewart 平台控制及实验研究 [D]. 西安:西安电子科技大学, 2009.
- SHI J. *Control and Experiment of the Fine Tuning Stewart Platform for the Large Radio Telescope* [D]. Xi'an:Xidian University, 2009. (in Chinese)
- [17] 王卫东. 大射电望远镜精调 Stewart 平台非线性 PID 控制 [D]. 西安:西安电子科技大学, 2007.
- WANG W D. *Nonlinear PID Control of the Stewart Platform for the Square Kilometers Array* [D]. Xi'an:Xidian University, 2007. (in Chinese)
- [18] RYUJ H. *Parallel Manipulators; New Developments* [M]. Vienna, Austria: I-Tech Education and Publishing, 2008.
- [19] GAWRONSKI W K. *Advanced Structural Dynamics and Active Control of Structures* [M]. New York:Springer, 2004.
- [20] 杨维帆, 徐抒岩, 曹小涛, 等. 空间光学遥感器扫

- 描控制系统设计 [J]. 光学精密工程, 2014, 22(2):397-405.
- YANG W F, XU SH Y, CAO X T, *et al.*. Design of scanning control system for space optical remote sensor [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2014, 22(2):397-405. (in Chinese)
- [21] SKOGESTAD S, POSTLETHWAITE I. *Multivariable Feedback Control: Analysis and Design* [M]. 2nd ed.. New York:John Wiley & Sons, 2001.
- [22] ZHOUK M, DOYLE J C. *Essentials of Robust Control* [M]. Upper Saddle River, NJ:Prentice Hall, 1999.
- [23] 王天玉. 载足式机器人单关节驱动系统  $H_\infty$  控制器的设计 [D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2016.
- WANG T Y. *Design of  $H_\infty$  Controller for Hydraulic Actuator of Heavy-load Legged Robot Joint* [D]. Harbin:Harbin Institute of Technology, 2016. (in Chinese)

## 作者简介:



曹小涛(1980—),男,河南巩义人,博士,副研究员,2008年于吉林大学获得博士学位,主要研究方向为空间相机电子学及控制系统技术。E-mail: caoxiaotao@ciomp.ac.cn



杨维帆(1987—),男,黑龙江大庆人,博士,助理研究员,2014年于中国科学院长春光学精密机械与物理研究所获得博士学位,主要研究方向为空间相机电子学与控制技术。E-mail: yangweifan1987@sina.com