一种大型全可动反射面天线的轻量化创新设计

冯树飞, 段学超, 段宝岩*

西安电子科技大学电子装备结构设计教育部重点实验室, 西安 710071

*联系人, E-mail: byduan@xidian.edu.cn

收稿日期: 2016-12-12; 接受日期: 2017-02-14; 网络出版日期: 2017-04-06

国家自然科学基金重大项目(编号: 51490660, 51490661)和国家重点基础研究发展计划(编号: 2015CB857100)资助

摘要 针对110 m超大口径全可动高精度反射面天线自重与造价的问题, 本文提出了一种全新的设计方案, 与常规方案相比, 自重、驱动功率与造价可分别降低1/2, 2/3与1个量级. 首先, 提出了超轻的预应力索-桁结构代替传统笨重的刚梁背架结构. 其次, 提出了新型并联伺服机构代替传统的方位-俯仰扫描机构. 再者, 基于模块化的设计思想建立了与创新结构相适应的优化模型. 最后, 将提出的方案应用于数值算例和某26 m口径的实际天线中, 得出的结果验证了方案与方法的正确性与有效性. 同时, 该方案对其他装备设计也有一定的参考价值.

关键词 大型反射面天线, 超轻天线结构, 预应力索-桁结构, 并联伺服驱动机构, 模块化优化设计

PACS: 95.55.Jz, 84.40.Ba, 62.20.-x, 07.07.Tw, 46.15.Ax

1 引言

反射面天线由于具有高增益、宽频带、高分辨率以及造价低等特点, 被广泛用于通信、雷达和射电天文等领域^[1]. 按照能否实现全方位的扫描, 反射面天线可分为全可动天线和非全可动天线两大类. 美国Arecibo 305 m天线^[2]与中国FAST 500 m天线^[3,4]是非全可动天线的代表, 由于该类天线的馈源扫描运动而反射面不动, 反射面可固定在喀斯特地面上, 背架结构的自重不是制约天线精度的关键因素之一. 对于全可动天线, 天线的自重大致与口径的平方成正比, 造价与自重成正比. 因此, 随着天线口径的日益增大, 天线的自重成为制约天线电性能的关键因

素, 一方面天线自重的增加意味着耗费更多的结构材料和增加建造成本, 以及更大的驱动功率需求, 另一方面, 过高的天线自重会对座架与轮轨的设计带来极大的挑战, 并加速滚轮与轨道面的磨损. 例如, 作为世界上最重、口径最大的现役全可动天线——美国GBT偏馈射电望远镜, 口径100 m×110 m, 自重高达7856 t, 自其建成后, 轮轨的磨损一直是一个令人头疼的问题^[5].

计划在我国新疆奇台县建造的110 m口径射电望远镜(QiTai Radio Telescope, QTT), 建成之后将成为世界最大的单口径全可动射电望远镜, 它在引力波探测、黑洞发现、恒星形成、星系起源、深空探测等领域将发挥重要作用^[6,7], 降低QTT的结构自重以降低

引用格式: 冯树飞, 段学超, 段宝岩. 一种大型全可动反射面天线的轻量化创新设计. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2017, 47: 059509
Feng S F, Duan X C, Duan B Y. A novel design of large full-steerable reflector antenna (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2017, 47: 059509, doi: [10.1360/SSPMA2016-00517](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00517)

造价意义重大. 即使是口径较小、进行组阵观测的天线, 降低天线的自重也意义重大, “平方公里阵”(Square Kilometre Array, SKA)拟包含3300面15 m口径的反射面天线^[8], 降低单面天线的重量会在很大程度上降低天线阵的总造价.

如图1所示, 传统天线结构主要由面板、背架、背架支托结构和天线座等部分组成. 在天线背架及其支撑结构轻量化设计方面, 前人已经做了大量有意义的研究. 天线罩可以消除风载引起的天线结构变形, 减少结构的强度要求, 但天线罩对天线的遮挡及其昂贵的造价都制约了天线罩的使用^[9]. Von Hoerner^[10]提出的保型设计理论虽可在一定程度上放松对结构刚度的要求, 但仍然要求结构具有足够的刚度来抵抗风载. 碳纤维复合材料的使用大大降低了天线结构自重^[11], 相对于传统的钢材料, 它具有比重小、刚度、热膨胀系数小等优点, 但是该材料造价昂贵, 未能有效降低建造成本.

为了实现反射面天线的全方位扫描, 天线驱动方式一般采用方位轴和俯仰轴的串联组合^[12], 这就需要配置笨重的俯仰大齿轮, 并且俯仰轴为方位轴的一部分负载, 导致方位轴所需驱动功率大. 此外, 虽然天线结构优化理论可在一定程度上降低天线结构的重量, 但多是在结构类型给定的情况下, 对杆件截面积或背架结构的下弦节点坐标或杆件连接方式进行优选, 得到一个较优的解^[13-15], 难以达到革命性的变化.

因此, 针对超大口径单天线以及小口径组阵天线对降低结构自重的迫切需求, 只有对天线结构形式进行创新, 才有可能使得天线结构重量大幅下降. 为此, 本文作为一种尝试, 提出了一种大型全可动高精度反

射面天线的创新设计方案, 并基于模块化的设计思想建立了与创新结构相适应的优化模型. 由于采用了预应力背架结构、并联驱动等创新结构形式, 使得该方案具有轻质量、低功耗的显著优点. 该设计方案在其他船载天线、武器座架、大型太阳能帆板等装置中也有广阔的应用前景.

2 背架结构布局

2.1 基于预应力索-桁结构的反射体背架结构

传统的反射面天线背架布局如图2所示, 其主要由若干主辐射梁, 相邻辐射梁之间的环梁, 以及对角斜杆组成. 主辐射梁通过上下弦杆的拉压力来提供背架的弯曲刚度; 环梁通过限制辐射梁的面外变形来实现辐射梁的稳定性; 对角斜杆则通过限制不同环梁的相对转动来实现结构几何不变性.

大量研究和工程实践表明^[16,17], 在特定结构中引入预应力索, 可以改变结构正常工作时的应力分布, 减少结构材料变形; 在张拉整体结构中使用索, 则可以使柔性构件变刚, 由于索只能承受拉力, 并不存在压杆失稳问题, 因此这类结构的效率极高. 索在空间可展开天线中应用广泛, 国内外已有很多相关文献对预应力桁架结构和张拉整体结构进行了研究^[18,19].

由于地基天线对降低自重的需求没有空间可展开天线那么迫切, 并且地基天线工况的复杂性也给柔索的使用带来一定的难度, 因此还鲜见将预应力索应用于地基反射面天线结构中.

降低桁架结构重量最直接的方法就是将桁架中部分刚性杆件用预应力索来替换^[20]. 对于地基反射面

图1 天线结构示意图. (a) 转台式; (b) 轮轨式
Figure 1 Illustration of the antenna structure. (a) Turntable type; (b) wheel-track type.

图2 纯杆系天线背架结构示意图
Figure 2 Illustration of the truss antenna BUS.

天线, 将辐射梁中的腹杆、环梁中的对角杆以及对角斜杆用预应力交叉索替换, 从而得到如图3所示的索-桁组合结构, 这样既保留了主要受力杆件, 又同时保证了结构的稳定性. 为了满足结构在多工况下的稳定性, 就需要选择合适的索张力, 使得其不同工况下均不松弛, 具体设计方法见4.2节.

2.2 考虑俯仰轴配置优化的背架结构

图4为传统抛物面天线俯仰转动部分配平示意图. 背架结构一般为旋转对称结构, 由于辐射梁具有一定的梁高 H , 使得俯仰轴位置一般位于背架结构下端. 该形式的背架结构具有可模块化加工, 自重载荷下变形均匀等优点. 但是从整体结构的减重考虑, 该结构布局并不是最优的方案.

由图4可得重力矩平衡方程,

$$m_1 g L_1 \cos \theta = m_2 g L_2 \cos \theta, \quad (1)$$

其中, m_1 , m_2 分别表示配重和背架结构重量, L_1 , L_2 为配重和背架结构质心距离俯仰轴线的距离, θ 为天线俯仰角度.

由式(1)可得

$$m_1 = \frac{m_2 L_2}{L_1}. \quad (2)$$

将风荷对背架结构的作用力等效在背架结构质心上, 等效力矩和等效力分别为 T_{wind} 和 F_{wind} , 可以求得风荷对背架结构的倾覆力矩 T 为

$$T = T_{\text{wind}} + F_{\text{wind}} \times L_2 \sin \theta. \quad (3)$$

由式(2), 式(3)可以看出, 通过优化俯仰轴的配置, 使俯仰轴尽量靠近背架结构的质心, 即减小 L_2 , 不仅可以减少配重质量, 也可以降低风荷对背架结构的倾覆力矩, 这显然有利于提高风载下的指向精度.

因此, 综合考虑配重的影响, 在保持梁高 H 不变的情况下, 特提出如图5所示的背架布局方案. 该方案将俯仰轴移至背架结构下端以上, 为了实现 0° – 90° 俯仰运动, 去除背架结构中俯仰轴干涉部分的杆件(如图5中阴影部分所示), 同时保留上弦杆件用以支撑面板, 这样显然可以减少配重质量. 但这会破坏背架结构的对称性, 引起局部变形, 但是由Ruze公式^[21]:

$$\eta = e^{-\left(\frac{4\pi\sigma}{\lambda}\right)^2}, \quad (4)$$

图3 索-桁组合天线背架结构示意图
Figure 3 Illustration of the cable-truss antenna BUS.

图4 天线俯仰转动部分配平示意图
Figure 4 Antenna tipping structure balance schematic.

图5 优化俯仰轴配置的天线结构示意图(1-背架, 2-背架支托, 3-配重, 4-俯仰轴(虚轴), 5-转台, 6-基座, 7-背架及其支托结构质心)

Figure 5 Illustration of the optimized elevation axis configuration for the antenna structure (1-back up structure, 2-reflector support structure (RSS), 3-countweight, 4-EI axis, 5-turnhead, 6-pedestal, 7-centroid of tipping structure).

可知, 工作波长 λ 一定时, 天线效率 η 只与表面变形引起的半光程差均方根 σ 有关. 因此, 在保证表面精度的

前提下, 由于俯仰轴上移导致的背架结构开槽仍然是可行的.

3 方位俯仰扫描的并联驱动机构

并联机构代表着当今机构学的发展趋势, 与串联机构相比, 并联机构有刚度大、承载能力大、精度高以及运动负荷小等优点^[22]. 鉴于此, 特提出了如图6所示的基于两自由度并联机构的方位-俯仰两轴驱动方式, 其由背架、背架支托结构、转台、基座、驱动连杆、滑动机构以及圆形轨道等组成. 同转台或者轮轨式天线座结构类似, 该新型座架结构仍然具有相互垂直的两个转轴, 分别是背架支托结构与转台之间、转台与基座之间转动副的轴线. 所不同的是该新型座架结构仅有一套驱动系统, 能同时实现方位和俯仰驱动.

其运动原理为: 轨道的中心轴与天线方位转动中心重合, 轨道内侧制有齿条. 滑动机构的齿轮副与齿条相啮合, 齿轮副由伺服电机和减速机所驱动, 实现滑动机构在轮轨上的滑动. 滑动机构在轨道上滑动时, 牵引着驱动连杆下端移动, 进而驱动着与连杆上端连接的背架结构的运动. 两根驱动连杆的上端通过虎克铰与背架或背架支托结构相连, 下端则采用球铰与能够沿轨道滑动的滑动机构相连(也可采用三转动自由度复合铰链代替球铰).

设天线在指平和仰天两种极限工况下, 滑块的圆心角坐标分别为 θ_0 和 θ_{90} , 由几何关系可知轨道半径为

$$R = \frac{H_0(R_p \cos \alpha + d)}{d_1(\sin \theta_0 - \sin \theta_{90}) - d \cos \theta_{90} + R_p \cos \alpha \cos \theta_0}, \quad (5)$$

其中, d 为连杆上端连接点与俯仰轴的高差, $\alpha = \arcsin \frac{d}{R_p}$ 为连杆连接点和俯仰轴的高差角, R_p 为背架的等效转动半径, $2d_1$ 为连杆上端两个连接点之间水平距离, H_0 为俯仰轴距离轮轨上平面的高度, 以上均为结构参数.

进而, 每根驱动连杆的长度计算公式为

$$L = \sqrt{l_0^2 + (R \sin \theta_0 - d_1)^2}, \quad (6)$$

其中, $l_0 = \sqrt{(H_0 + d)^2 + (R_p \cos \alpha - R \cos \theta_0)^2}$.

当天线处于任意方位角 Az ($-180^\circ \leq Az \leq 180^\circ$)和俯仰角 El ($0^\circ \leq El \leq 90^\circ$)时, 滑动机构的圆心角分别为 θ_1 和 θ_2 , 可得两滑块之间的夹角为

$$\begin{aligned} \Delta \theta &= \theta_1 - \theta_2 \\ &= \arccos \frac{d_1^2 + H_0^2 + R_p^2 + R^2 - L^2 - 2H_0R_p \sin(El - \alpha)}{2R\sqrt{R_p^2 \cos^2(El - \alpha) + d_1^2}} \\ &\quad + \arccos \frac{R_p \cos(El - \alpha)}{\sqrt{R_p^2 \cos^2(El - \alpha) + d_1^2}}. \end{aligned} \quad (7)$$

从而得出每个滑块所对应的圆心角为

$$\theta_1 = Az + \Delta \theta, \quad (8)$$

$$\theta_2 = Az - \Delta \theta. \quad (9)$$

上式给出了天线的方位俯仰角与滑块所对应圆心角之间的关系, 通过该式可以解算出预期方位俯仰

图6 并联驱动方位-俯仰两轴座架结构示意图(1-背架, 2-背架支托, 3-转台, 4-基座, 5-连杆, 6-轨道, 7-滑动机构)

Figure 6 Illustration of the parallel Az - El two axis alidade structure (1-BUS, 2-RSS, 3-turnhead, 4-pedestal, 5-drive rod, 6-circular track, 7-sliding mechanism).

角下, 天线驱动滑块所应处的位置.

图7给出了天线方位角 $Az = 0^\circ$ 的情况下, θ_1 和 θ_2 随俯仰角 El 的变化. 图8给出了天线俯仰角 $El = 20^\circ$ 度情况下, θ_1 和 θ_2 随 Az 的变化关系. 可见, 方位角一定, 而俯仰角度变化时, 两滑块之间需要有相对滑动 ($\Delta\theta$ 变大或变小); 俯仰角一定, 而方位角度变化时, 两滑块同时滑动, 但相对位置不变 ($\Delta\theta$ 恒定).

由于该新型机构具有同时驱动天线方位俯仰转动的两个滑动机构, 相较于传统的俯仰-方位分体系驱动系统, 具有结构重量轻、指向精度高、驱动功率低的潜在优势. 特别地, 两个驱动部件 (伺服电机及减速机、齿轮副) 装置在座架的底部, 因此降低了转动部分的重量; 并联式驱动不仅降低了驱动功率, 也平均分配了关节误差, 提高了指向精度, 可以实现 0° – 90° 的俯仰角和任意的方位角.

4 新型天线结构的优化设计模型及求解

4.1 模块化设计

新型天线结构中, 俯仰转动结构用来支撑反射面板, 需要保证反射表面在整个俯仰角度下始终为一同簇抛物面. 天线座通过俯仰轴承支撑俯仰转动结构, 设计时需要足够的刚度以保证天线的指向精度. 驱动连杆则用于驱动俯仰转动结构以及方位转台的运动, 在工作风速下需要满足驱动天线运动的强度要求. 因此, 如图9所示, 将新型天线结构按照功能划分为俯仰转动结构、天线座、驱动连杆3个子模块, 处理好各个子模块之间的接口后, 对每个子模块分别进行优化设计, 最后进行组装、校核. 虽然这可能会收敛到局部最优解, 但由于模块化设计方法降低了结构设计的复杂度, 方便对各个子模块单独进行修改, 提高了优化效率, 在初步设计阶段仍然是可行的. 天线座和驱动连杆的设计相对比较直接, 限于篇幅, 这里仅给出俯仰转动结构子模块的设计和优化方法.

4.2 俯仰转动结构子模块的设计和优化

对纯杆系式天线结构进行优化设计时, 一般以杆件截面积为设计变量, 以自重荷载作用下的表面精度和杆件许用应力为约束, 极小化天线结构重量^[13]. 对于考虑俯仰轴配置优化的索-桁组合结构, 索的初应变

图7 $Az = 0^\circ$, θ_1 和 θ_2 随俯仰角 El 变化的曲线

Figure 7 Illustrates a line chart of θ_1 and θ_2 with respect to El for $Az = 0^\circ$.

图8 $El = 20^\circ$, θ_1 和 θ_2 随 Az 变化的曲线

Figure 8 Illustrates a line chart of θ_1 and θ_2 with respect to Az for $El = 20^\circ$.

ε_0 由初始长度缺陷引起^[23], 初应变的计算公式为

$$\varepsilon_0 = \frac{l - l_0}{l}, \quad (10)$$

其中, l 为索单元的名义长度, l_0 为索单元零应变时的长度, 也称初始放样长度. 因此, 相较于纯杆系天线结构, 需要增加索的初始放样长度这类设计变量, 并增加索不松弛这一额外约束. 此外, 还要加入俯仰转动结构子模块在优化过程中重心位于俯仰轴线上这一约束. 优化模型如下:

$$\text{find } X = [A_i, l_{0k}]^T,$$

图9 新型天线结构模块化设计框图

Figure 9 Block diagram of modular design of novel antenna structure.

$$\min W(X) = \sum_{i=1}^n \rho A_i l_i,$$

$$\text{s.t. } g_j(X) = \sqrt{\sum_{e=1}^N \delta_{je}^2 / N} - \text{rms}_{j0} < 0, \quad (11)$$

$$j = 1, 2, \dots, m, e = 1, 2, \dots, N;$$

$$p_j(X) = -\varepsilon_{jk} + \varepsilon < 0, j = 1, 2, \dots, m, k = 1, 2, \dots, p;$$

$$h_j(X)_{(+)} = \sigma_{ij}(X) - \bar{\sigma}_{i(+)} \leq 0,$$

$$i = 1, 2, \dots, n, j = 1, 2, \dots, m;$$

$$h_j(X)_{(-)} = -\sigma_{ij}(X) + \bar{\sigma}_{i(-)} \leq 0,$$

$$i = 1, 2, \dots, n, j = 1, 2, \dots, m;$$

$$q_i(X) = -A_i + \underline{A} < 0, i = 1, 2, \dots, n;$$

$$T(X) = m_1 L_1 - m_2 L_2 = 0;$$

其中, X 为广义设计变量, A_i , l_{0k} 分别表示第 i 根杆件的截面积和第 k 根索的初始长度, l_i 为第 i 根杆件的长度, ρ 为材料密度, W 为俯仰转动结构中杆件总重量, $g_j(X)$ 为第 j 种工况下的天线表面精度, δ_{je} 为第 j 种工况下第 e 个上弦节点的变形引起的相对于最佳吻合抛物面的半光程差, rms_{j0} 为第 j 种工况下要求的表面精度, ε_{jk} 为第 j 种工况下第 k 根索的应变, ε 为一正的小数, 大于该值则认为索不松弛, σ_{ij} 为第 j 种工况下第 i 根杆件的应力, $\bar{\sigma}_{i(+)}$ 和 $\bar{\sigma}_{i(-)}$ 分别为第 i 根杆件的许用拉应力和许用压应力, $\underline{A}$ 为杆件最小截面积. $T(X)$ 为俯仰转动结构

的配平条件.

需要指出的是, 为了提高天线精度, 一般会在某一角度下对天线进行预调, 以抵消该角度下重力载荷引起的变形^[24,25]. 如果选择预调角 γ , 使得天线仰天和指平工况下的表面精度相同, 则预调后的天线表面精度 rms 随俯仰角 El 的变化关系可由下式进行计算^[26]:

$$\text{rms}(El) = \sqrt{\text{rms}_{90}^2 (\sin(El) - \sin\gamma)^2 - \text{rms}_0^2 (\cos(El) - \cos\gamma)^2}, \quad (12)$$

其中, γ 为预调角, rms_{90} 和 rms_0 分别为预调前 $El=90^\circ$ 和 $El=0^\circ$ 的表面精度. 那么, 对于式(11)中自重载荷引起的天线表面精度可表示为

$$\text{rms}_g = \sqrt{\text{rms}_{90}^2 (1 - \sin\gamma)^2 - \text{rms}_0^2 \cos^2\gamma}. \quad (13)$$

5 天线结构设计仿真实例

5.1 某8 m口径反射面天线

为了验证预应力索在降低背架结构重量方面的有效性, 分别对8 m纯杆系(图10(a))和8 m索-桁组合(图10(b))两种天线背架结构进行优化设计. 设计工况为 $El=0-90^\circ$ 下的自重载荷, 优化时保持相同的背架结构节点坐标和相同的精度约束(整个俯仰角下精度都小于0.05 mm), 固定背架结构中心节点位移. 8 m纯杆系天线结构中, 设计变量为杆截面积, 共13类杆截面积. 8 m索-桁组合天线中, 设计变量为杆截面积和索的初始放样长度, 共9类杆截面积(单位: mm^2), 12类索初始放样长度(单位: mm), 索的截面积均取为 12 mm^2 . 两个模型中截面积下限均取为 12 mm^2 . 优化

图10 (网络版彩图) 8 m天线背架结构. (a) 8 m纯杆系天线背架结构; (b) 8 m索-桁组合天线背架结构

Figure 10 (Color online) BUS of 8 m antenna. (a) 8 m truss antenna BUS; (b) 8 m cable-truss antenna BUS.

方法采用序列线性规划算法, 优化结果见表1–3. 迭代曲线如图11所示.

可以看出, 8 m纯杆系天线背架结构优化后重量为120.7 kg, 索-桁组合天线背架结构优化后重量为96.1 kg, 重量降低了20%; 8 m索-桁组合天线结构中, 最大应力为68.9 MPa, 为索的拉应力, 远大于纯杆系天线结构中杆件的最大应力(14.6 MPa), 这是因为天线结构在不同俯仰角度下, 杆件可能受拉也可能受压, 由于压杆失稳这一约束的存在, 杆件的截面积由抗压能力所决定, 而索始终处于受拉状态, 应力水平远大于承受拉压两种状态的杆件; 8 m索-桁组合天线结构节点最大位移增大了27%, 而固有频率减小了14%.

表1 8 m纯杆系天线优化结果
Table 1 Optimization results for 8 m truss antenna

参数编号	初始值 A^0	优化值 A^*
1	250	43
2	250	34
3	250	21
4	250	82
5	250	42
6	250	25
7	250	35
8	250	42
9	250	38
10	250	59
11	250	28
12	250	34
13	250	33

表2 8 m索-桁组合结构天线优化结果
Table 2 Optimization results for 8 m cable-truss antenna

参数编号	索名义长度	索初始放样长度	杆件优化前 A^0	杆件优化后 A^*
1	1307.82	1307.49	470	38
2	1682.97	1682.73	470	33
3	1107.95	1107.63	470	33
4	1678.26	1677.95	470	63
5	902.53	902.37	470	51
6	1446.57	1446.45	470	33
7	1418.84	1418.54	470	42
8	1821.22	1821.07	470	57
9	2101.46	2101.35	470	52
11	1308.36	1308.20	—	—
12	1713.18	1713.05	—	—

表3 8 m纯杆系天线与索-桁组合天线指标对比
Table 3 Performance index comparisons between 8 m truss antenna and 8 m cable-truss antenna

参数	8 m纯杆系天线	8 m索-桁组合天线
重量 (kg)	120.7	96.1
表面精度 (mm)	0.05	0.048
最大应力 (MPa)	14.6(–)	68.9(+)
最大位移 (mm)	1.1	1.4
基频 (Hz)	8.45	7.26

对于天线面形精度来说, 所关心的是其表面吻合精度, 该指标与表面节点的最大位移并没有直接的关系, 这其实与保型设计的思想一致, 即可以放松对结构刚度的要求, 只要求在不同俯仰角下, 天线变形后的

图11 (网络版彩图) 8 m天线背架设计迭代曲线. (a) 8 m纯杆系天线; (b) 8 m索-桁组合天线
Figure 11 (Color online) Design history for the 8 m antenna BUS. (a) 8 m truss antenna; (b) 8 m cable-truss antenna.

表面仍在同一簇抛物面上. 对于固有频率来说, 只要满足所要求的固有频率约束, 也允许其有一定的降低. 因此, 虽然索-桁组合结构牺牲了天线结构的刚度和降低了结构的固有频率, 但是该方案在满足结构设计指标的前提下, 达到了降低结构自重的目的, 验证了所提“预应力索-桁架结构”方案在轻量化方面的有效性.

5.2 新疆南山26 m口径反射面天线

为了说明本文提出的轻量化反射面天线结构方案的有效性, 建立了采用2, 3节所述特征的26 m天线结构模型, 并将其与在役的新疆天文台南山26 m天线进行对比. 南山26 m天线采用轮轨式座架结构, 结构形式如图12所示, 结构指标见表4.

图13给出了新型26 m天线在仰天和指平工况下的示意图. 如图14(a)所示, 新型26 m天线背架由刚性中心体和连接到中心体上的外延背架结构组成, 外延背架则是索-桁组合结构. 背架支托结构与中心体的连接方式如图14(b)所示, 采用四点等柔度支撑方式, 并增加了额外的斜支撑杆, 提高了背架结构的整体支撑刚度. 驱动连杆采用三管桁架结构, 驱动连杆的长度为16.5 m, 连接点位于半径8.9 m处. 轮轨半径为16.2 m, 轮台和基座采用箱型板和圆筒结构, 俯仰轴头距离轮轨的垂直高度为13.8 m.

新型26 m结构中, 副反射体、副反射体撑腿以及主面板对背架几乎没有刚度贡献, 因此进行了简化处理, 简化后的质量与南山26 m天线保持一致. 副反射体和主面板等效为质量载荷, 施加到相应的节点上. 副面每个撑腿简化为一个杆单元. 将天线背架结构中的杆件分为27类, 索初始放样长度分为21类, 连杆中杆件分为2类. 根据索所处位置的不同, 将索截面积分为4类, 最大为250 mm², 最小为80 mm², 精度约束为 $\overline{rms}=0.2$ mm.

南山26 m天线和新型26 m天线背架结构预调前的变形云图(相对于最佳吻合抛物面)及表面精度如图15和16(单位: mm)所示. 两种结构的天线在仰天工况下, 天线变形均呈左右对称, 但横向和纵向变形符号相反, 这主要是由于支撑结构纵向和横向的刚度不一致引起的, 光学中称为像散; 而在指平工况下, 南山26 m天线变形形式上下反对称, 在新型26 m天线变形形式中, 可以明显观察到开槽部分背架结构的不均匀变形. 图17给出了预调后的天线表面精度随俯仰角

图 12 (网络版彩图)新疆南山26 m天线实景图
Figure 12 (Color online) 26 m antenna in Nanshan of Xinjiang.

表 4 26 m天线结构设计指标
Table 4 Specific design goals for the 26 m antenna structure

指标名称	指标值
主反射面精度	优于0.2 mm
工作范围	方位 $\pm 270^\circ$
	俯仰 $4^\circ - 89^\circ$
最大旋转速度、 加速度	方位 $1^\circ/\text{s}, 0.5^\circ/\text{s}^2$
	俯仰 $0.5^\circ/\text{s}, 0.5^\circ/\text{s}^2$
抗风	13.4–22 m/s时能工作; 28.4 m/s可以驱动 天线复位; 56 m/s在收藏位置不破坏

图 13 (网络版彩图)El=90°和El=0°位姿下的26 m天线
Figure 13 (Color online) Positions of 26 m telescope in El=90° and El=0°.

的变化关系. 可以看出, 新型26 m天线的表面精度在整个俯仰角度下(4°–89°)均满足要求, 即 $\overline{rms} \leq 0.2$ mm.

除了面形精度, 天线的另一重要指标为盲指精度. 自重载荷下结构变形所引起的指向误差为可重复性误差, 可以通过指向模型进行补偿, 而风载荷下的指向误差由于具有快变的特性, 很难进行补偿, 已知在风速一定时, 天线在俯仰角度为60°、风背吹位姿下指向精度最差, 因此在计算指向误差时, 选取风速13.4 m/s, 天线俯仰角度为60°、风背吹这一最恶劣工况. 两种天

图 14 (网络版彩图)新型26 m天线俯仰转动结构. (a) 背架结构; (b) 中心体及背架支托结构

Figure 14 (Color online) Tipping structure of the novel 26 m antenna. (a) BUS; (b) center hub and BUS support structure.

图 15 (网络版彩图)南山26 m天线 $El=90^\circ$ 和 $El=0^\circ$ 时变形云图

Figure 15 (Color online) Nanshan 26 m antenna gravity deformations in $El=90^\circ$ and $El=0^\circ$.

图 16 (网络版彩图)新型26 m天线 $El=90^\circ$ 和 $El=0^\circ$ 时变形云图

Figure 16 (Color online) Novel 26 m antenna gravity deformations in $El=90^\circ$ and $El=0^\circ$.

图 17 (网络版彩图)预调后, 天线表面精度随俯仰角的变化关系. (a) 南山26 m; (b) 新型26 m
Figure 17 (Color online) Surface accuracy versus elevation angle after rigging. (a) Nanshan 26 m; (b) novel 26 m.

线的指向精度计算见表5. 从表中可以看出, 补偿自重变形引起的指向误差后, 两种天线在13.4 m/s风载荷条件下的指向精度相当.

表6给出了新型26 m天线的应力计算结果, 驱动连杆的应力水平很低, 这是由于其需要有足够的强度来保证天线的指向精度, 背架结构中的杆件最大应力为87.3 MPa, 而索的最大应力为555 MPa, 均满足各自的强度约束.

对比两种天线结构, 新型26 m天线结构更加紧凑. 天线各部分重量对比结果见表7. 其中, 索-桁组合结构的使用以及反射体支撑位置的优化, 使得背架结构减重38%; 由于采用了并联驱动, 俯仰齿轮及其连接结构的重量由25 t降到0 t; 南山26 m的支撑结构由俯仰轴及悬挂结构组成, 而在新型26 m天线结构中, 采用了直接支撑的方式, 缩短了传力路径, 这部分结构由

28 t降低到9.3 t. 在以上因素的综合作用下, 配重减重约20%, 俯仰可转动部分减重46.2%. 由于俯仰可转动部分重量的降低, 以及采用了结构紧凑的转台式支撑座架, 方位可转动部分的重量由180 t降低到12.1 t. 由于新型26 m天线增加了基座, 以及轮轨半径要大于南山26 m天线, 使得其非可动部分的重量为63.7 t, 而南山26 m天线非可得动部分的重量仅为10.8 t. 综合来看, 新型26 m天线结构总重降低54.3%.

根据28.4 m/s风速下可以驱动天线复位这一要求, 可以计算出不同方位俯仰角度下天线所需要的驱动功率, 如图18所示, 新型26 m天线每个滑块所需的最大驱动功率为16 kW, 总功率为16×2=32 kW, 原26 m天线采用每轴双22 kW驱动, 总功率为22×4=88 kW, 总驱动功率减少了63.6%.

6 结语

针对高精度全可动超大口径单面天线以及小口径组阵天线对降低结构自重进而节约建造成本的迫切需求, 本文从天线结构形式概念创新出发, 基于并联机构和索桁结构形式, 提出了一种新的轻量化抛物面天线结构设计方案. 主要具有以下特点: (1) 背架结构采用预应力索-桁组合结构, 取代传统的纯杆系结构,

表 5 新型26 m和南山26 m天线的盲指精度对比(单位: °)
Table 5 Blind pointing accuracy comparisons between novel 26 m and Nanshan 26 m antenna (unit: °)

	南山 26 m	新型 26 m
自重	0.047	0.090
补偿自重后, 13.4 m/s风载荷	0.024	0.023

表 6 不同工况下, 新型26 m天线各部件的最大应力(单位: MPa)
Table 6 The maximal stress of novel 26 m antenna component for several case (unit: MPa)

工况	驱动连杆	背架中杆件结构	背架中索结构
$Az=0$, $EI=90^\circ$ 、风速56 m/s	13.9	77.8	542.1
$Az=0$, $EI=60^\circ$ 、风速22 m/s	28.6	87.3	551.4
$Az=0$, $EI=120^\circ$ 、风速22 m/s	17.2	76.5	555.0

表 7 新型26 m天线和南山26 m天线各部件重量对比(单位: t)

Table 7 Component weight comparisons between novel 26 m antenna and Nanshan 26 m antenna (unit: t)

部件		南山26 m	新型26 m	减重比 (%)
俯仰转动部分	背架结构	33.5	20.5	38.1
	面板	7	7	0
	副反射体及其撑腿	3	3	0
	馈源仓	8.5	8.5	0
	配重	35	28	20.0
	俯仰齿轮	25	0	100
	反射体支撑	28	9.3	66.8
	小计1	140	75.3	46.2
方位转动部分	方位架/转台	180	8.3	95.3
	驱动连杆	—	3.8	—
	小计2	180	12.1	77.3
非可动部分	基座	—	28.7	—
	轮轨	10.8	35	-224
	小计3	10.8	63.7	-489
总重		330.8	151.1	54.3

图 18 (网络版彩图)天线驱动功率随方位俯仰角的变化关系

Figure 18 (Color online) The relationship between the antenna drive power and azimuth elevation angle.

在实现同等天线性能指标的情况下, 背架结构的重量大幅降低; 在进行天线背架结构设计时, 从整体减重效果考虑, 优化了俯仰轴配置以降低天线配重. (2)

天线驱动方式采用两自由度并联机构, 取代传统的串联驱动方式, 有效克服了串联驱动中存在的功率叠加、关节误差积累等不利因素, 显著降低了驱动装置的重量和功率. (3) 基于模块化的设计思想建立了与创新结构相适应的优化设计模型及其求解策略与方法.

8 m天线背架结构和26 m天线结构设计实例表明, 由于采用了并联驱动、预应力背架结构、最优的俯仰轴配置等创新结构形式, 本文所提出的新型轻量化面天线结构设计方案具有轻质量、低功耗的显著优点. 尤其对于26 m天线, 相对于传统设计方案, 本方案反射面天线自重可降低54.3%, 功率降低63.3%. 本文提出的创新设计方案, 希望对即将在新疆建造的世界最大全可动高精度反射面天线QTT有参考价值, 同时, 所提出的设计思想与方法, 也可推广应用于其他类似工程结构中.

致谢 感谢新疆天文台台长王娜研究员的支持, 感谢许谦、项斌斌以及中国电子科技集团公司第39研究所张萍对南山26 m天线结构数据获取所提供的帮助.

参考文献

- 1 Rahmat-Samii Y, Haupt R. Reflector antenna developments: A perspective on the past, present and future. *IEEE Antennas Propag Mag*, 2015, 57: 85–95
- 2 Love A W. Arecibo observatory 40th anniversary celebration. *IEEE Potentials*, 2004, 23: 41–44
- 3 Duan B Y. A new design project of the line feed structure for large spherical radio telescope and its nonlinear dynamic analysis. *Mechatronics*, 1999, 9: 53–64
- 4 Nan R D. 500 m spherical reflector radio telescope FAST (in Chinese). *Sci China Ser G-Phys Mech Astron*, 2005, 35: 449–466 [南仁东. 500 m 球反射面射电望远镜FAST. 中国科学G辑: 物理学 力学 天文学, 2005, 35: 449–466]
- 5 Anderson R, Symmes A, Egan D. Replacement of the green bank telescope azimuth track. *Proc SPIE*, 2008, 63: 3026–3030
- 6 Wang N. Xinjiang Qitai 110 m radio telescope (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2014, 44: 783–794 [王娜. 新疆奇台110米射电望远镜. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2014, 44: 783–794]
- 7 Xu Q, Wang N. Challenges for QTT structure. *Proc SPIE*, 2016, 9906: 99065L
- 8 Peng B, Jin C J, Du B, et al. China's participation in the SKA—the world's largest synthesis radio telescope (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2012, 42: 1292–1307 [彭勃, 金乘进, 杜彪, 等. 持续参与世界最大综合孔径望远镜SKA国际合作. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2012, 42: 1292–1307]
- 9 Xu W Y, Li P, Qiu Y Y, et al. Electrical performance analysis of metal space frame radome with structural deformation (in Chinese). *J Mech Eng*, 2016, 52: 57–63 [许万业, 李鹏, 仇原鹰, 等. 金属桁架式天线罩结构变形对系统电性能的影响. 机械工程学报, 2016, 52: 57–63]
- 10 Von Hoerner S. Design of large steerable antennas. *Astronl J*, 1967, 72: 35
- 11 Woody D, Rasmussen P, Padin S, et al. The CCAT 25 m diameter submillimeter-wave telescope. *Proc SPIE*, 2012, 8444: 173–181
- 12 Karcher H J. Telescopes as mechatronic systems. *IEEE Antennas Propag Mag*, 2006, 48: 17–37
- 13 Duan B Y. Antenna Structural Analysis, Optimization and Measurement (in Chinese). Xi'an: Xidian University Press, 1998 [段宝岩. 天线结构分析、优化与测量. 西安: 西安电子科技大学出版社, 1998]
- 14 Levy R. Computer-aided design of antenna structures and components. *Comp Struct*, 1976, 6: 419–428
- 15 Eschenauer H A. Structural behaviour and optimal layout of light constructions. *Arch Appl Mech*, 2006, 75: 441–457
- 16 Felton L P, Dobbs M W. On optimized prestressed trusses. *AIAA J*, 1977, 15: 1037–1039
- 17 Jones T C, Bart-Smith H, Mikulas M M, et al. Finite element modeling and analysis of large pretensioned space structures. *J Spacecraft Rockets*, 2007, 44: 183–193
- 18 Liao L, Du B. Finite element analysis of cable-truss structures. In: Proceeding of Aiaa/asme/asce/ahs/asc Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. Orlando, 2010
- 19 Ma Y J, Du J L, Duan B Y. A method to design the initial equilibrium state of spaceborne cable-net antenna considering the flexibility of supporting trusses (in Chinese). *J Mech Eng*, 2015, 51: 114–119 [马亚静, 杜敬利, 段宝岩, 等. 考虑支撑桁架变形的星载索网反射面天线形态设计方法. 机械工程学报, 2015, 51: 114–119]
- 20 Greschik G. Truss beam with tendon diagonals: Mechanics and designs. *AIAA J*, 2008, 46: 557–567
- 21 Ruze J. Antenna tolerance theory—a review. *Proc IEEE*, 1966, 54: 633–640
- 22 Gao F, Dai J S. Research Progress on Theory and Application of Modern Mechanisms (in Chinese). Beijing: Higher Education Press, 2014 [高峰, 戴建生. 现代机构学理论与应用研究进展. 北京: 高等教育出版社, 2014]
- 23 Felton L P, Hofmeister L D. Prestressing in structural synthesis. *AIAA J*, 1970, 8: 363–364
- 24 Levy R. Structural Engineering of Microwave Antennas for Electrical, Mechanical, and Civil Engineers. New York: IEEE Press, 1996
- 25 Woody D P, Schinckel A. Measurement, modeling, and adjustment of the 10.4-m-diameter leighton telescopes. *Proc SPIE*, 1998, 3357: 474–485
- 26 von Hoerner S, Woon-Yin Wong S. Gravitational deformation and astigmatism of tiltable radio telescopes. *IEEE Trans Antennas Propagat*, 1975, 23: 689–695

A novel design of large full-steerable reflector antenna

FENG ShuFei, DUAN XueChao & DUAN BaoYan*

Key Laboratory of Electronic Equipment Structure Design of Ministry of Education, Xidian University, Xi'an 710071, China

Aiming at the problem of self-weight and cost of 110 m large full-steerable reflector antenna, a new design scheme is proposed. Compared with the conventional scheme, the self-weight, drive power and cost can be reduced by 1/2, 2/3 and 1 orders of magnitude. Firstly, an ultra-light prestressed cable-truss structure is proposed to replace the traditional rigid heavy rigid truss structure. Then, a novel parallel servo mechanism is proposed to replace the conventional *Az-El* scanning mechanism. Furthermore, an optimization model is established based on the modularized design. Finally, the new scheme is applied to the numerical examples and a practical antenna with a diameter of 26 m, and the results verify the feasible and effective of the scheme and the method. In addition, the design scheme is extensible and can be applied to the design of large structures and devices such as antennas, weapon mounts and large solar panels in other land, sea, air and space fields.

large reflector antenna, ultra light antenna structure, prestressed cable truss structure, parallel servo drive mechanism, modular optimization design

PACS: 95.55.Jz, 84.40.Ba, 62.20.-x, 07.07.Tw, 46.15.Ax

doi: [10.1360/SSPMA2016-00517](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00517)