

服役载荷与结构参数对塔式太阳能定日镜光学精度的影响

李彬, 颜健*, 周炜, 彭佑多

湖南科技大学机电工程学院, 湖南 湘潭 411201

摘要 以典型的 20 m^2 小型定日镜为对象, 采用光-机集成建模方法, 研究了自重和风载荷联合作用下定日镜的服役光学精度特性, 综合考虑了定日镜工作高度角、风压大小和关键结构参数的影响。结果表明, 沿镜面横向的斜率误差分量 D_x 要明显大于沿其竖向的 D_y , 螺栓数量 N 增加对 D_x 影响不显著, 但能显著减小 D_y , 反射镜面自身刚度弱是其服役光学精度下降的主要原因; 机架中角钢型材的边长 a 在 $30\sim 50\text{ mm}$ 之间对光学精度影响较小, 但厚度 t 对光学精度的影响较为显著。定日镜结构变形与镜面斜率误差均随着风压载荷的增加而线性增加, 且不同高度角 β 下总镜面斜率误差变化曲线斜率基本一致; 仅在自重作用下, 高度角 $0^\circ\sim 90^\circ$ 内总斜率误差能控制在 1.45 mrad 以内; 镜面变形与其斜率误差分布规律完全不同, 镜面斜率误差与镜面变形之间并非呈线性正比关系, 采用光学精度进行评价或指导定日镜结构优化设计是最佳途径。

关键词 光学器件; 塔式定日镜; 服役载荷; 光-机集成; 镜面斜率误差; 光学精度

中图分类号 TK513.1; O435.1 **文献标志码** A

DOI: 10.3788/AOS231688

1 引言

塔式太阳能光热发电技术具有光-电转换效率高和灵活储能等优势, 已成为助力“碳达峰、碳中和”目标实现的重要技术之一^[1]。定日镜是整个塔式光热电站中实现太阳光能汇集的核心装置, 要求将吸热塔周边一定范围内的太阳光能高质量地聚焦于吸热器内并完成光-热转换^[2]。但在定日镜服役过程中, 其易受自重和风载作用而发生结构变形, 且定日镜与吸热塔距离较远, 定日镜反射镜面的微小变形将会使反射的太阳光束落靶于吸热器, 直接导致定日镜的聚光效率降低和吸热器的光能分布品质恶化^[3-6]。因此, 探究自重和风载荷作用下定日镜的服役光学精度尤为重要, 能为其轻量高精度设计与服役性能保障等提供参考。

近年来, 有大量关于典型风载荷以及支撑结构等方面的塔式定日镜研究^[7-10], 例如卢春玲等^[8]提出一种新的湍流脉动流场产生方法, 能够预测出定日镜顺风向的等效风荷载并且模拟出流场中的紊流与涡旋; 吴卫祥等^[9]通过实验得到定日镜的风压分布结果和结构抗风设计参数变化, 结果表明定日镜阵风系数值由四周向中心减小, 且随着方位角的增大, 定日镜的整体风振系数呈先减小后增大的趋势; Luo 等^[10]研究了定日

镜结构的疲劳寿命随着风向、海拔和形状系数变化的规律。但是这些研究仅仅讨论了风载荷对定日镜力学性能的影响, 并未涉及到定日镜服役光学精度的评价。随着塔式太阳能电站的大规模建设与应用, 部分学者已开始关注定日镜服役光学精度或聚光性能问题^[11-13], 例如 Ji 等^[11]研究了风载荷下俯仰角和风向角对定日镜聚光效率的影响; Yang 等^[13]提出了一种“伞形”支撑结构, 并在典型风载荷下与传统定日镜结构进行比较, 对比其位移、应力值以及光学效率等方面, 研究表明该结构能减少定日镜质量且能够保证光学效率。以上研究虽然关注了服役光学精度, 但所涉及的都是大型定日镜或者具有新型支撑结构的定日镜, 对于目前应用广泛的小型轻量定日镜的服役光学精度研究报道较少。本文以典型的面积为 20 m^2 的轻质小型定日镜为对象, 采用一种考虑太阳能聚光器服役变形的普适性光-机集成建模方法, 建立定日镜的光-机集成分析模型, 研究自重和风载荷作用下关键结构参数对定日镜服役光学精度的影响规律, 包括各平面镜底部的三列支撑螺栓的间距 d 、每列支撑螺栓的数量 N 、支撑反射镜的机架结构参数和梁截面参数等, 研究结论能为轻量化高精度定日镜设计、定日镜服役性能保证等提供重要参考。

收稿日期: 2023-10-23; 修回日期: 2023-12-06; 录用日期: 2023-12-15; 网络首发日期: 2023-12-23

基金项目: 国家自然科学基金(52105097)、湖南省自然科学基金(2023JJ30260)、湖南教育厅重点项目(22A0343)

通信作者: *yanjian1988@hnust.edu.cn

2 定日镜及其结构参数

塔式太阳能定日镜的结构示意如图 1 所示,它是一种典型的小面积轻质定日镜,已大规模应用在青海中控德令哈 50 MW 塔式太阳能光热电站(装机容量为 50 MW)和全球最大的 Ivanpah 塔式太阳能光热电站(总装机容量为 392 MW)中。该定日镜由立柱、安装在立柱顶端的方位-俯仰双轴跟踪装置、若干型材焊接而成的机架、固定于机架两侧且面积相等的平面镜等部件组成。其中,机架以一根矩形管为主横梁,并在主横梁上垂直焊接由 6 根角钢型材的副梁组成的轻质钢结构,为了增加悬臂副梁的支撑刚度,在其下方设置角钢型材的斜支撑杆;每块平面镜位于 3 根副梁上方并通过若干螺栓进行支撑固定。通常而言,支撑立柱和双轴跟踪装置的承载刚度较强,为了保障服役载荷作用下定日镜整机的光学精度,应重点关注聚光结构部分(机架及其连接的镜面)。基于此,重点研究载荷和定日镜关键结构参数对其服役光学精度的影响。

定日镜的总采光面积取为常用的 20 m^2 , 单个平面镜的尺寸为 $2.5 \text{ m} \times 4.0 \text{ m}$, 玻璃银镜厚度为 4.0 mm ,

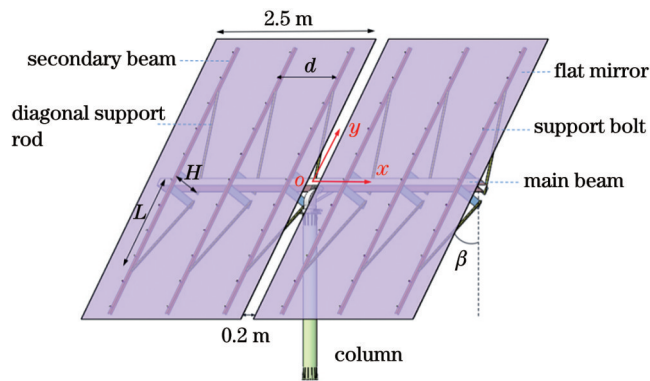


图 1 太阳能定日镜结构组成
Fig. 1 Solar heliostat structure composition

参考青海中控德令哈电站,设置定日镜的最大工作风速为 24 m/s 。如图 1 所示,在两块平面镜的中心建立固定的全局坐标系 $o-xyz$,其中 y 轴与平面镜(或球面镜)背部各列支撑螺栓平行,后续光-机集成数据处理均在此坐标系中进行。定日镜会在不同的高度角 β 工作,以实现将太阳光反射至吸热塔目标位置,此时自重载荷的作用效果也会发生改变,当 $\beta=90^\circ$ 时,定日镜指向天顶。关键结构参数包括各平面镜底部的三列支撑螺栓间距 d 、每列支撑螺栓的数量 N 、副梁和斜支撑杆的角钢截面几何参数,以及斜支撑杆的位置参数(H 和 L)等,这些参数均会影响镜面的承载刚度和光学精度。基于此,将研究在自重和风载荷作用下上述不同结构参数对定日镜服役光学精度的影响规律,为设计轻量化高精度定日镜提供参考。

3 定日镜有限元模型与光-机集成建模方法

3.1 定日镜的有限元模型

采用 Ansys Workbench 2021 有限元软件建立了定日镜结构的有限元模型,如图 2(a) 所示。由于平面镜厚度仅为 4 mm ,采用 Shell 181 壳单元来建立平面镜模型;定日镜的机架是由若干型材和连接板焊接或螺栓固定而成的,且通过若干螺栓将平面镜与机架固定连接,考虑到定日镜模型网格数量不大,于是采用 Solid 实体单元模拟机架及其连接螺栓,且这些连接位置均采用 MPC (Multi-point constraints) 实现固定连接。定日镜有限元模型的局部网格效果如图 2(b) 所示,平面镜采用三角形网格进行离散,这样能更贴近变形后的曲面几何,而且更能够提升后续光-机集成数据的传递精度。对比平面镜变形后的斜率误差最终确定平面镜网格离散尺寸为 8 mm ,其他机架结构网格尺寸为 15 mm (同时确保型材结构厚度方向至少划分 3 层网格)。平面镜材料为浮法玻璃,其密度为 2500 kg/m^3 、杨氏模量为 70 GPa 、泊松比为 0.23 ^[14-15];机架均采

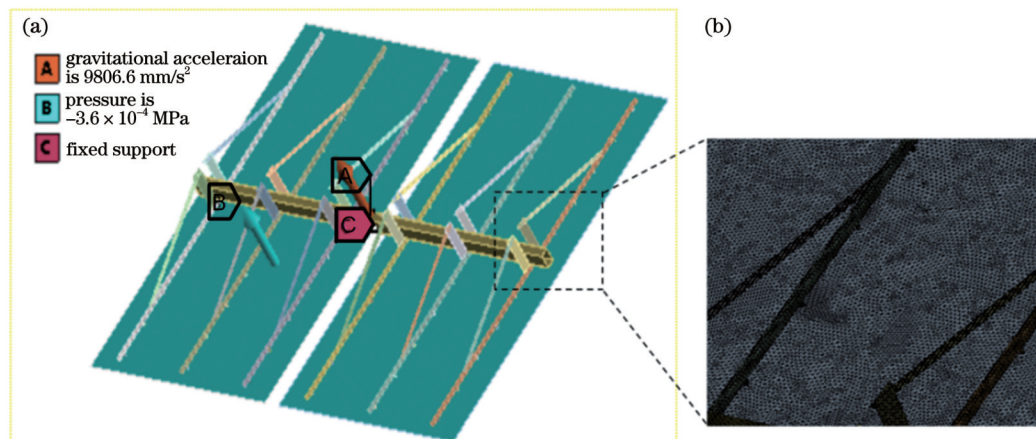


图 2 定日镜结构有限元模型和局部网格。(a) 定日镜结构有限元模型;(b) 局部网格
Fig. 2 Finite element model and local mesh of heliostat structure. (a) Finite element model of heliostat structure; (b) local mesh

用 Q235 材料,其密度为 7850 kg/m^3 、杨氏模量为 200 GPa 、泊松比为 0.3 。

定日镜有限元模型的载荷及其边界约束如下:定日镜始终承受自重载荷,在不同的高度角下通过加速度分量来等效施加自重;假设定日镜的平面镜表面承受均匀的风压载荷,且风压方向由平面镜的前表面指向其后方,以最大工作风速 24 m/s 计算出的等效风压载荷为 360 Pa 。定日镜的机架部分原本与立柱顶端的双轴跟踪装置相连接,可实现其载荷传递和视日跟踪运动功能,由于所提模型仅模拟机架及其镜面的承载变形,因此将机架原连接部位均设置为固定约束。

3.2 光-机集成建模方法及镜面光学精度评价

服役载荷作用下定日镜的机械结构和反射镜面均会发生变形,从而降低其光学精度。本质而言,定日镜是以聚光为目标性能的光-机集成装置。为了实现机械变形到其光学信息的传递,采用一种考虑聚光器服役变形的光-机集成建模方法^[15],该方法将聚光器的反射镜面离散成大量的平面微元,并由平面微元的变形信息直接建立其几何光学信息,实现反射镜的结构变形与数据的统一和集成,该方法适用于任何采用反射镜面的太阳能聚光系统^[14-16]。采用此光-机集成建模方法,可实现载荷作用下定日镜中平面镜的变形结果到光学精度信息的传递与转换。具体的光机集成建模涉及的公式推导见文献^[15]。

服役载荷作用下定日镜的反射镜面光学精度评价包括位置误差和斜率误差,其中位置误差与镜面变形后各反射点偏离理想曲面的距离有关,斜率误差是指镜面某点承载变形后的实际法线与该点理想法线之间的夹角,关注的是其法线矢量。对于定日镜而言,其对斜率误差尤为敏感,因其长距离反射会聚太阳光,微小的斜率误差会导致会集光线偏离目标区域。因此,重点关注局部镜面斜率误差及其分量,以及整体斜率误差指标。镜面上任意网格 i 的斜率误差^[15]可表示为

$$\varphi_i = \arccos \frac{\mathbf{M}_{\text{real}} \cdot \mathbf{M}_{\text{ideal}}}{\|\mathbf{M}_{\text{real}}\| \cdot \|\mathbf{M}_{\text{ideal}}\|}, \quad (1)$$

式中: \mathbf{M}_{real} 是结构变形后网格 i 形心点 p 的实际法线矢量; $\mathbf{M}_{\text{ideal}}$ 是结构未变形时的理想法线矢量。

镜面斜率误差 φ_i 沿全局坐标系 $o-xyz$ 的 x 轴和 y 轴方向分解为 Δd_{x_i} 和 Δd_{y_i} , 可用于评估聚光器变形后反射镜面的光学误差分布。采用局部镜面斜率误差的均方根(RMS)来描述整个反射镜面的光学误差。考虑到反射镜面离散后各网格尺寸存在差异,沿 x 轴和 y 轴方向的局部斜率误差的面积加权 RMS^[15] 可分别表示为

$$D_x = \sqrt{\sum_{i=1}^M \left[(\Delta d_{x_i})^2 \cdot \frac{A_i}{A_{\text{tot}}} \right]}, \quad (2)$$

$$D_y = \sqrt{\sum_{i=1}^M \left[(\Delta d_{y_i})^2 \cdot \frac{A_i}{A_{\text{tot}}} \right]}, \quad (3)$$

式中: M 为定日镜反射镜面离散后网格的总数量; A_i 为结构变形后网格 i 的有效采光面积, A_{tot} 是整个反射镜面的总采光面积。

4 结果与讨论

4.1 反射镜背部螺栓支撑间距与数量对服役光学精度的影响

定日镜中反射镜承受的服役载荷均通过其背部支撑螺栓传递给机架,这些螺栓的支撑分布是影响镜面服役光学精度的首要因素。本节假定机架结构为非变形的刚体,主要分析螺栓支撑位置参数对其服役光学精度的影响。首先,固定施加 360 Pa 均匀风压载荷且螺栓支撑间距 d 设置为 900 mm ,可以得到各高度角下的平面镜最大变形与斜率误差变化结果,如图 3 所示。镜面的最大变形和斜率误差分量均随着高度角的增加而增大,而且镜面沿 x 方向的斜率误差面积加权 RMS 分量(后文简称为斜率误差分量) D_x 要明显大于沿 y 方向的 D_y , 这是因为暂未考虑机架结构变形,平面镜变形主要表现为沿每列支撑螺栓之间的凹向变形。

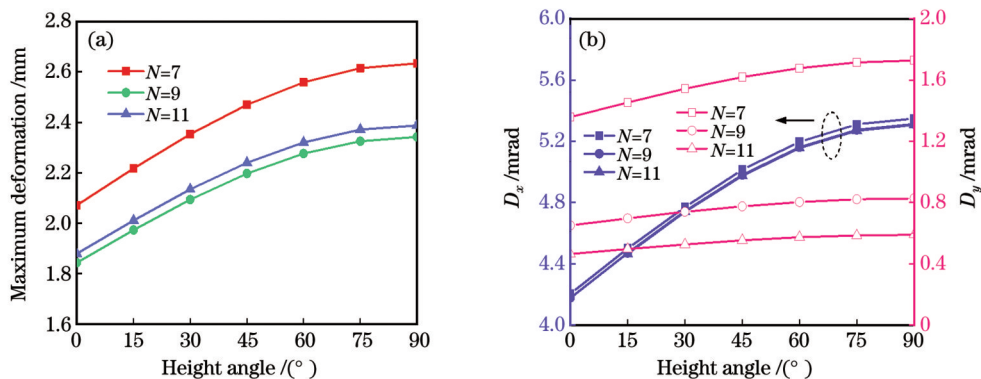


图 3 螺栓支撑间距 $d=900 \text{ mm}$ 时定日镜最大变形与斜率误差随高度角的变化。(a) 平面镜的最大变形; (b) 镜面斜率误差分量
Fig. 3 Variation of maximum deformation and slope error of heliostat with height angle when bolt support spacing $d=900 \text{ mm}$.
(a) Maximum deformation of planar mirror; (b) specular slope error component

在 $N=7$ 时,最大变形随高度角变化只从 2.07 mm 增加到 2.63 mm,但 D_x 从 4.21 mrad 显著增加到 5.35 mrad, D_y 从 1.36 mrad 增加到 1.73 mrad。在镜面风压载荷相等且高度角为 90° 时,自重载荷对其光学精度影响最小。基于此,在后续结构参数影响分析中将高度角设置为 90° 。

设置高度角为 90° ,在自重和最大工作风压 360 Pa 载荷作用下,得到不同螺栓列间距 d 和数量 N 影响下的定日镜最大变形与斜率误差结果,如图 4 所示。镜面的最大变形和斜率误差均随着螺栓支撑数量 N 的增加而逐渐减小,但在 $N \geq 11$ 时镜面斜率误差变化不再

明显。当 $d=750$ mm 时,与螺栓支撑数量 N 为 11 和 13 对应的 D_x 分别为 13.93 mrad、13.51 mrad,两者数据非常接近,但明显小于 $N=5$ 时得到的 17.26 mrad。另外,螺栓支撑数量 N 对镜面最大变形和斜率误差分量 D_x 的影响并不显著,但是对斜率误差分量 D_y 影响显著。当 $d=900$ mm 时,平面镜最大变形在 2.34~5.08 mm 范围内及 D_x 在 5.30~5.55 mrad 范围内,而 D_y 从 5.76 mrad 显著减小到 0.53 mrad。支撑螺栓数量的增加能减小单列螺栓相邻间镜面的凹向变形,从而减少斜率误差分量 D_y 。

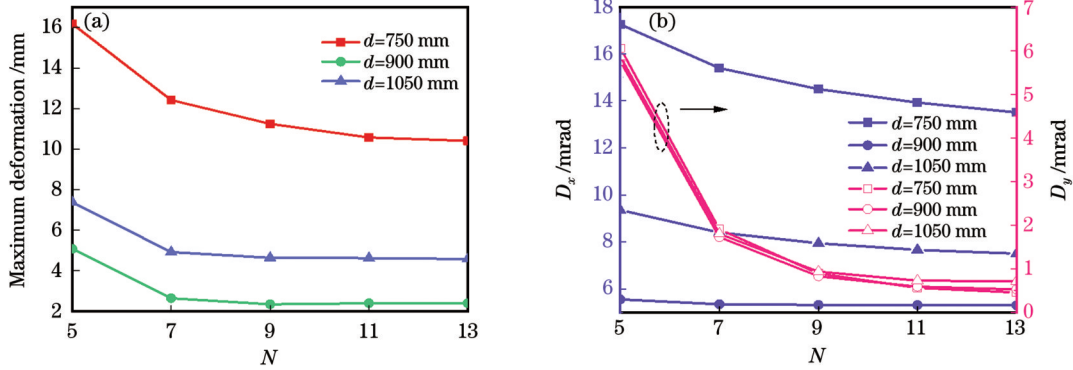


图 4 不同螺栓支撑间距 d 和数量 N 下的定日镜最大变形与斜率误差变化。(a)平面镜的最大变形;(b)斜率误差分量
Fig. 4 Variation of maximum deformation and slope error of heliostat under different bolt support spacing d and quantity N .
(a) Maximum deformation of planar mirror; (b) mirror slope error component

当反射镜背部单列支撑螺栓数量 N 一定时,不同螺栓支撑间距下的斜率误差分量 D_y 基本一致,但 D_x 相差明显,且反射镜的最大变形和斜率误差分量 D_x 并不是随着螺栓列间距 d 的增大呈线性变化,而是呈先减

小后增大的变化趋势。螺栓支撑列间距不同会导致镜面变形区域也不同,因此需要选取合理的螺栓支撑列间距使反射镜光学精度达到最佳。如图 5 所示,当 $d=750$ mm 时,镜面变形主要集中在两侧边缘区域

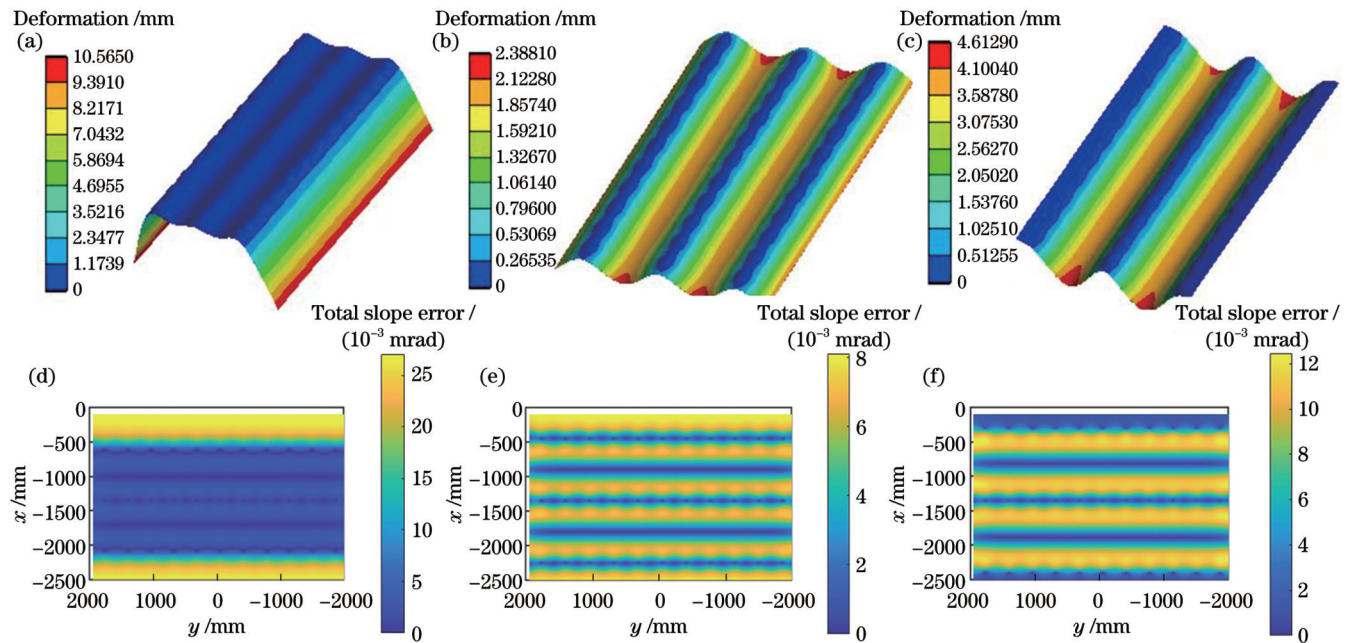


图 5 $N=11$ 时不同螺栓支撑间距 d 下反射镜的变形和总斜率误差分布。(a)(d) $d=750$ mm; (b)(e) $d=900$ mm; (c)(f) $d=1050$ mm
Fig. 5 Distribution of deformation and total slope error of mirrors under different bolt support spacing d when $N=11$. (a)(d) $d=750$ mm; (b)(e) $d=900$ mm; (c)(f) $d=1050$ mm

且最大变形达到 10.56 mm, 镜面总斜率误差最大为 27.31 mrad; 而当 $d=900$ mm 时, 镜面变形主要集中在相邻两列螺栓之间且变形量较小; 但当间距 d 进一步增大到 1050 mm 时, 变形区域范围和变形量均在增加。由镜面变形和斜率误差分布对比结果可知, 最大斜率误差区域并非发生在最大变形区域, 也就是说镜面斜率误差与镜面变形之间并非呈线性正比关系。如果在工程实践中只以镜面变形为约束来优化服役载荷作用下的定日镜结构, 不一定能够获得满意的光学精度。综合对比分析结果, 设置最佳参数: 定日镜的平面镜螺栓支撑间距 d 和数量 N 分别为 950 mm 和 11, 此时镜面最大变形只有 2.38 mm, 镜面斜率误差 D_x 和 D_y 分别为 5.31 mrad、0.59 mrad, 最大斜率误差为 8.03 mrad, 后续以此为基础进一步分析机架结构参数影响。

4.2 机架结构参数对服役光学精度的影响

4.2.1 斜支撑杆位置的影响

定日镜机架中悬臂副梁和斜支撑杆均为 50 mm ×

50 mm × 5 mm 的角钢型材, 考虑在最大工作风压和 90° 高度角自重服役载荷的条件下, 斜支撑杆的不同高度位置 H 和末端与副梁连接位置 L 下反射镜服役光学精度结果, 如图 6 所示。斜支撑杆主要用于改善悬臂副梁的承载刚度, 斜支撑杆位置参数对反射镜服役精度有一定影响, 具体表现为非线性影响规律, 且主要对斜率误差分量 D_y 影响较为明显。由图 6 可知, H 和 L 取值过大或过小时镜面变形均无法得到合理的改善, 最佳组合是 $H=380$ mm 和 $L=1225$ mm, 此时镜面最大变形为 10.79 mm, 镜面斜率误差 D_x 和 D_y 分别为 6.03 mrad、0.76 mrad, 与 3.1 节中最佳参数组合得到的误差进行对比, 计算两者差值可以得到机架对两个斜率误差分量的贡献分别为 0.72 mrad、0.17 mrad, 由此可知机架结构刚度较强, 因此, 反射镜面自身刚度的减小是其光学精度下降的主要原因, 应根据实际情况在反射镜背部增加支撑筋板结构来提升其承载刚度。

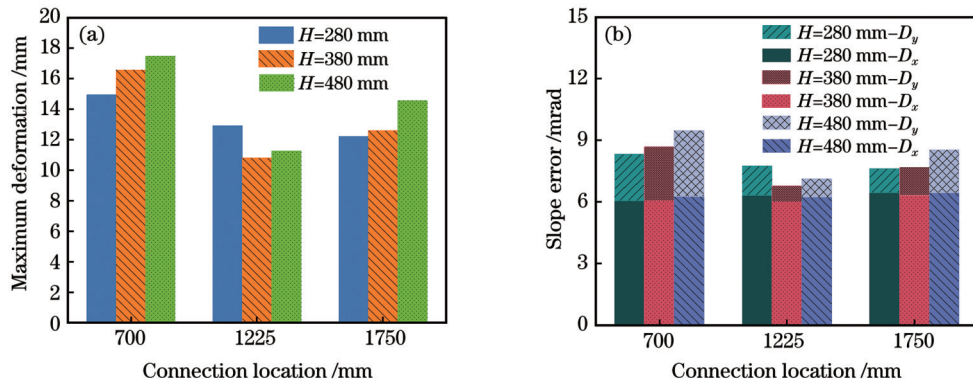


图 6 在不同斜支撑杆的位置参数 (H 和 L) 下反射镜服役光学精度结果。(a) 平面镜的最大变形; (b) 镜面斜率误差分量
Fig. 6 Results of optical accuracy of mirrors in service under different position parameters (H and L) of oblique support rods.
(a) Maximum deformation of planar mirror; (b) mirror slope error component

4.2.2 副梁和斜支撑杆型材截面尺寸的影响

考虑在最大工作风压和 90° 高度角自重服役载荷的条件下, 副梁和斜支撑杆取不同等边角钢截面参数下反射镜服役光学精度结果, 如图 7 所示, 参数组合为

角钢边长 $a=30, 40, 50$ mm 与厚度 $t=3.0$ mm、4.0 mm。当厚度 $t=3.0$ mm 时, 不同角钢边长下的最大变形为 13.82~15.89 mm, D_x 和 D_y 分别为 6.36~6.59 mrad 和 1.61~2.62 mrad; 而当厚度 $t=4.0$ mm 时, 不同角钢边

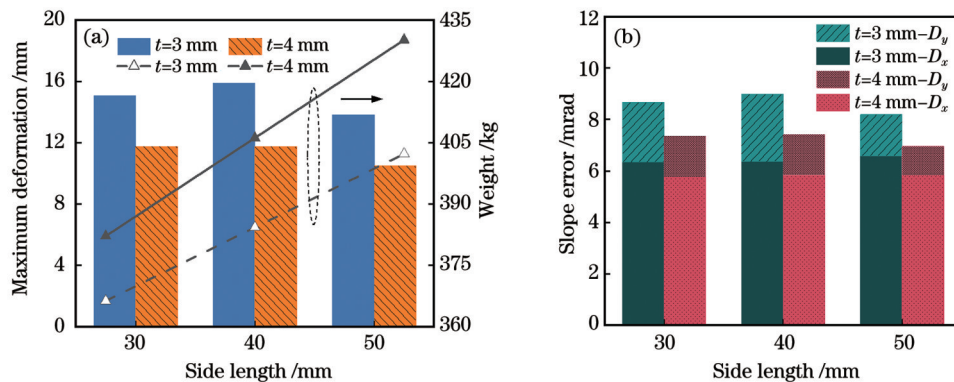


图 7 不同角钢截面参数 (a 和 t) 下反射镜服役光学精度结果。(a) 平面镜的最大变形; (b) 镜面斜率误差分量
Fig. 7 Results of optical accuracy of mirrors in service under different angle steel cross-section parameters (a and t). (a) Maximum deformation of planar mirror; (b) mirror slope error component

长下的最大变形为 10.49~11.76 mm, D_x 和 D_y 分别为 5.77~5.85 mrad 和 1.13~1.58 mrad。当型材厚度一定时,角钢边长 a 取值由 30 mm 到 50 mm,对镜面服役光学精度影响较小,而且还会增加机架的质量;反而是当角钢边长 a 取值一定时,型材厚度 t 的变化对镜面服役光学精度的影响更为显著。当 $t=4.0$ mm 时,在 $a=30$ mm 与 $a=50$ mm 情况下得到的 D_x 相差只有 0.08 mrad, D_y 相差只有 0.45 mrad,即服役光学性能基本相当,但机架质量从 382 kg 增加到 430 kg,以青海中控德令哈 50 MW 塔式太阳能电站为例,整个电站有 27135 台定日镜,采用 $t=4.0$ mm 和 $a=30$ mm 的角钢能相比减少 1302 吨钢材,这是非常可观的效益;而当 $a=30$ mm 时,在厚度 $t=3.0$ mm 和 $t=4.0$ mm 情况下

得到的 D_x 相差 0.59 mrad, D_y 相差为 0.74 mrad。

考虑在最大工作风压和 90° 高度角自重服役载荷的条件下,图 8 给出了角钢规格分别为 50 mm×50 mm×5 mm 和 30 mm×30 mm×4 mm 时定日镜变形和总斜率误差分布,两种规格型材下结构变形和斜率误差分布均非常相似,虽然前者比后者的 D_y 减小了 0.81 mrad,但是 D_x 反而增加了 0.25 mrad,两者的最大变形差值接近 2.0 mm,并且机架质量增加了 75.25 kg。这说明了仅靠增大悬臂副梁角钢规格并不一定能提升镜面光学精度,反而会造成材料浪费;要想进一步提升光学精度,应考虑增加镜面自身结构承载刚度,例如给反射镜背部增设支撑板等。

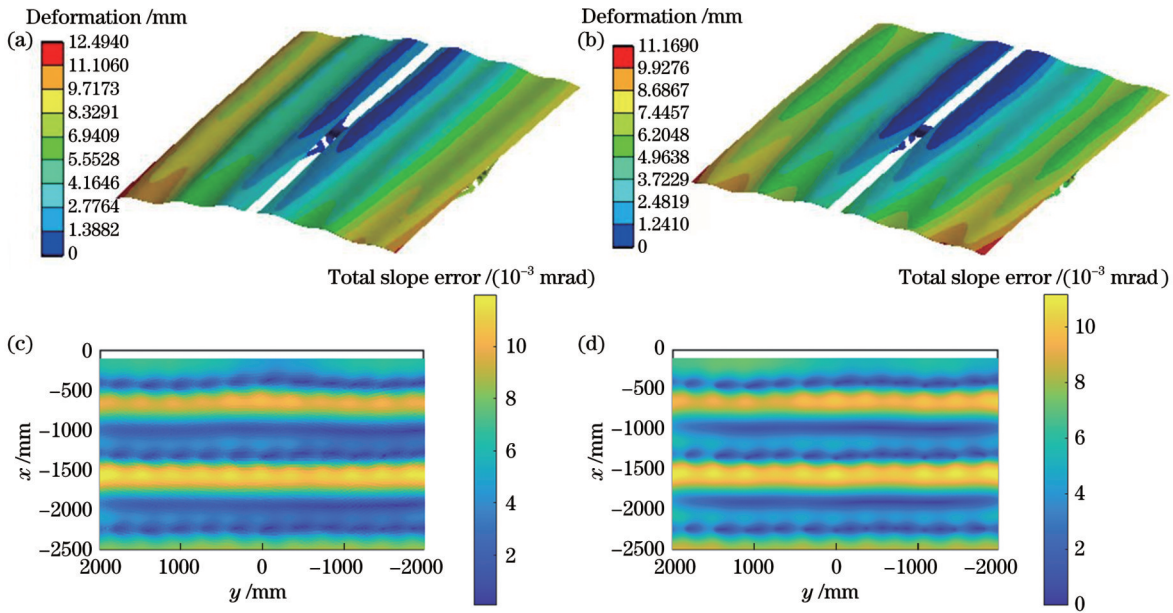


图 8 不同角钢截面参数(a 和 t)下反射镜的变形和总斜率误差分布。(a)(c) $a=50$ mm, $t=5.0$ mm; (b)(d) $a=30$ mm, $t=4.0$ mm
Fig. 8 Distribution of deformation and total slope error of mirrors under different angle steel cross-sectional parameters (a and t).
(a)(c) $a=50$ mm, $t=5.0$ mm; (b)(d) $a=30$ mm, $t=4.0$ mm

4.3 不同风压下的镜面光学精度

基于 4.1~4.2 节分析选取的最佳结构参数,即 $d=950$ mm, $N=11$, $H=380$ mm, $L=1225$ mm, $a=30$ mm 和 $t=3.0$ mm,进一步模拟得到不同风压(0~360 Pa)和高度角(0°、45°、90°)组合情况下的反射镜的最大变形和斜率误差变化如图 9 所示。结构变形与镜面斜率误差均随着风压的增加而线性增加,其中不同高度角 β 下拟合得到最大变形曲线具有不同的斜率,最大变形变化范围为 3.63~11.76 mm;而不同高度角下镜面总斜率误差变化曲线的斜率基本一致,仅存在平移差异。当 $\beta=90^\circ$ 时,采用最小二乘法对镜面总斜率误差与风压进行直线拟合,得到镜面总斜率误差曲线的斜率为 0.0126,截距为 1.439。在仅自重载荷作用下,不同高度角下的镜面总斜率误差略有差异,高度角 0°~90° 区间内总斜率误差在 1.27~1.45 mrad 范围内变化。

图 10 给出了高度角 $\beta=90^\circ$ 时风压分别为 0 Pa 和

180 Pa 的反射镜最大变形和总斜率误差分布,镜面变形与其斜率误差分布规律完全不同,镜面变形的最大区域均在边缘区域,但总斜率误差的较大区域沿 y 方向呈条状分布。这也再一次表明,仅通过镜面变形大小来判断镜面光学精度的优劣是不准确的。定日镜具有聚光功能,应该用光学精度其进行评价并指导其结构优化设计。

需要注意,定日镜会聚光于不同高度角,且在相同来流风速的条件下,定日镜的风载荷会随着高度角的增加而显著减小,尤其是在高度角 $\beta=90^\circ$ 时,风载荷最小。由文献[17]的风洞实验结果可知,定日镜正面迎风的高度角分别为 0°、45° 和 90° 的平均净风压系数分别约为 1.00、0.65 和 0.20。由此可知,当定日镜工作于高度角 $\beta=90^\circ$ 时,即使来流风速达到 24 m/s,也仅相当于承受 72 Pa 的均匀风压载荷,其服役光学精度仍非常优异。

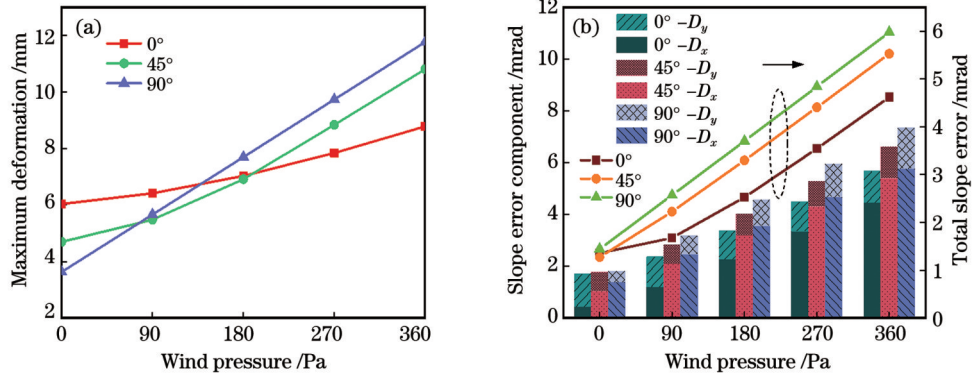


图 9 不同风压和高度角下反射镜服役光学精度结果。(a)平面镜的最大变形;(b)镜面斜率误差分量

Fig. 9 Results of optical accuracy of mirrors in service at different wind pressures and altitude angles. (a) Maximum deformation of planar mirror; (b) mirror slope error component

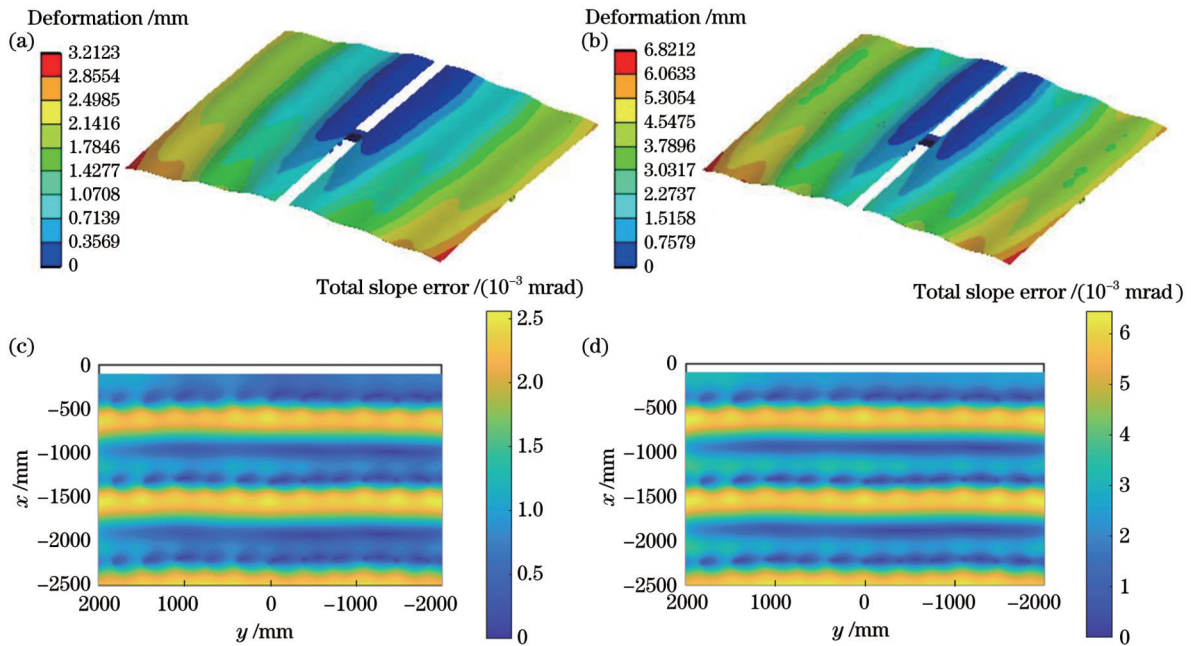


图 10 高度角为 90°时不同风压下反射镜的变形和总斜率误差分布。(a)(c)风压为 0 Pa;(b)(d)风压为 180 Pa

Fig. 10 Distribution of deformation and total slope error of mirrors under different wind pressures when height angle is 90°. (a)(c) Wind pressure is 0 Pa; (b)(d) wind pressure is 180 Pa

进一步选取典型太阳位姿和定日镜场参数,初步展示载荷作用下聚焦光斑的变化。塔式电站全局坐标系 $o_1-x_1y_1z_1$ 位于吸热塔底部的地平面, $+z_1$ 指向天顶, $+x_1$ 指向正西方, $+y_1$ 指向正南方;以 200 m 高的塔顶为中心建立位于 $o_1-x_1z_1$ 平面的平面接收器,选取球面焦距为 250 m 的定日镜反射镜,建立定日镜有限元模型,首先在高度角 $\beta=90^\circ$ 且风压为 360 Pa 时,将平面镜和球面镜分别模拟得到的 D_x 、 D_y 进行对比,其 D_x 差值为 0.32×10^{-4} mrad, D_y 差值为 0.55×10^{-4} mrad,且镜面变形、斜率误差分布均一致,说明大半径球面镜可采用平面镜来替代。对聚光结果进行分析,必须以球面反射镜建模。设置定日镜的反射镜面中心的镜场坐标为 $(0, -150, 2.5)$,单位为 m,太阳高度角为 60° ,方位角为 90° 或 135° 两种情况(正东方向的方位角为 0°)。

在理想、仅自重、自重+180 Pa 风压条件下,塔顶平面接收器的聚焦光斑变化如图 11 所示,当服役载荷越大时,光斑面积也越大,即聚光精度越差;即使镜面变形相同,但方位角发生变化时其聚焦光斑也会呈现不同几何形状;图 11(c) 的聚焦光斑中心偏离了理想中心位置,说明反射镜面变形产生了跟踪误差,此跟踪误差包含于镜面斜率误差内,未来将探索跟踪误差与镜面斜率误差分离的方法,并通过补偿来消除跟踪误差,提高聚光精度。

即使反射镜面具有相同的变形,但塔式电站镜场中不同位置处定日镜和不同服役时刻(太阳位姿)的聚焦光斑也会存在显著差异。总的来说,服役载荷下定日镜聚光性能具有复杂的时空变化特性,未来需要更深入探索此规律,为高效高质量聚光服役提供基础。

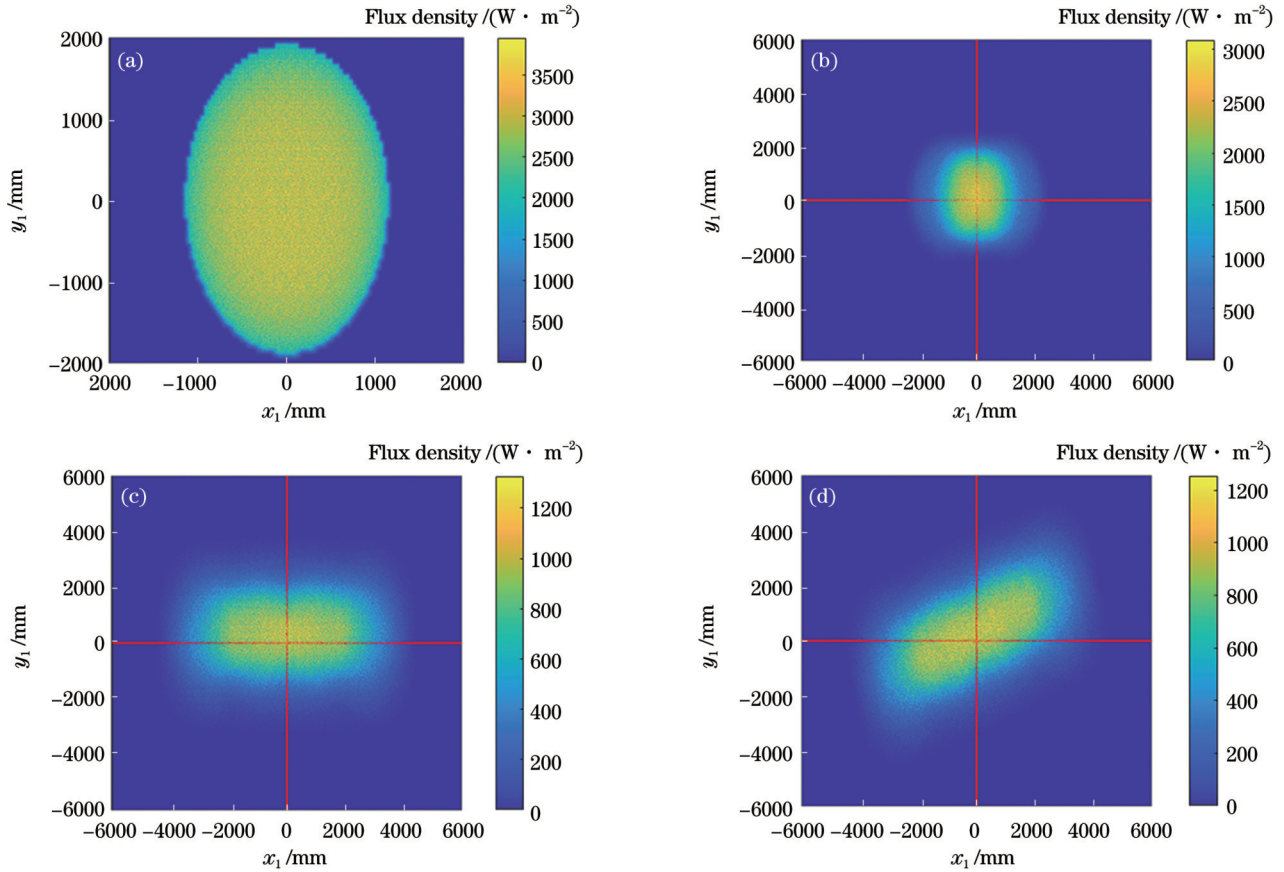


图 11 不同情况下聚焦光斑能流密度分布(太阳直射辐照强度为 1000 W/m^2)。(a)~(c)太阳高度角和方位角分别为 60° 和 90° 时理想镜面、仅受自重、自重 + 180 Pa 风压的结果;(d)太阳高度角和方位角分别为 60° 和 135° 时自重 + 180 Pa 风压工况的结果
Fig. 11 Focused spot flux density distribution under different conditions (intensity of direct sunlight irradiation is 1000 W/m^2). (a)~(c) Results of ideal mirror, self-weight only, and self-weight + 180 Pa wind pressure at solar altitude and azimuth angles of 60° and 90° , respectively; (d) result of self-weight + 180 Pa wind pressure at solar altitude and azimuth angles of 60° and 135° .

5 结 论

以典型小型轻质定日镜为对象,采用光-机集成建模方法,研究了自重和风载荷作用下关键结构参数对定日镜服役光学精度的影响规律,包括各平面镜底部的三列支撑螺栓的间距 d 、每列支撑螺栓的数量 N 、副梁和斜支撑杆的角钢截面几何参数,以及斜支撑杆的位置参数(H 和 L)等,为设计高精度定日镜、保持定日镜服役性能等方面提供重要依据。主要结论如下:

1) 假定机架结构未变形,相同风压下镜面的变形和斜率误差均随定日镜高度角的增加而增大,且沿镜面横向的斜率误差分量 D_x 要明显大于沿其竖向的 D_y ; 反射镜背部支撑螺栓数量 N 增加对 D_x 影响不显著,但能显著减小 D_y , 不过当 $N \geq 11$ 时改善效果不再明显; 反射镜背部支撑螺栓的列间距 d 存在合理值使其光学精度达到最佳。结果表明在最佳参数 $d=950 \text{ mm}$ 和 $N=11$ 条件及 360 Pa 风压和自重作用下, 镜面最大变形只有 2.38 mm , 镜面斜率误差 D_x 和 D_y 分别为 5.31 mrad 、 0.59 mrad 。

2) 机架结构变形对反射镜面的 D_x 和 D_y 的贡献分别

为 0.72 mrad 、 0.17 mrad , 即机架结构刚度较强, 反射镜面自身刚度的减小是其服役光学精度下降的主要原因。

3) 机架中角钢型材的边长 a 在 $30 \sim 50 \text{ mm}$ 范围内对服役光学精度影响较小, 而厚度 t 的影响更为显著。当 $t=4.0 \text{ mm}$ 时, $a=30 \text{ mm}$ 与 $a=50 \text{ mm}$ 的服役光学性能相当, 以青海中控德令哈 50 MW 塔式太阳能电站为例, 前者能减少 1302 吨钢材。

4) 优选结构参数为 $d=950 \text{ mm}$ 、 $N=11$ 、 $H=380 \text{ mm}$ 、 $L=1225 \text{ mm}$ 、 $a=30 \text{ mm}$ 和 $t=3.0 \text{ mm}$, 在不同风压 ($0 \sim 360 \text{ Pa}$) 和高度角 (0° 、 45° 、 90°) 组合下, 结构变形与镜面斜率误差均随着风压的增加而线性增加, 最大变形在 $3.63 \sim 11.76 \text{ mm}$ 范围内; 而不同高度角 β 下总镜面斜率误差变化曲线的斜率基本一致, 仅存在平移差异。当 $\beta=90^\circ$ 时, 得到的镜面总斜率误差拟合曲线斜率为 0.0126 , 截距为 1.439 ; 在仅自重载荷作用下, 高度角 $0^\circ \sim 90^\circ$ 内总斜率误差在 $1.27 \sim 1.45 \text{ mrad}$ 。

5) 镜面变形与其斜率误差分布规律完全不同, 镜面斜率误差与镜面变形之间并非呈线性正比例关系, 工程实践中如以镜面变形为约束来优化设计或评估定日镜结构, 则在服役载荷作用下不一定能获得满意的

光学精度,应该用光学精度对其进行评价和指导定日镜结构优化设计。

参 考 文 献

- [1] 王志峰, 何雅玲, 康重庆, 等. 明确太阳能热发电战略定位促进技术发展[J]. 华电技术, 2021, 43(11): 1-4.
Wang Z F, He Y L, Kang C Q, et al. Strategic positioning of solar thermal power generation to promote technological progress [J]. Huadian Technology, 2021, 43(11): 1-4.
- [2] 魏秀东, 卢振武, 林梓, 等. 塔式太阳能热发电站镜场的优化设计[J]. 光学学报, 2010, 30(9): 2652-2656.
Wei X D, Lu Z W, Lin Z, et al. Design and optimization of heliostat field layout for solar tower power plant[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(9): 2652-2656.
- [3] He Y L, Qiu Y, Wang K, et al. Perspective of concentrating solar power[J]. Energy, 2020, 198: 117373.
- [4] Blume K, Röger M, Pitz-Paal R. Simplified analytical model to describe wind loads and wind-induced tracking deviations of heliostats[J]. Solar Energy, 2023, 256: 96-109.
- [5] 胡耀松, 颜健, 彭佑多. 标志点位置误差对太阳能碟式聚光器镜面位姿视觉调校精度的影响研究[J/OL]. 激光与光电子学进展: 1-15[2023-09-05]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/31.1690.TN.20230904.1722.004.html>.
Hu Y S, Yan J, Peng Y D. Position errors in marker points have an impact on the visual adjustment accuracy of the mirror pose in a solar dish concentrator was conducted[J/OL]. Laser & Optoelectronics Progress: 1-15[2023-09-05]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/31.1690.TN.20230904.1722.004.html>.
- [6] 戴贵龙, 庄莹, 王孝宇, 等. 曲面太阳辐射能流密度测量实验研究[J]. 激光与光电子学进展, 2023, 60(5): 0529001.
Dai G L, Zhuang Y, Wang X Y, et al. Experimental measurement of solar radiation energy flux distribution on curved surfaces[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2023, 60(5): 0529001.
- [7] Gong B, Li Z N, Wang Z F, et al. Wind-induced dynamic response of heliostat[J]. Renewable Energy, 2012, 38(1): 206-213.
- [8] 卢春玲, 陈建通, 陈锦焜, 等. 基于 LES 和 DES 的定日镜结构风致响应分析[J]. 振动与冲击, 2022, 41(11): 298-306.
Lu C L, Chen J T, Chen J K, et al. Wind induced response analysis of heliostat structure based on LES and DES[J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(11): 298-306.
- [9] 吴卫祥, 李正农, 王志峰. 塔式太阳能定日镜抗风设计参数研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(6): 191-197.
Wu W X, Li Z N, Wang Z F. Investigation on wind-resistant design parameters of solar power tower's heliostat based on wind tunnel experiments[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2021, 42(6): 191-197.
- [10] Luo H, Li Z, Xiong Q, et al. Study on the wind-induced fatigue of heliostat based on the joint distribution of wind speed and direction[J]. Solar Energy, 2020, 207: 668-682.
- [11] Ji B F, Qiu P H, Xu F, et al. Concentrating efficiency loss of heliostat with multiple sub-mirrors under wind loads[J]. Energy, 2023, 281: 128281.
- [12] Thalange V C, Dalvi V H, Mahajani S M, et al. Design, optimization and optical performance study of tripod heliostat for solar power tower plant[J]. Energy, 2017, 135: 610-624.
- [13] Yang M C, Zhang Y L, Wang Q G, et al. A coupled structural-optical analysis of a novel umbrella heliostat[J]. Solar Energy, 2022, 231: 880-888.
- [14] 颜健, 彭佑多, 刘永祥, 等. 载荷作用下太阳能聚光器两种光-机集成建模方法的验证[J]. 光学学报, 2022, 42(20): 2022001.
Yan J, Peng Y D, Liu Y X, et al. Validation on two optical-mechanical integration modeling methods for solar concentrator under load[J]. Acta Optica Sinica, 2022, 42(20): 2022001.
- [15] Jian Y, Peng Y D, Liu Y X. An optical-mechanical integrated modeling method of solar dish concentrator system for optical performance analysis under service load[J]. Energy, 2022, 261: 125283.
- [16] Yan J, Peng Y D, Liu Y X. Wind load and load-carrying optical performance of a large solar dish/stirling power system with 17.7 m diameter[J]. Energy, 2023, 283: 129207.
- [17] 刘镇华, 牛华伟, 李红星, 等. 基于刚性模型与气弹模型风洞试验对比的塔式定日镜风振响应研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(8): 134-140, 187.
Liu Z H, Niu H W, Li H X, et al. A study on wind vibration response of a tower heliostat based on comparison of a rigid model and an aeroelastic model wind tunnel test[J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(8): 134-140, 187.

Influence of Service Load and Structural Parameters on Optical Accuracy of Solar Tower Heliostat

Li Bin, Yan Jian*, Zhou Wei, Peng Youduo

School of Mechanical Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, Hunan, China

Abstract

Objective Solar tower thermal power generation technology has the advantages of high light-electricity conversion efficiency and flexible energy storage, and it has become one of the most important ways to achieve the goal of “carbon peak and carbon neutrality”. The heliostat is the core device to realize solar energy pooling in the whole tower photovoltaic power plant. It can focus the solar energy within a certain range around the heat-absorbing tower, so as to complete the light-heat conversion in the heat-absorbing device with high quality. However, the heliostat is susceptible to structural deformation due to self-weight and wind load during service, and the distance between the heliostat and the heat-absorbing tower is relatively large. The small deformation of the reflecting mirror surface of the heliostat will lead to the reflected

solar beam falling on the heat-absorbing device, which will directly lead to a decrease in the light-concentrating efficiency of the heliostat and a deterioration in the quality of the light-energy distribution of the heat-absorbing device. Therefore, it is important to investigate the service optical accuracy of the heliostat under self-weight and wind load, which can provide a basis for its lightweight and high-precision design and service performance guarantee.

Methods In this study, we study a typical lightweight small-scale heliostat of 20 m². First, we establish the three-dimensional (3D) model and the finite element simulation model. Second, we adopt a universal optical-machine integration modeling method previously proposed by the team to consider the service deformation of solar concentrators and establish an optical-mechanical integration analytical model of the heliostat. We also investigate the influence of the key structural parameters under the effect of self-weight and wind load on the optical accuracy of the heliostat in service. The structural parameters include the spacing d and the number N of the three rows of supporting bolts at the bottom of each plane mirror, the structural parameters of the frame supporting the mirrors, and the parameters of the beam cross-section. The conclusions of the study can provide an important basis for the design of lightweight high-precision heliostat and the maintenance of heliostat's performance in service.

Results and Discussions When the wind pressure load on the mirror surface is equal, the self-load at a height angle of 90° has the most unfavorable influence on its optical accuracy. At $N=7$, the maximum deformation with height angle only increases from 2.07 mm to 2.63 mm, but D_x will significantly increase from 4.21 mrad to 5.35 mrad, and D_y will only increase from 1.36 mrad to 1.73 mrad (Fig. 3). Increasing the number of supporting bolts can reduce the concave deformation of the mirror surface between adjacent bolts in a single row, thereby reducing the slope error component D_y (Fig. 4). By comparing the distribution of mirror deformation and slope error, it can be clearly observed that the maximum slope error region does not occur in the maximum deformation region, which means that there is no non-linear positive correlation between mirror total slope error and mirror deformation (Fig. 5). The decrease in stiffness of the mirror itself is the main reason for the decrease in its optical accuracy, and a support rib plate structure should be added to the back of the mirror according to actual needs, so as to enhance its load-bearing stiffness (Fig. 6). Simply increasing the size of the cantilever secondary beam angle steel may not necessarily improve the optical accuracy of the mirror but rather result in material waste. To further improve optical accuracy, efforts should be made on the structural load-bearing stiffness of the mirror itself, such as adding a support plate on the back of the mirror (Figs. 7–8). The slope of the mirror total slope error variation curve at different height angles is basically the same, with only translation differences (Fig. 9).

Conclusions If the frame structure is not deformed, the deformation and slope error of the mirror surface under the same wind pressure increase with the increase in the height angle of the heliostat mirror, and the slope error component D_x along the mirror surface in the transverse direction is significantly larger than D_y along its vertical direction; the increase in the number N of mirror back bolts does not have a significant effect on D_x , but it can significantly reduce D_y , and the improvement is no longer obvious when $N \geq 11$. There exists a reasonable value for the column spacing d to optimize the optical accuracy. In the example, the best parameters are $d=950$ mm and $N=11$, and the maximum deformation of the mirror surface is only 2.38 mm under 360 Pa wind pressure and self-weight. The errors of mirror slope D_x and D_y are only 5.31 mrad and 0.59 mrad. The structural deformations of the frame are only 0.72 mrad and 0.17 mrad to the D_x and D_y of the reflecting mirror surface. The structural stiffness of the frame is relatively affluent, and the stiffness of the reflecting mirror surface itself is the main reason for the degradation of its optical accuracy in service. The edge length a of the angle profiles in the rack between 30 mm and 50 mm has less effect on the service optical accuracy, while the effect of the thickness t is more significant. At $t=4.0$ mm, the service optical performance of $a=30$ mm and $a=50$ mm are comparable, and the former can reduce 1302 tons of steel in the case of the 50 MW solar tower power plant in Delingha, Qinghai. The preferred structural parameters are $d=950$ mm, $N=11$, $H=380$ mm, $L=1225$ mm, $a=30$ mm, and $t=3.0$ mm. Under different combinations of wind pressures (0–360 Pa) and height angles (0°, 45°, and 90°), the deformation of the structure and the error of the slope of the mirror surface increase linearly with the increase in the wind pressures, and the maximum deformation is in the range of 3.63–11.76 mm. While the slopes of the mirror total slope error change curves are basically the same for different height angles β , with only translational differences. When $\beta=90^\circ$, the slope of the curve obtained by fitting the total mirror slope error with wind pressure is 0.0126, and the intercept is 1.439. Under the action of self-weight load only, the total slope error is in the range of 1.27–1.45 mrad for the height angles of 0°–90°. The distribution pattern of mirror deformation and its slope error is completely different. The relationship between mirror slope error and mirror deformation is not linear and proportional. In engineering practice, if the optimization design or evaluation of a heliostat structure is constrained by mirror deformation, satisfactory optical accuracy may not be obtained under a service load. Therefore, optical accuracy should be used to evaluate and guide the optimization design of the heliostat structure.

Key words optical devices; solar tower heliostat; service load; optical-mechanical integration; mirror slope error; optical precision