

文章编号 1004-924X(2025)21-3403-16

多电机同步驱动的大口径望远镜主轴伺服性能分析

王 帅, 邓永停, 刘 洋, 杨晓霞, 李洪文, 王建立*

(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:针对下一代超大口径地基望远镜的主轴伺服控制系统需求,提出了一种基于多电机同步驱动的控制方法。基于 4 m 量级望远镜介绍了控制系统的硬件组成,并设计了基于 EtherCAT 总线的多电机同步控制架构。给出了方位分段弧形永磁同步电机(Segmented Arc Permanent Magnet Synchronous Motors, SAPMSM)和俯仰整装电机的参数标定方法和测试结果。将速度环设计为最佳二阶系统,通过引入结构滤波器和抗饱和控制算法,实现了速度输出快速且无超调。进一步针对力矩波动测量问题,提出基于转矩电流的定量分析方法,并通过电机角度相位匹配来降低力矩波动,同时引入扩张状态观测器,实现力矩波动前馈补偿。实验结果表明,望远镜采用直接驱动方式,跟踪架一阶谐振频率不低于 20 Hz,俯仰轴双驱动架构具有更好的频率特性,伺服系统速度环带宽不低于 6 Hz,望远镜在线性区的小速度输出和非线性区的大速度输出均可以实现快速无超调,引入力矩波动前馈补偿算法后,俯仰轴速度波动由 $0.000\ 868(^{\circ})/\text{s}$ 降至 $0.000\ 341(^{\circ})/\text{s}$,速度平稳性得到明显提升。该主轴多电机同步驱动伺服控制系统能够满足大口径望远镜高精度控制要求,可为后续更大口径望远镜控制系统的设计提供了参考。

关键词:地基望远镜;永磁同步电机;同步驱动;EtherCAT 总线;抗饱和;扩张状态观测器;力矩波动

中图分类号: TP273 **文献标识码:** A

doi: 10.37188/OPE.20253321.3403

CSTR: 32169.14.OPE.20253321.3403

Performance analysis of large-aperture telescope main axes servo based on multi-motor synchronous drive

WANG Shuai, DENG Yongting, LIU Yang, YANG Xiaoxia, LI Hongwen, WANG Jianli*

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

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

Abstract: To satisfy the servo requirements of main axes for next-generation ultra-large ground-based telescopes, a multi-motor synchronous drive control method and corresponding experimental validation are presented. Using a 4 m telescope as the platform, the control-system hardware is described and an EtherCAT-based multi-motor synchronous control architecture is developed. Parameter calibration procedures and test results are reported for the azimuth segmented-arc permanent-magnet synchronous motors (SAPMSM) and the assembled elevation motors. The speed controller is synthesized as an optimal second-order system; a structural filter and an anti-windup scheme are incorporated to achieve rapid, overshoot-free speed response. To quantify torque ripple, a torque-current-based analysis method is intro-

收稿日期: 2025-04-22; 修订日期: 2025-05-29.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 12303085, No. 12473083); 中国科学院青促会优秀会员资助项目(No. Y2023060)

duced, demonstrating that torque ripple can be mitigated by matching motor electrical phases. An extended state observer (ESO) is further employed to enable torque feedforward compensation. Experimental results indicate that direct drive of the mount attains a first natural frequency of 20 Hz. The elevation dual-drive architecture exhibits superior dynamic characteristics, with a velocity closed-loop bandwidth of 6 Hz. The telescope produces rapid, overshoot-free speed responses in both the linear (low-speed) and nonlinear (high-speed) regimes. After application of the torque-fluctuation feedforward compensation on the elevation axis, speed fluctuation was reduced from $0.000\ 868\ (^{\circ})/\text{s}$ to $0.000\ 341\ (^{\circ})/\text{s}$, significantly enhancing speed stability. These results demonstrate that the proposed multi-motor synchronous drive system meets the high-precision demands of the telescope and offers a valuable reference for control-system design of larger-aperture telescopes.

Key words: ground-based telescope; Permanent Magnet Synchronous Motor (PMSM); synchronous drive; EtherCAT bus; anti-windup; ESO; torque ripple

1 引 言

望远镜的口径越大,其探测能力和成像分辨率就越高。然而,在望远镜口径增大的同时,其体积和转动惯量也急剧增加,这对主轴伺服系统的设计与实现提出了更高要求。为了实现高精度的指向和跟踪,更大口径的地基望远镜一般采用直接驱动方式,并基于多电机的驱动架构^[1]。

以欧南台的 8 m VLT 望远镜为例,跟踪架采用直接驱动方式,为了降低制造成本,提高维护便利性,该望远镜首次使用一种新的分段弧形交流永磁同步电机 (Segmented Arc Permanent Magnet Synchronous Motor, SAPMSM) 驱动。其中,方位电机直径达 10 m,电机定子线圈采用 8 块分段式结构,峰值力矩达到 $2.5 \times 10^5\ \text{N}\cdot\text{m}$,俯仰轴采用双电机同步驱动;单台电机直径达 2 m,每台电机的定子线圈由 6 段组成,峰值力矩达到 $7.2 \times 10^4\ \text{N}\cdot\text{m}$,整个主轴伺服控制系统共计使用 8 个电机驱动器^[2]。西班牙的 10 m GTC 望远镜,其方位电机直径达 15 m,定子线圈采用 8 块双气隙 U 型分段结构,峰值力矩为 $18.15 \times 10^4\ \text{N}\cdot\text{m}$,俯仰轴同样用双电机同步驱动;单台电机直径达 4.5 m,其定子线圈由 4 块单气隙弧段组成,峰值力矩 $6.48 \times 10^4\ \text{N}\cdot\text{m}$ ^[3]。此外,日本天文台的 8 m 口径 SABARU 望远镜^[4]、世界规模最大的亚毫米波望远镜阵列 ALMA^[5],以及正在建造的美国 30 m 望远镜 (TMT)^[6]和欧洲 39 m E-ELT 均采用这种形式的多电机驱动架构^[7]。

我国正在规划建设 EAST, MUST, LOT 等 6~12 m 的地基大口径望远镜^[8-11]。大惯量跟踪架的高精度驱动控制技术是保证望远镜发挥最大效能的关键技术之一,为此,国内相关单位也开始研究 SAPMSM 的设计、优化及应用。中国科学院成都光电所通过有限元分析的方法对电机参数进行优化设计来降低力矩波动^[12]。北京理工大学提出在电机定子线圈中加入补偿绕组,并采用观测器估计补偿电流进行前馈控制来降低定位转矩影响^[13]。中国科学院南京天光所建立了 SAPMSM 电机驱动的单轴实验平台,并采用先进的电流环、速度环控制算法来降低力矩扰动影响^[14-15]。上述工作偏重实验室技术验证,长春光机所报道了 SAPMSM 在 4 m 量级望远镜上的应用,在算法设计上重点解决了超大惯量系统的控制器饱和和位置快速定位,但未对分段电机的力矩波动及对速度的平稳性影响进行分析^[16]。

使用分段式多电机驱动的望远镜伺服控制系统涉及的关键技术如下:其一,针对多电机驱动的技术特点选择合适的控制架构,以实现系统实时同步控制^[17];第二,针对 SAPMSM 电机固有的结构特点,分析其力矩波动的成因和大小,研究如何降低对望远镜伺服性能的影响;第三,在整机结构谐振频率有限的情况下研究合适的控制策略,以保证超大口径望远镜的快速高精度指向和低速平稳跟踪。综上,研究超大力矩、超大尺寸的多电机同步控制系统对我国大口径望远镜的研制具有重要意义。

本文以 4 m 量级地基大口径望远镜的主轴伺服系统为设计对象,从控制系统的拓扑结构、电机参数标定、系统频率特性辨识、电流环和速度环设计,以及力矩波动测试、速度波动抑制等方面,进行了详细的伺服控制系统设计和性能分析。

2 控制系统组成

4 m 口径望远镜采用地平式跟踪架,直接驱动方式。其中,方位轴采用 SAPMSM 电机驱动,俯仰轴采用双电机同步驱动,位置反馈采用高分辨率绝对式编码器,伺服系统采用位置环+速度环+多电流环的分布式控制架构。

2.1 方位电机

方位电机采用的 SAPMSM 电机如图 1 所示。其中,定子为 6 块弧形双气隙 U 型结构,转子为薄片拼接式永磁体,多片磁钢拼接成一个完整的环形永磁体,电机最大直径为 4.89 m。电机力矩系数为 $1482 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{A}_{\text{RMS}}$,峰值力矩为 $120\,000 \text{ N}\cdot\text{m}$,额定转矩为 $38\,000 \text{ N}\cdot\text{m}$,电机极对数为 220,电机槽数为 396。

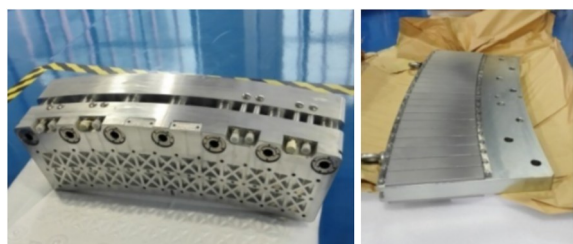


图 1 弧形分段电机单块定子和单块转子

Fig. 1 One stator and rotor for arc-segmented motor

2.2 俯仰电机

俯仰电机采用整装式交流永磁同步电机,俯仰左右立柱各安装一台电机,采用双电机同步驱动,电机的最大直径为 1.2 m。电机力矩系数为 $792 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{A}_{\text{RMS}}$,电机峰值力矩为 $6\,000 \text{ N}\cdot\text{m}$,额定转矩为 $3\,000 \text{ N}\cdot\text{m}$,电机极对数为 36,电机槽数为 216。

2.3 编码器角度反馈

高精度、高分辨率的角度反馈系统是保证伺服系统性能的关键部件。该望远镜的方位编码

器采用绝对式钢带编码器,总长度为 8.16 m,总码值为 165 195 910,位置分辨率达到 $0.007''$,为了提高测角精度,配置 4 个读数头。俯仰编码器采用绝对式钢圈编码器,分辨率为 32 bit,同样配置 2 个读数头,采用对径相加处理,以消除安装偏心带来的测角误差。

2.4 基于 EtherCAT 总线的通信架构

本系统的方位轴由 6 块弧形分段电机驱动,俯仰轴由 2 台整装电机同步驱动,整个望远镜主轴共计 8 台电机,因此,本文设计了一种基于 EtherCAT 总线的多电机分布式同步驱动控制系统。系统组成框图如图 2 所示,其架构组成如下:

(1)多电流环分布式控制架构:采用主控制器+驱动器的主从式架构,伺服主控制器负责实现速度环和位置环的校正,驱动器配置为力矩模式,负责实现功率驱动和电流环的校正,共同实现基于位置+速度+电流的三闭环控制策略。其中,方位 6 块分段电机和俯仰 2 台整装电机采用 8 个驱动器驱动,每台驱动器对应 1 个电流环,多台分布式的驱动器设计,有助于降低单台驱动器的驱动电流,且所有驱动器为同一型号,降低维护成本;

(2)高速实时总线通信:主控制器与 8 台驱动器之间采用工业实时以太网 EtherCAT 总线进行通信,物理传输介质使用 100Base-TX 标准的以太网电缆进行组网互联,组网设备站之间的最大距离可以达到 100 m,传统的 CAN 总线、RS485 总线最大传输速率一般只有 1 Mb/s,而 EtherCAT 总线可以达到 100 Mb/s,数据传输延时大大降低,数据刷新周期不低于 1 000 Hz,各从站间可以达到小于 $1 \mu\text{s}$ 的时钟同步精度^[18];

(3)全数字化控制架构:国外 VLT 望远镜的伺服控制系统配置独立的低分辨率霍尔编码器用于电机初始磁场定向,再配置独立的测速机用于转轴速度测量,系统配置复杂。本系统采用高分辨率绝对式角度编码器,既实现角度测量,同时又用来数字差分测速,避免使用模拟测速机。另外,绝对式编码器的使用,避免电机安装额外的霍尔传感器,解决了交流永磁同步电机角度对准问题。

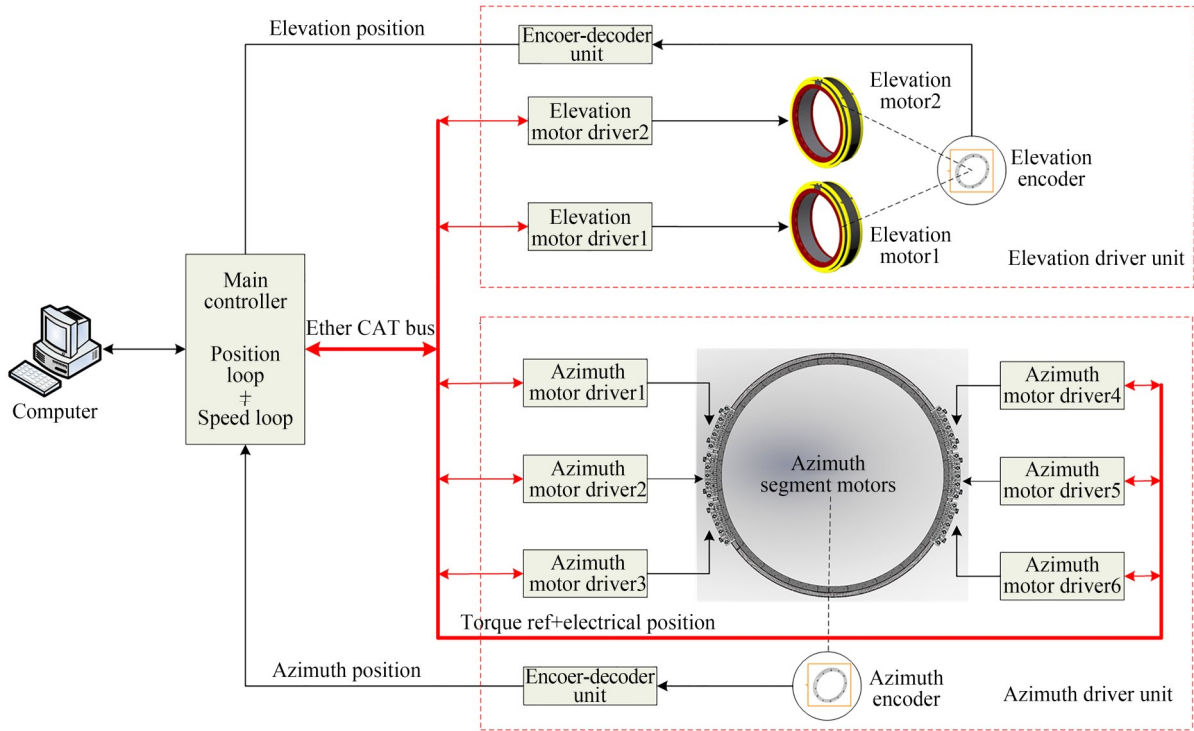


图 2 多电机同步控制系统组成

Fig. 2 Composition of multi-motor synchronous control system

3 电机工作原理

SAPMSM 电机在结构上不同于传统的整装式交流永磁同步电机,它由分段式弧形定子线圈和分段式转子磁钢组成,一般分为单气隙结构和双气隙结构两种,定子和转子通过多段拼接的方法构成 1 台大推力的旋转电机。其中,转子磁钢采用连续排布结构,定子线圈采用分段分散式结构。当圆弧足够大时,这种电机与扁平直线电机相类似,可以当作直线电机来考虑。目前,这种电机没有固定标准,都是根据实际需要来设计定制^[19]。SAPMSM 电机的每段定子线圈相当于 1 台独立的电机,它在控制原理上与整装式永磁同步电机基本相同,均采用 SVPWM 空间矢量控制方法。

PMSM 电机的 q 轴和 d 轴电压方程如下:

$$\begin{cases} u_q = R_s i_q + L_q p i_q + n_p \omega (L_d i_d + \phi_f) \\ u_d = R_s i_d + L_d p i_d - n_p \omega L_q i_q \end{cases}, \quad (1)$$

其中: i_d , i_q 为交流永磁同步电机 d 轴和 q 轴电流; R_s 为定子相电阻, L_d , L_q 分别为 d 轴和 q 轴电

感; ϕ_f 为永磁体基波励磁磁场链过定子绕组的磁链, ω 为电机转速, n_p 为转子极对数, p 为微分算子。

电机的电磁转矩 T_e 为:

$$T_e = 1.5 n_p [\phi_f i_q + (L_d - L_q) i_d i_q]. \quad (2)$$

系统的运动方程为:

$$T_e = T_L + B\omega + J \frac{d\omega}{dt}, \quad (3)$$

其中: J 为转动惯量, ω 为电机转速, B 为黏性系数, T_L 为负载力矩,对于望远镜伺服系统,该力矩包括摩擦、风阻、负载不平衡转矩,以及电机本身的力矩波动等。

在上述电磁转矩方程中,包含 q 轴电流产生的永磁转矩和 d 轴电流产生的磁阻转矩,本系统采用 $i_d = 0$ 的控制策略,保证电磁转矩中只包含 q 轴电流产生的永磁转矩。

4 系统标定与参数辨识

4.1 磁极位置标定

交流永磁同步电机在工作前需要精确标定

磁极位置,即电角度零点,才能保证电机正常启动。本系统构建的多电机驱动系统,具有如下几个显著特点:

(1)方位分段电机和俯仰双电机,当定子和转子安装完成后,每个电机的定子相对转子具有独立的电角度零点,电角度如果标定不准确,会产生力矩损失,且多台电机的输出力矩也会不平衡;

(2)六段分段电机的位置安装有特定要求,以保证达到减小电机磁阻力矩的要求;

(3)分段电机属于高阶对数电机,如本系统的方位电机极对数高达 220,每个电角度周期对应机械转角约为 1.636° ,这对电角度的对准精度提出了更高要求。

工业上常用的直流强迫定位方法在面对摩擦力矩较大、配重不平衡等情况,对准角度难以保证精确。本文采用专利技术的电角度标定方法^[20],通过构建虚拟中性点,同步采集电机三相反电动势和编码器信息,可以实现电角度的精确对准。图 3 是方位轴单段电机磁极位置标定测试曲线。

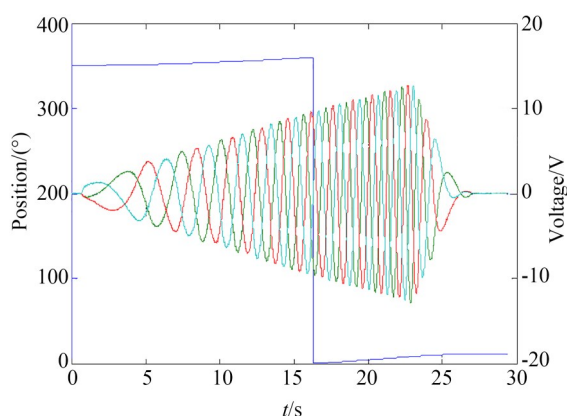


图 3 方位单段电机电角度标定测试曲线

Fig. 3 Electrical angle calibration test curve of azimuth single-stage motor

表 1 是方位轴六段电机和俯仰双电机的磁极位置标定结果。方位轴 6 个分段电机在安装时,需要满足特定的电角度位置,其目的是降低磁阻力矩的影响。

表 1 电机磁极位置标定结果

Tab. 1 Calibration results of motor pole position ($^\circ$)

Motor number	Zero electrical degree at mechanical position	Measured electrical position	Ideal electrical position
Az Motor M1	1.292	272.14	270
Az Motor M2	0.193	30.36	30
Az Motor M3	0.746	152.02	150
Az Motor M4	1.150	240.90	240
Az Motor M5	0.055	0.00	0
Az Motor M6	0.578	115.06	120
EL Motor 1	3.420	—	—
EL Motor 2	2.054	—	—

4.2 力矩系数测试

对于本望远镜构建的多电机驱动架构,要求同一轴系上的电机出力大小和方向要一致,才能保证望远镜的高精度控制。本系统所使用的方位 SAPMSM 电机和俯仰整装电机均属于定制电机,需要对电机的力矩系数进行精确测试。

力矩系数的常规测量方法是通过连续堵转转矩除以连续堵转电流的方法来计算,需要锁定工装和专门的测力传感器,本文提出更为简洁的方法,即根据 PMSM 电机的原理,通过反电动势系数来间接测量力矩系数,具体方法如下:

根据前述 PMSM 电机的力矩方程,采用 $i_d=0$ 的控制策略,以 q 轴电流为基准,折算出的转矩系数为:

$$K_T = 1.5n_p\psi_f. \quad (4)$$

对于前述 q 轴电压方程,反电动势电压仅和电机转速和转子磁通相关,有:

$$u_q = R_s i_q + n_p \omega \psi_f. \quad (5)$$

那么,反电动势系数 K_B 有:

$$K_B = n_p \psi_f. \quad (6)$$

根据上述关系,有:

$$K_T = 1.5K_B. \quad (7)$$

由上述公式可知,测得了电机的反电动势系数 K_B ,就可以计算出力矩系数 K_T 。在电机不接入驱动器,的情况下,推动电机旋转,通过示波器测试电机三相反电动势,在速度稳定的情况下,

通过计算反电动势的幅度和变化周期,可以获得反电动势系数。

上述方法需要电机恒速转动才能实现反电动势系数的准确测量,为此,本系统充分利用多电机驱动架构,在实际测试时,利用其中 1 台电机实现速度闭环,推动其他电机匀速转动,即可测试出彼此的反电动势系数。6 台方位分段电机和 2 台俯仰电机的力矩系数测试结果见表 2。

表 2 电机力矩系数测试结果
Tab. 2 Test result of motor torque constant

Motor number	Phase back-EMF /(V·rad ⁻¹ ·s ⁻¹)	Torque constant /(N·m·A ⁻¹ _{RMS})
Az Motor M1	553.9	1174.9
Az Motor M2	557.1	1181.5
Az Motor M3	563.5	1195.1
Az Motor M4	552.9	1172.6
Az Motor M5	553.9	1174.9
Az Motor M6	559.4	1186.5
EL Motor 1	381.9	810.2
EL Motor 2	383.7	813.9

根据测试结果可知:六段方位电机的力矩系数在 1 172~1 195 N·m/A_{RMS} 之间,平均值为 1 180.9 N·m/A_{RMS},与理论设计值 1 482 N·m/A_{RMS} 相比偏差较大,达到 20.38%,该误差主要是电机设计仿真分析时,采用直线运动来模拟磁路,而受电机直径限制,应该采用旋转磁场更为准确。各个分段电机的力矩系数与平均值相比较,最大偏差为 1.2%,力矩系数的一致性较好;俯仰电机的力矩系数分别为 810.2 N·m/A_{RMS} 和 813.9 N·m/A_{RMS},与理论设计值 792 N·m/A_{RMS} 相比,最大偏差 2.76%,2 台电机的力矩系数与平均值 812.1 N·m/A_{RMS} 相比较,最大偏差为 0.23%,力矩系数的一致性较好。

4.3 转动惯量辨识

转动惯量的辨识可以通过对电机施加恒定力矩,测试电机输出的加速度来计算。根据式(3)电机系统的数学模型,选择合适的恒定力矩施加到电机上,电机将以一定的加速度运动,

为了避免黏滞摩擦力的影响,一般会限制电机的运行速度,这样可以忽略阻尼系数的影响。那么有:

$$J \cdot d\omega/dt + T_L \approx K_T \cdot i, \tag{8}$$

其中 T_L 为负载力矩。该力矩主要包括库伦摩擦力、负载不平衡转矩,以及电机本身的磁阻力矩等。给定两组不同的转矩电流 i_1 和 i_2 记录位置信息,事后通过两次差分获得加速度 a_1 和 a_2 ,即可估算出转动惯量:

$$J = K_T(i_1 - i_2)/(a_1 - a_2). \tag{9}$$

为进一步降低不同位置负载转矩不一样的影响,上述测量方法要求电机启动起始位置尽可能相同。另外,可以采用多次测量求平均值的方法提高辨识精度。

根据上述方法,计算出方位轴的转动惯量约为 $3.44 \times 10^5 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$,俯仰轴的转动惯量约为 $5.45 \times 10^4 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ 。

4.4 力矩波动测试

力矩波动是影响望远镜主轴伺服性能的一个重要因素,它直接影响系统的定位和低速平稳性。对于常规的交流永磁同步电机,影响力矩波动的主要因素包括反电动势谐波、电机的齿槽力矩等;而对于 SAPMSM 电机而言,由于定子分段结构致使铁心长度有限,磁导率会在铁心的边沿处产生突变,当转子相对定子运动后,就会产生以极距为周期的力矩,也就是其特有的边端效应^[21]。对于分段弧形永磁同步电机,边端效应引起的力矩波动远大于齿槽力矩,是引起转矩波动的主要因素。本系统采用的 SAPMSM 电机,在设计时就重点考虑了边端效应的影响及抑制。由于边端效应以极距为周期,除了采用优化磁极位置来消除高次谐波的影响之外,又在六段电机的位置排布上进行了特殊设计,具体通过电角度零点错位放置来消除边端效应基频的影响。

仿真分析结果如图 4 所示,单段电机的磁阻力矩幅值高达 700 N·m,采用如表 1 所示的位置理想排布,即其中 M1~M3 三段之间相差 120°电角度,另外 M4~M6 三段整体与之相差 30°电角度,六段电机全部安装后的磁阻力矩降到 95 N·m (峰峰值)。考虑到电机制造加工及安装会有一定的误差,仿真分析表明,当电角度相差 2°时,磁

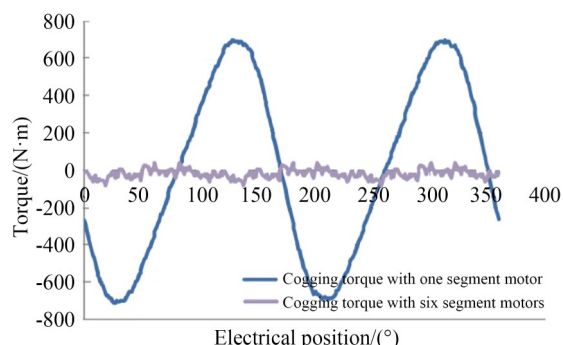


图4 方位电机力矩波动仿真结果

Fig. 4 Simulation result of torque ripple of azimuth motors

阻力矩的幅值会增加到 $100 \text{ N}\cdot\text{m}$ 。根据表 1 所示的电角度实际测试结果, M1~M5 的最大电角度偏差为 2° , M6 的误差接近 5° , 实际的磁阻力矩幅值会有所增加。

$$\omega = A_1 \sin\left(2\pi \frac{\omega N_R}{360} t + \varphi_1\right) + A_2 \sin\left(2\pi \frac{\omega N_P}{360} t + \varphi_2\right) + A_3 \sin\left(2\pi \frac{\omega}{360} t + \varphi_3\right) + f_m, \quad (10)$$

其中: A_1 和 A_2 为力矩波动的幅值; A_3 为配重不平衡力矩, 一般存在于俯仰轴; N_R 为定子槽数; N_P 为转子极对数; ω 为电机转速; t 为时间; φ_1 , φ_2 和 φ_3 为相位角; f_m 为摩擦力。上述公式只给出了基波频率的影响, 实际系统还会存在多次谐波的影响。

为便于分析, 本文采用电机恒定速度运行下测量输出电流的变化, 来间接测量力矩波动。当电机工作在速度闭环模式下, 以较低的恒定速度转动, 电流的变化即反映力矩波动的变化。该方法要求因力矩波动引起的频率远低于控制系统的速度闭环带宽, 进而通过转矩电流 I_q 的变化推算出力矩波动的变化。

4.5 跟踪架频率特性测试

使用交流永磁同步电机直接驱动的伺服系统, 在进行望远镜跟踪架频率特性测试时(一般是在电流闭环后), 通过给定电流正弦扫频信号, 测量跟踪架输出的转速信号, 并通过相关分析, 即可获得跟踪架的频率特性曲线^[22]。

方位轴分别通过单段电机驱动和多段电机同步驱动进行了扫频测试, 其结果基本一致。通过图 5 所示的方位频率特性曲线可以看出: 第一阶反谐振频率为 20.0 Hz , 第一阶谐振频率 34.7 Hz 的高谐振峰, 各个谐振峰频率分布点如表 3 所示。

电机完成安装后, 需要实际测试力矩波动。力矩波动测量最直接的方法是采用测力传感器, 但需要专用的测试工装^[19], 对于超大尺寸的电机难以实现。当电机在望远镜跟踪架上完成安装后, 又会叠加轴系摩擦力的影响, 对于俯仰轴, 还会存在配重不平衡的影响。

本文根据力矩波动源的特点, 在电机转动过程中, 力矩波动会呈现一定的频率变化, 该频率与电机本身的转子极数、定子槽数, 以及电机的转动速度直接相关。其中, 配重不平衡产生的力矩一般和俯仰角呈现明显的长周期特性, 而对于摩擦力, 主要包括库伦摩擦力, 以及和速度成正比的黏滞摩擦力。上述因素共同叠加在一起, 产生特定的力矩波动。当电机匀速转动时, 力矩波动可以等效为直流量和多个固定周期的正弦信号叠加的模型, 其表达式为:

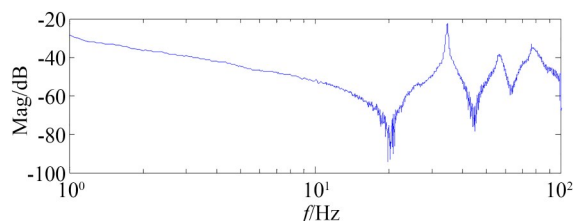


图5 方位轴幅频特性曲线

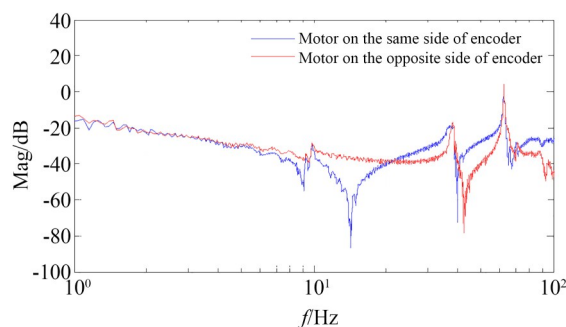
Fig. 5 Azimuth axis amplitude frequency characteristic curve

表 3 方位轴频率特性分布

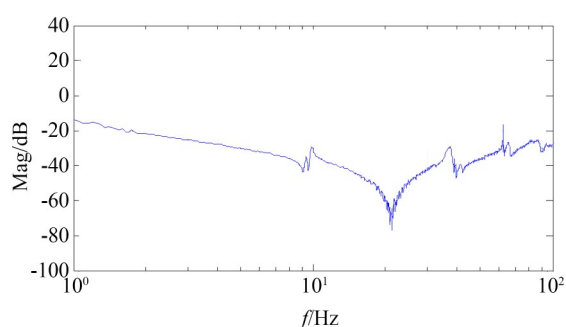
Tab. 3 Frequency characteristic distribution of azimuth axis (Hz)

Order	Anti-resonance frequency	Resonance frequency
1-order	20.0	34.7
2-order	44.7	56.8
3-order	62.9	76.2

俯仰轴采用双电机同步驱动, 分别进行了单电机驱动和双电机同步驱动的扫频测试, 结果如图 6 所示。可以看出, 俯仰轴频率特性曲线在 $9\sim 10 \text{ Hz}$ 之间存在一组微小的谐振峰, 单电机驱



(a) 单电机测试结果
(a) Test result of single motor



(b) 双电机测试结果
(b) Test result of dual motors

图 6 俯仰轴频率特性测试结果

Fig. 6 Test results of elevation axis frequency characteristic

动和双电机驱动均存在;采用和编码器同一侧的电机进行驱动,第一阶反谐振峰频率为 14.3 Hz,第一阶谐振峰频率为 38.3 Hz;第二阶反谐振峰频率为 40.0 Hz,第二阶谐振峰频率为 62.4 Hz,幅度高达 4.3 dB;采用和编码器对侧的电机进行驱动,第一阶谐振峰频率为 38.3 Hz,第一阶反谐振峰频率为 42.2 Hz;第二阶谐振峰幅度最高,频率为 62.4 Hz,幅度高达 4.3 dB;采用双电机进行同步驱动,第一阶反谐振峰频率为 21.4 Hz,第一阶谐振峰频率为 37.5 Hz,第二阶反谐振峰频率为 40.0 Hz;第二阶谐振峰频率为 62.4 Hz,幅度降低到-10.7 dB。

根据俯仰轴测试数据可知,对于大口径望远镜大跨度的俯仰轴系,双电机驱动可以获得更好的频率特性效果。对于 4 m 量级望远镜,第一阶反谐振峰频率从 14.3 Hz 提高到 21.4 Hz,第二阶谐振峰频率 62.4 Hz 的幅度从 4.3 dB 降低到-16.72 dB,这更有利于速度控制器的设计。

综上,采用直接驱动方式的 4 m 量级望远镜,整机第一阶反谐振峰频率不低于 20 Hz。

5 系统控制器设计

5.1 EtherCAT 通信架构

针对基于 EtherCAT 总线的多电机同步驱动控制系统,一个很重要的参数是主控制器的通信速率和通信架构。方位六段电机和俯仰两台电机,每台电机都有自己独立的电角度零点,为了减少数据传输内容,将前述测试获得的电角度零点存储在每台电机驱动器中,EtherCAT 主控制器只发送主轴方位和俯仰编码器位置信息,驱动器接收到位置信息后,再和自身的电角度零点信息合成换相角度信息。基于方位分段电机和俯仰电机自身力矩系数的一致性,主控制器完成速度环校正后,EtherCAT 主控制器只发送方位和俯仰驱动器需要的平均转矩电流指令。

主控制器的通信速率取决于两个方面:第一,本系统采用全数字控制架构,编码器位置信息同时用来差分测速,基于测速分辨率的考虑,速度环的校正频率一般不超过 1 kHz;第二,数据传输延迟不能影响电机在最高转速下的换相,以磁极对数最大的方位轴电机为例,最高转速为 $20(^{\circ})/\text{s}$ 时,在 1 ms 时间内电机转过的电角度为 4.4° ,误差仅为 1.2%,不会影响电机换相。综合以上考虑,EtherCAT 总线的数据通信频率定为 1 kHz。

5.2 控制算法设计

伺服控制算法采用经典的电流环、速度环和位置环的三闭环控制架构。本系统电流环参数的整定主要通过调整驱动器自身的 K_p, T_i 参数来实现,一般要求电流具有较快的过渡过程,较小的超调量,同时具有很小的电流噪音。为快速跟随力矩指令,电流环控制带宽一般大于 100 Hz。

由于电流环的惯性时间常数远小于速度环的惯性时间常数,因此,在速度环控制器设计时,可以将力矩电流环视作系数为 1 的比例环节。将负载转矩视为干扰,忽略其影响,采用经典 PI 控制器的速度环的控制框图如图 7 所示。图中, K_T 为力矩系数, J 为转动惯量, B 为黏滞摩擦系数。

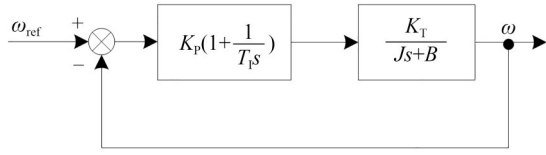


图 7 简化后的速度闭环系统控制框图

Fig. 7 Simplified block diagram of speed closed-loop system control

速度闭环传递函数表达式如下:

$$G_c(s) = \frac{G_o(s)}{1 + G_o(s)} = \frac{\frac{K_T K_P}{J} \left(s + \frac{1}{T_i} \right)}{s^2 + \frac{B + K_T K_P}{J} s + \frac{K_T K_P}{J T_i}}. \quad (11)$$

上述传递函数是一个二阶系统,通过引入两个表征二阶系统的参数 ω_n 和 ξ 之后,根据最佳二阶系统期望的频率特性,控制器的参数可以根据下式计算:

$$\begin{cases} K_P = \frac{2\xi J \omega_n - B}{K_T} \\ T_i = \frac{2\xi J \omega_n - B}{J \omega_n^2} \end{cases}. \quad (12)$$

对于地基大口径望远镜,相比转动惯量,黏滞摩擦系数 B 很小,可以忽略不计,上述计算公式可以即进一步简化为:

$$\begin{cases} K_P = \frac{2\xi J \omega_n}{K_T} \\ T_i = \frac{2\xi}{\omega_n} \end{cases}. \quad (13)$$

由速度闭环传递函数可以看出,虽然分母表达式为一个二阶系统,但由于分子存在一个零点,系统的实际响应特性和期望的特性存在一定的差别,具体表现在超调量偏大,上升时间过快,实际带宽明显大于设计带宽。为了解决这个问题,在输入端增加一个一阶低通滤波器,将闭环传递函数中的零点抵消掉,就可以获得和期望特性相一致的输出响应^[23]。图8是增加低通滤波器与不增加低通滤波器的仿真对比效果。从图中可以看出,增加低通滤波器后,输出响应和期望特性一致。

根据前述跟踪架谐振频率测试结果,跟踪架的第一阶反谐振峰频率不低于 20 Hz,一般取速度环的闭环带宽不超过谐振频率的 1/2~1/3,本

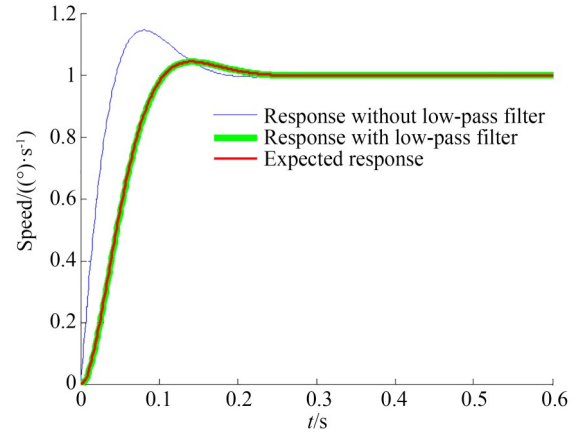


图 8 速度环输入有无修正滤波器的对比效果

Fig. 8 Comparison effect of speed loop input with and without correction filter

系统将速度环闭环带宽设计为 6 Hz。为保证系统稳定,速度环输出还要设计必要的结构陷波器,对机械谐振峰进行抑制。结构陷波器的传递函数由一个二阶微分环节和一个二阶振荡环节组成,其表达式如下:

$$G_c(s) = \frac{(T_1 s)^2 + 2\xi_1 T_1 s + 1}{(T_1 s)^2 + 2\xi_2 T_1 s + 1}, \quad (14)$$

式中,参数 T_1 决定陷波器的中心频率点;阻尼系数要满足 $0 < \xi_1 < \xi_2 \leq 1$ 。 ξ_1/ξ_2 的值决定陷波器的深度,其值越小,陷波幅度越大;在保持 ξ_1/ξ_2 值不变的情况下, ξ_1 越大,陷波宽度越大^[24]。

考虑到驱动器的输出电流是有限的,为防止速度环输出出现饱和现象,在速度环算法设计上,加入了抗饱和环节,以保证大速度输出时,无超调现象。常规的抗饱和算法通过引入增益因子来调节积分环节输出,以达到抗积分饱和的作用。本文提出的抗饱和算法仅需构造一个限幅函数,该函数的输入为离散控制器输出变量的上一时刻值 u_1 ,经过限幅函数后再引入到PI控制器中,即可实现抗积分饱和作用。其运算过程如下:

$$\begin{cases} e_0 = \omega_{\text{ref}} - \omega \\ u_0 = K_P(e_0 - e_1) + K_P e_0 T_s / T_i + \text{sat}(u_1), \\ \text{sat}(u_1) = \text{sgn}(u_1) \min\{u_{\text{max}}, |u_1|\} \end{cases} \quad (15)$$

其中: K_P 为控制器比例增益, T_i 为控制器积分时间常数, T_s 为离散系统采样时间, u_0 和 u_1 分别为离散控制器当前输出变量和上一时刻值。

6 性能测试结果

6.1 电流环测试结果

电流环的整定主要通过调整驱动器的 K_p , K_i 参数来实现,通过参数调整得到的特性曲线如图 9 所示,电流控制系统闭环 -3 dB 带宽为 125 Hz。

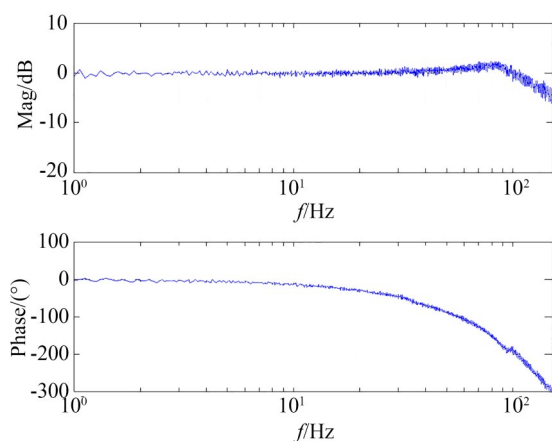


图 9 电流环闭环频率特性曲线

Fig. 9 Frequency characteristic curves of current-loop closed-loop

6.2 速度环测试结果

针对方位轴的 34.7 Hz, 56.75 Hz 和 76.15 Hz 的 3 个谐振峰,分别设计了 3 组陷波器。图 10 是方位轴加入结构陷波器后的频率特性曲线,从图中可以看出,3 个谐振峰已经被明显抑制,可以保证速度环的稳定性。

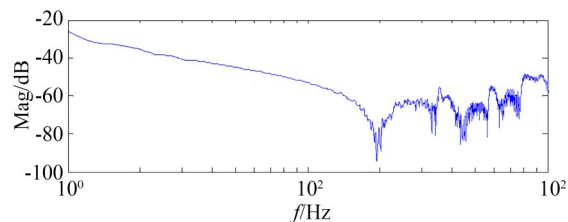


图 10 方位轴加入 3 组陷波器后的频率特性曲线

Fig. 10 Frequency characteristic curve of azimuth axis after adding three groups of notch filters

俯仰轴的速度环带宽设计为 6 Hz,根据前述设计方法,取速度环控制器参数为 $K_p=52.3$, $T_i=0.038$ 。当俯仰轴采用双电机驱动时,速度

闭环后,第一阶谐振峰 37.5 Hz 和第二阶谐振峰 62.4 Hz 对应的幅度均在 0 dB 以下,不会影响系统闭环稳定性,理论上不需要设计陷波器,但是在实际应用中,考虑到如果某一个电机出现故障,系统会临时切换到单电机工作模式,此时第二阶谐振峰 62.4 Hz 对应的幅度明显变高,如果不进行陷波处理,系统就会出现振荡现象。因此,本系统针对俯仰轴设计了 1 组 62.4 Hz 的陷波器。

图 11 为测试获得俯仰轴双电机驱动下的速度闭环频率特性曲线。从图中可以看出,系统 -3 dB 带宽为 6.4 Hz,与设计值相符。通过设计的结构陷波器,62.4 Hz 的高频谐振点被进一步抑制,保证了单电机工作模式下系统的稳定性。

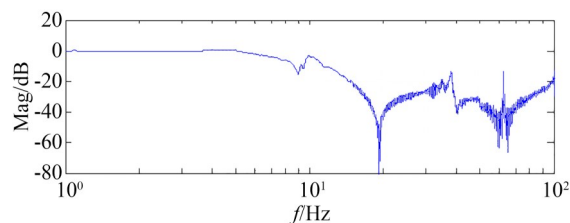


图 11 俯仰轴速度闭环频率特性曲线

Fig. 11 Frequency characteristic curve of elevation axis speed close loop

方位轴的速度环控制器带宽设计为 6 Hz,取 $K_p=233.2$, $T_i=0.038$,方位 6 台电机同步驱动下获得的不同速度的阶跃响应测试结果如图 12 和

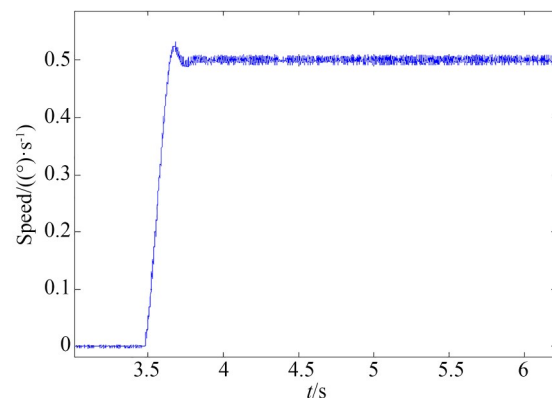


图 12 方位轴小速度的阶跃响应曲线

Fig. 12 Step response curve of low speed of azimuth axis

图 13 所示。对于 $0.5(^{\circ})/\text{s}$ 的速度给定,系统处于线性工作区,速度阶跃响应符合最佳二阶系统响应特性,具有很小的超调,且快速进入稳定状态;对于 $20(^{\circ})/\text{s}$ 的速度给定,系统处于饱和非线性区,由于采用抗饱和控制算法,也可以实现大速度快速响应且无超调。

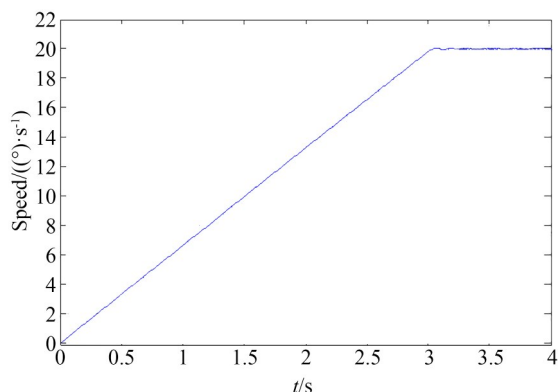


图 13 方位轴大速度的阶跃响应曲线

Fig. 13 Step response curve of high speed of azimuth axis

俯仰轴在双电机同步驱动下获得的速度阶跃响应曲线如图 14 所示。在线性工作区, $0.2(^{\circ})/\text{s}$ 的速度阶跃响应超调很小,但是有轻微的振荡现象,这主要是因为俯仰轴跟踪架频率特性 $9\sim 10\text{ Hz}$ 之间有 1 组微小的谐振,由于振荡幅度小、振荡周期短,此处未做结构陷波处理。如图 15 所示,俯仰轴在大速度下也实现了快速响应且无超调。

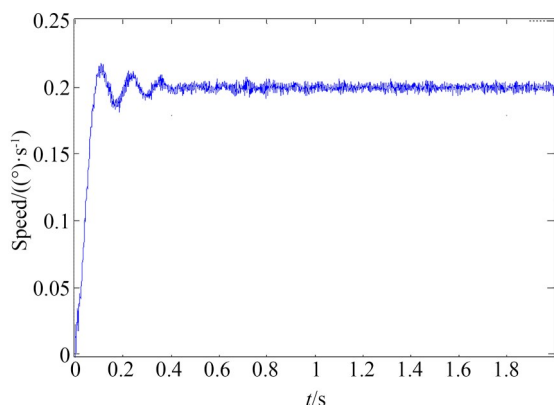


图 14 俯仰轴小速度的阶跃响应曲线

Fig. 14 Step response curve of low speed of elevation axis

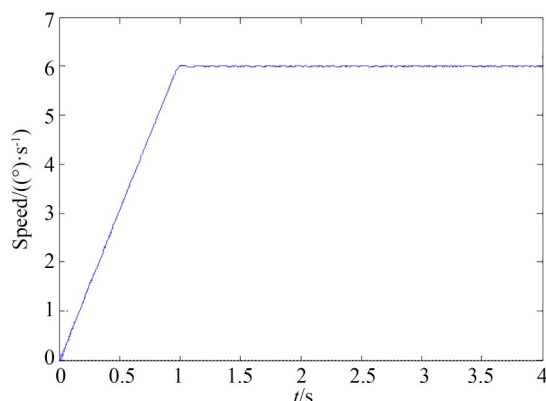


图 15 俯仰轴大速度的阶跃响应曲线

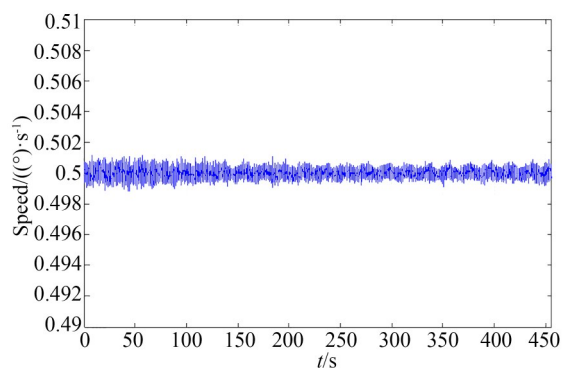
Fig. 15 Step response curve of high speed of elevation axis

6.3 力矩波动测试

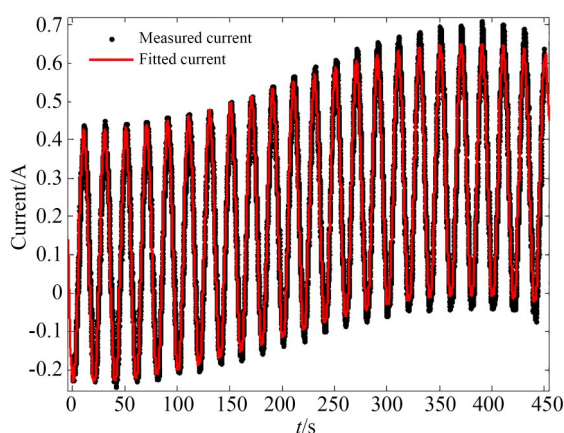
望远镜完成速度闭环后,在电机恒速运动模式下,通过测量电流波动来测量力矩波动。俯仰电机的电机极对数为 36,一个电角度周期对应机械转角 10° ,电机槽数为 216,单槽对应机械转角约为 1.67° ,那么,电机以 $0.5(^{\circ})/\text{s}$ 的转速运动,因电机极对数和电机齿槽效应带来的力矩波动的基波频率分别为 0.05 Hz 和 0.3 Hz ,远远低于速度环的闭环带宽 6 Hz 。因此,可以根据恒速模式下的转矩电流来计算力矩波动。

图 16(a) 的俯仰轴速度波动的幅度为 $0.00075(^{\circ})/\text{s}$,根据图 16(c)俯仰轴电流波动功率谱曲线,可以看出与电机极对数相关的 0.05 Hz 和与电机槽数相关的 0.3036 Hz 。 0.002 Hz 的长周期正弦波动主要由俯仰轴配重不平衡引起,其中叠加的直流量主要是摩擦力引起的。通过式(10)所示的函数进行电流曲线拟合,结果如图 16(b)所示。如表 4 所示,电机因反电动势谐波基频带来的力矩波动幅值为 $263.7\text{ N}\cdot\text{m}$,电机因齿槽效应引起的力矩波动幅值为 $7.1\text{ N}\cdot\text{m}$,二者叠加在一起,就是电机自身的磁阻力矩波动幅度为 $260.0\text{ N}\cdot\text{m}$ 。

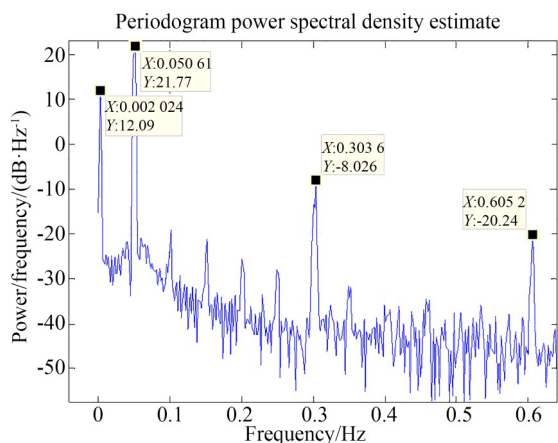
方位电机的电机极对数为 220,一个电角度周期对应机械转角为 1.636° ,电机极距角为 0.818° ,电机槽数为 396,单槽对应的机械角为 0.909° ,那么,电机以 $0.1(^{\circ})/\text{s}$ 的转速运动,因电机极对数带来的力矩波动基波频率为 0.061 Hz ,因电机边端力矩和齿槽力矩对应的基波频率分别为 0.122 Hz 和 0.11 Hz ,远低于速度环的闭环带宽 6 Hz 。



(a) 速度曲线
(a) Speed curve



(b) 电流时域曲线
(b) Current curve of time-domain

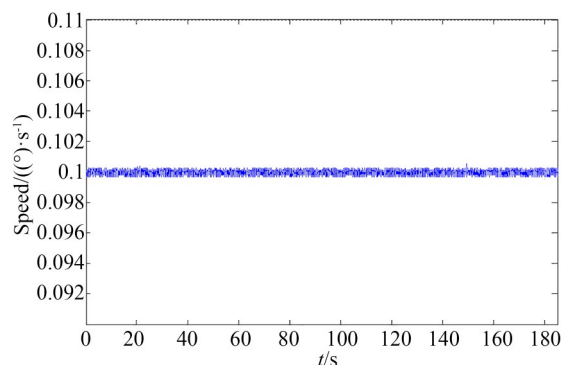


(c) 电流频域曲线
(c) Current curve of frequency-domain

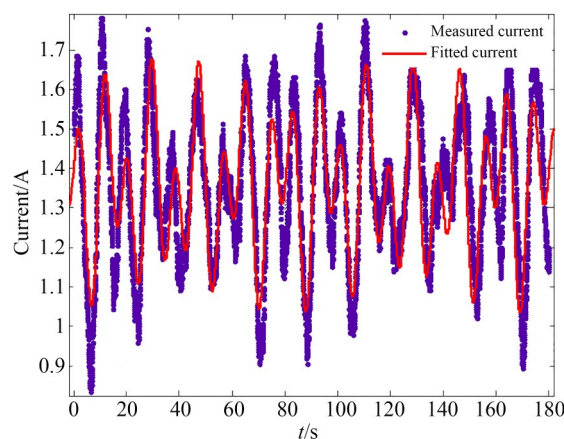
图 16 俯仰轴速度和电流波动测试结果

Fig. 16 Test results of elevation axis speed and current fluctuation

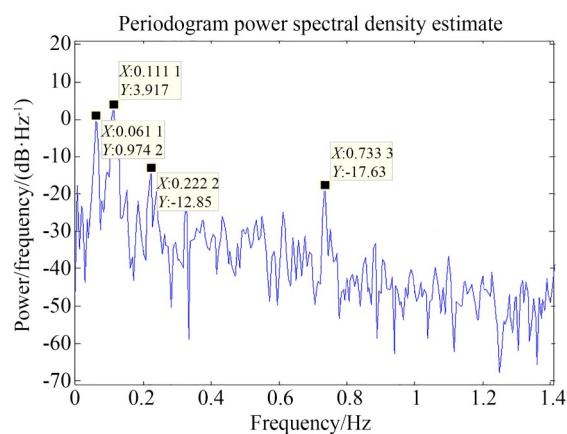
图 17(a) 中方位轴速度波动的幅度为 $0.000\ 25\ (^{\circ})/\text{s}$, 根据图 17(c) 方位轴电流波动功率谱曲线可以看出, 与电机极对数相关的 $0.061\ 1\ \text{Hz}$



(a) 速度曲线
(a) Speed curve



(b) 电流时域曲线
(b) Current curve of time-domain



(c) 电流频域曲线
(c) Current curve of frequency-domain

图 17 方位轴速度和电流波动测试结果

Fig. 17 Test results of azimuth axis speed and current fluctuation

和与电机槽数相关的 $0.111\ 1\ \text{Hz}$, 由于电机边端力矩对应的基波频率与齿槽力矩带来的基波频率很接近, 无法有效区分, 在分析时进行一并考虑。对

表 4 俯仰轴负载力矩测试结果
Tab. 4 Result of elevation axis load torque

Unbalance torque	Torque from back-EMF 1 st distortion	Cogging torque	Friction torque
89.2 N·m	263.7 N·m	7.1 N·m	167.0 N·m

图 17(b)的电流曲线进行拟合,结果如表 5 所示。其中,电机因反电动势谐波基频带来的力矩波动幅值为 164.1 N·m,电机因齿槽及边端效应引起的力矩波动幅值为 216.1 N·m。根据拟合结果,三者叠加引起总的电流波动幅度约为±0.35 A,对应磁阻力矩的波动幅度为 413.3 N·m。

表 5 方位轴负载力矩测试结果
Tab. 5 Result of azimuth axis load torque

Torque from back-EMF 1 st distortion	Motor side effects and cogging torque	Friction torque
164.1 N·m	216.1 N·m	1 602.5 N·m

由上述测量结果可知:方位电机因齿槽及边端效应引起的力矩波动幅值为 216.1 N·m,与电机设计仿真分析结果基本吻合,如果要进一步减小该力矩,可以通过调整 M6 号电机的安装位置,将目前的最大 5°电角度误差调整到 2°以内。为此,进行了仿真分析,假设方位单段电机的磁阻力矩是幅值为 700 N·m 的理想正弦波,按照表 1 实测的电角度偏差对 6 个分段电机进行合成分析,结果如图 18 所示。M6 号电机的电角度偏差从 5°减小到 2°,整体磁阻力矩的幅值从 75 N·m 减小到 44 N·m。实际的磁阻力矩是非理想的正弦波,仿真分析存在一定偏差。

对于俯仰电机而言,7.1 N·m 的齿槽力矩符合预期设计效果,但是因反电动势谐波基频引起

的力矩波动明显偏大。考虑到测试时两台电机均已经安装到轴系上,实际上此时测试获得磁阻力矩并非单电机数值,而是双电机合成后的效果。从前述表 1 电角度测试结果可知,两台俯仰电机的电角度偏差 49.2°,双电机叠加后放大了磁阻力矩;两台电机以 180°电角度错位安装,则可以有效抵消该力矩。

6.4 速度波动补偿

根据测试结果,俯仰轴电机的力矩波动幅度为 260.0 N·m,按照 6 000 N·m 的额定转矩进行计算,力矩波动系数为 4.3%,方位轴电机的力矩波动幅度为 413.3 N·m;按照 20 000 N·m 的额定转矩,力矩波动系数为 2.1%。

受限电机安装位置暂无法调整,针对俯仰轴力矩波动大的问题,本文引入力矩前馈补偿策略,在速度闭环控制的基础上,引入一阶扩张状态观测器,利用输入的状态变量实时估计出波动力矩,然后前馈到电流环的输入端。本系统驱动器的输入转矩电流 i 和电机的速度信号 ω 是可测量信号,那么一阶 ESO 的状态方程如下^[25]:

$$\begin{cases} e = \omega - z_1 \\ \dot{z}_1 = z_2 + L_1 e + b_0 i, \\ \dot{z}_2 = L_2 e \end{cases} \quad (16)$$

其中: i 为转矩电流指令, z_1 为电机速度的估计值, z_2 为波动力矩的估计值, L_1 和 L_2 为观测器增益, b_0 为系统自身特征参数。

将波动力矩的估计值 z_2 乘以补偿系数 b_1 后,

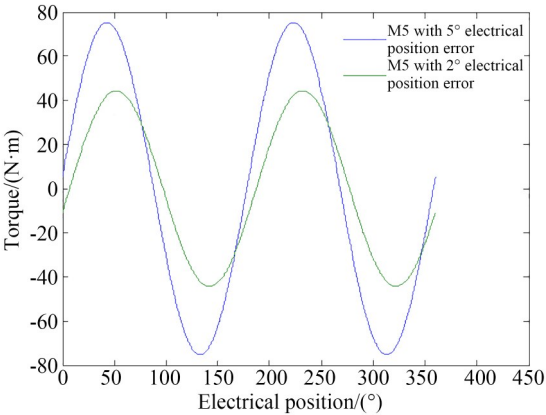


图 18 方位电机不同电角度偏差下磁阻力矩仿真结果
Fig. 18 Simulation result of torque ripple with different electrical position errors of azimuth motor

叠加到速度环 PI 控制器输出的转矩指令 i 上, 构成前馈控制, 系统的输出公式如下:

$$u = b_1 z_2 + i, \quad (17)$$

其中 u 为叠加前馈补偿量后的系统输出。

在上述方程中, b_0 为 K_m/J , 一般补偿系数取为 $b_1 \approx -b_0$, 可以根据实际调整。对于参数 L_1 和 L_2 , 通过表征观测器的带宽参数 ω_o 来确定, 其值一般不低于扰动频率的 2~3 倍, 计算公式如下:

$$\begin{cases} L_1 = 2\omega_o \\ L_2 = \omega_o^2 \end{cases} \quad (18)$$

综合以上控制策略, 完整的速度环控制架构如图 19 所示。其中, 输入端的一阶低通滤波器用于改善系统响应, 扩张状态观测器用于扰动力矩前馈补偿, 同时, 速度 PI 控制器加入抗积分饱和算法。

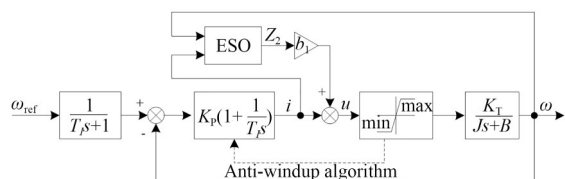


图 19 速度环控制架构框图

Fig. 19 Block diagram of control architecture of speed loop

在扰动观测器参数设计时, 俯仰轴的较大速度为 $5(^{\circ})/s$, 因电机齿槽效应带来的力矩波动的基波频率为 3 Hz, 那么扰动观测器的带宽选择和闭环带宽一致, 取 ESO 观测器带宽 ω_o 为 38, 观测器增益 $b_0 = 1.03$, 补偿因子 b_1 根据实际情况取 -1.5 。图 20 是俯仰轴加入力矩补偿前后的效果

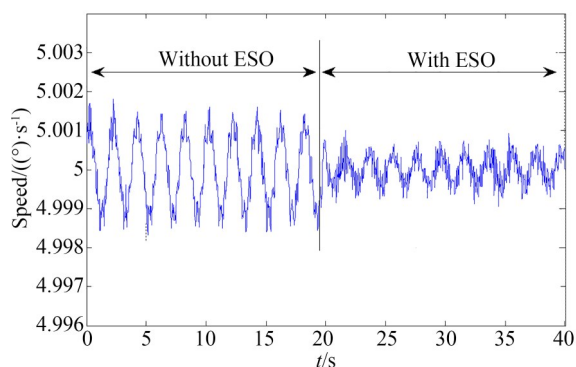


图 20 俯仰轴力矩波动补偿前后的速度曲线

Fig. 20 Speed curve with and without compensation for elevation axis

对比, 无 ESO 补偿时, 速度波动 $0.000\ 868(^{\circ})/s$; 有 ESO 补偿时, 速度波动 $0.000\ 341(^{\circ})/s$, 速度平稳性得到明显提升。

7 结 论

本文针对下一代超大口径地基望远镜的主轴伺服控制系统需求, 设计了一种基于方位分段弧形电机和俯仰双电机的多电机同步驱动控制系统。基于大口径望远镜控制系统的硬件组成, 设计了基于 EtherCAT 总线的多电机同步控制架构。给出了方位 SAPMSM 电机和俯仰整装电机的参数标定方法, 并对电机电角度和力矩系数进行了精确测量。在此基础上, 基于传统 PI 控制器将速度环设计为最佳二阶系统, 并引入结构滤波器和抗饱和控制算法, 实现了望远镜速度输出响应快速、无超调。针对力矩波动问题, 提出了基于电机恒速模式下, 通过测量力矩电流来测量力矩波动的方法, 并给出了方位电机和俯仰电机的力矩波动幅值。为了有效降低力矩波动及影响问题, 提出电机电角度相位匹配法和软件算法补偿策略, 并给出力矩前馈补偿效果。实验结果表明, EtherCAT 总线具有刷新速率高、同步性好的特点, 可以实现电流指令和磁极换向角度信息 1 kHz 的刷新速率, 基于全数字化架构, 电机驱动器工作在力矩模式, 简化系统布线复杂度, 具有更高的可靠性; 多电机直接驱动具有良好的结构刚度, 大口径望远镜跟踪架整机谐振频率不低于 20 Hz。其中, 俯仰轴采用双电机驱动具有更好的频率特性, 相比单电机驱动, 第一阶反谐振峰频率从 14.3 Hz 提高到 21.4 Hz, 第二阶谐振峰频率的幅度从 4.3 dB 降低到 -16.72 dB, 这更有利于速度控制器的设计; 针对俯仰轴力矩波动大的问题, 引入由扩张状态观测构成的力矩前馈补偿算法, $5(^{\circ})/s$ 速度波动由补偿前的 $0.000\ 868(^{\circ})/s$ 降低到 $0.000\ 341(^{\circ})/s$, 速度平稳性得到明显提升, 该算法简单有效, 且便于工程实现。

对于多电机驱动的望远镜伺服系统, 电机的安装位置也会影响力矩的波动。为减小方位电机力矩波动, 对弧形分段电机的电角度相位安装

精度有很高的要求,可以根据电角度精确测定结果进行结构微调,有望进一步降低力矩波动;而对于俯仰轴双电机驱动,两台电机电角度相位相差 180° 安装,理论上可以获得更好的消除力矩波动效果。上述实验结果表明,所设计的主轴多电机同步驱动伺服控制系统,能够满足望远镜高精度控制要求,可以为后续更大口径望远镜控制系统的设计提供有效参考。

参考文献:

- [1] 王国民. 天文光学望远镜轴系驱动方式发展概述[J]. 天文学进展, 2007, 25(4): 364-374.
WANG G M. Review of drive style for astronomical optical telescope[J]. *Progress in Astronomy*, 2007, 25(4): 364-374. (in Chinese)
- [2] ERM T, GUTIERREZ P. Integration and tuning of the VLT drive systems[J]. *SPIE*, 2000, 4004: 490-499.
- [3] CAVALLER L, SIEGEL B. Assembly and tests of the GTC 10 m telescope mechanics[C]. *Ground-based and Airborne Telescopes. Orlando, Florida, USA. SPIE*, 2006: 62673N.
- [4] NOGUCHI T, TANAKA W, SASAKI T, *et al.* Evaluation of the Subaru Telescope control system in-shop test erection [J]. *SPIE*, 1998, 3351: 361-366.
- [5] GIACOMEL L, MANFRIN C, MARCHIORI G. The European ALMA production antennas: new drive applications for better performances and low cost management[C]. *Ground-based and Airborne Telescopes II. Marseille, France. SPIE*, 2008: 701236.
- [6] THOMPSON P M, MACMYNOWSKI D G, SIROTA M J. Analysis of the TMT mount control system[C]. *Ground-based and Airborne Telescopes II. Marseille, France. SPIE*, 2008: 70121P.
- [7] COLUSSI L, COLUSSI M, FRANCESCHINI G, *et al.* ELT design progress: The main structure [C]. *Ground-based and Airborne Telescopes VIII. December 14-18, 2020. OnlyOnline, USA. SPIE*, 2020: 224.
- [8] 吴学兵, 江林华, 邓李才, 等. 中国大型通用光学望远镜 EAST 项目[J]. 青海科技, 2024, 31(4): 37-45.
WU X B, JIANG L H, DENG L C, *et al.* The EAST project: a large general-purpose telescope in China[J]. *Qinghai Science and Technology*, 2024, 31(4): 37-45. (in Chinese)
- [9] 蔡崢, 张超, 樊凡. 天文望远镜的历史与展望: 兼论清华宽视场巡天望远镜(MUST)[J]. 实验技术与管理, 2021, 38(5): 1-9, 37.
CAI ZH, ZHANG CH, FAN F. History and prospect of astronomical telescopes: introducing tsinghua multiplexed survey telescope(MUST)[J]. *Experimental Technology and Management*, 2021, 38(5): 1-9, 37. (in Chinese)
- [10] LI P, WANG Z CH, HUANG S, *et al.* High-resolution and highly-multiplexed option for fiber-fed spectrograph of the wide field MULTiplexed Survey Telescope (MUST)[J]. *Optics Express*, 2024, 32(12): 20931-20947.
- [11] CUI X Q, ZHU Y T. Chinese large optic/IR telescope (LOT): planning for the next decade[C]. *Ground-based and Airborne Telescopes VI. Edinburgh, United Kingdom. SPIE*, 2016: 990607.
- [12] CHANG J J, MA W L, HUANG J L. Design and optimization of arc permanent magnet synchronous motor used on large telescope [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, 48(5): 1943-1947.
- [13] 李彬, 马同凯, 贺媛, 等. 弧形永磁同步电机定位转矩补偿控制方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(24): 7909-7917, 8228.
LI B, MA T K, HE Y, *et al.* Research on compensation control method of detent torque of arc-linear permanent magnet synchronous motor[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(24): 7909-7917, 8228. (in Chinese)
- [14] 宋晓莉, 孙何敏, 汪达兴, 等. 大型望远镜拼接弧线永磁电机电流谐波抑制[J]. 红外与激光工程, 2021, 50(S2): 20200393.
SONG X L, SUN H M, WANG D X, *et al.* Current harmonics suppression of the large aperture telescope based on segmented arc PMSM[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2021, 50(S2): 20200393. (in Chinese)

作者贡献声明:

王帅:方法提出,数据整理,论文构思和撰写;

邓永停:协助实验,提供资源和技术支持;

刘洋:实验平台搭建;

杨晓霞:编码器数据合成及分析;

李洪文:研究活动的管理和协调;

王建立:研究活动的监督。

- [15] SONG X L, CAO ZH J. Research on control strategy of Hamiltonian theory for large telescope based on SAPMSM[J]. *IEEE Access*, 2024, 12: 31960-31967.
- [16] 邓永停, 刘军, 李洪文, 等. 基于分段弧形永磁同步电机的 4m 望远镜控制系统[J]. *光学精密工程*, 2020, 28(3): 591-600.
DENG Y T, LIU J, LI H W, *et al.* Control system of 4 meters telescope based on segmented permanent magnet arc synchronous motor [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2020, 28(3): 591-600. (in Chinese)
- [17] 叶宇豪, 彭飞, 黄允凯. 多电机同步运动控制技术综述[J]. *电工技术学报*, 2021, 36(14): 2922-2935.
YE Y H, PENG F, HUANG Y K. Overview of multi-motor synchronous motion control technology [J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2021, 36(14): 2922-2935. (in Chinese)
- [18] 陈凌宇, 杨立志, 赵东林, 等. 实时以太网总线控制器设计[J]. *光学精密工程*, 2023, 31(1): 14-26.
CHEN L Y, YANG L ZH, ZHAO D L, *et al.* Design of real-time Ethernet bus controller[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2023, 31(1): 14-26. (in Chinese)
- [19] 常九健. 基于弧形电机拼接的大型望远镜驱动技术研究[D]. 成都: 中国科学院光电技术研究所, 2013.
CHANG J J. *New Direct Drive Method for Large Telescope Based on ArcPMLSM* [D]. Chengdu: Institute of Optics and Electronics, Chinese Academy of Sciences, 2013. (in Chinese)
- [20] 中国科学院长春光学精密机械与物理研究所. 一种望远镜的弧形分段电机控制系统的初始标定方法: CN 109189048A [P]. 2019-01-11.
Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences. An initial calibration method for arc-segmented motor control system of a telescope: CN 109189048A [P]. 2019-01-11. (in Chinese)
- [21] 刘强, 马宁, 王伟, 等. 针刺巨量转移平台用高推力聚磁式直线电机[J]. *光学精密工程*, 2024, 32(9): 1347-1359.
LIU Q, MA N, WANG W, *et al.* High thrust focused magnetic linear motor for needling massive transfer platform [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2024, 32(9): 1347-1359. (in Chinese)
- [22] 刘洋, 李洪文, 邓永停, 等. 基于自抗扰控制的 2.5 m 望远镜主轴伺服控制系统[J]. *光学精密工程*, 2022, 30(23): 3058-3069.
LIU Y, LI H W, DENG Y T, *et al.* Main axes servo control system for 2.5 m telescope based on active disturbance rejection control [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2022, 30(23): 3058-3069. (in Chinese)
- [23] WANG SH, LI H W, WANG J L. Design of large telescope elevation axis-dual motor synchronous drive control system [J]. *Design Engineering*, 2021, 2: 1002-1016.
- [24] 邓永停, 李洪文, 王建立. 提高大口径望远镜控制系统闭环带宽的方法[J]. *红外与激光工程*, 2018, 47(12): 1237001.
DENG Y T, LI H W, WANG J L. Methods of improving closed-loop bandwidth for large telescope control systems [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2018, 47(12): 1237001. (in Chinese)
- [25] 王帅, 邓永停, 朱娟. 地基大口径望远镜伺服系统的抗扰动设计[J]. *光学精密工程*, 2017, 25(10): 2627-2635.
WANG SH, DENG Y T, ZHU J. Disturbance rejection control for large ground-based telescope [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25(10): 2627-2635. (in Chinese)

作者简介:



王 帅(1981—),男,河北秦皇岛人,博士,研究员,2005年于吉林大学获得学士学位,2010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,主要研究光电望远镜精密跟踪和控制技术。E-mail: wangs_ciomp@126.com

通讯作者:



王建立(1971—),男,山东曲阜人,研究员,博士生导师,2002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