

星载激光雷达望远镜主镜光机分析与优化

穆永吉^{1,2}, 万 渊¹, 刘继桥¹, 侯 霞¹, 陈卫标¹

(1. 中国科学院上海光学精密机械研究所 中国科学院空间激光信息传输与探测技术重点实验室, 上海 201800; 2. 中国科学院大学, 北京 100049)

摘 要: 针对研制和集成完的直径为 1 m 的激光雷达望远镜, 介绍了望远镜主镜系统的结构设计, 并分析了主镜二级背板安装点匹配失调及主镜挠性支撑脚作用对主镜面形的影响。通过建立主镜系统的有限元模型开展光机分析, 并对分析结果进行了处理, 使其能够与集成装校时的干涉测量波前图进行直接对比, 得出二级背板与光学基板安装点匹配失调是导致主镜形变过大的主要原因。针对此问题对望远镜主镜系统结构进行了改进, 通过有限元光机结构分析, 预计优化后的结构能够有效地减小匹配失调导致的主镜形变, 将使主镜均方根形变量从 0.3λ 降至 0.097λ ($\lambda=632.8\text{ nm}$), 满足激光雷达要求的 0.15λ 面形要求。

关键词: 激光雷达; 望远镜; 光机分析; 光机系统结构优化; 有限元分析
中图分类号: O436 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA201847.0718002

Optomechanical analysis and optimization of spaceborne lidar telescope primary mirror

Mu Yongji^{1,2}, Wan Yuan¹, Liu Jiqiao¹, Hou Xia¹, Chen Weibiao¹

(1. Key Laboratory of Space Laser Communication and Detection Technology, Shanghai Institute of Optics and Fine Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 201800, China;
2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

Abstract: Based on the fabricated and assembled lidar telescope, the structure of its primary mirror subsystem was presented. The effects on the primary mirror surface of the mismatch among the assembling points on the second supporting board and the malfunction of the flexible supporting foot on the first board were analyzed. The optomechanical analysis was conducted through establishing the finite element model of the primary mirror, the analyzing results were compared with the measured wave front map during the assembling. According to the analysis, the mismatch of the assembling points on the second baseplate was the main reason to deform the primary mirror surface. The primary mirror subsystem structure was optimized through integrated optomechanical analysis. And the expected root mean square deformation of the primary mirror should be decreased from 0.3λ to 0.087λ , which meets the specification requirement of 0.15λ .

Key words: lidar; telescope; optomechanical analysis; optimization of optomechanical system; finite element analysis

收稿日期: 2018-02-05; 修订日期: 2018-03-03

基金项目: 国家重点研究发展计划(2017YFF0104600); 民用航天预研项目(D040103); 民用航天激光雷达 ACDL

作者简介: 穆永吉(1989-), 男, 博士生, 主要从事激光雷达方面的研究。Email: mu_yongji@siom.ac.cn

导师简介: 陈卫标(1969-), 男, 研究员, 博士, 主要从事激光遥感与空间激光器技术方面的研究。Email: wbchen@siom.ac.cn

0 引言

对地观测星载激光雷达大口径接收望远镜的主镜有效口径一般在 $\Phi 1\text{ m}$ 量级,为了减小发射载荷质量,在结构上进行了轻量化设计,但反射镜镜坯的轻量化会使反射镜面形易受到环境因素影响,如空间重力释放、温度梯度等的影响会使系统光学性能下降^[1-4]。在接收望远镜主镜地面集成装校过程中,各个连接机构之间的配合误差也会使零件存在应力而影响到主镜的面形,这是在实际装校检测过程中遇到的难题。为了能够量化地分析空间光学系统受以上因素影响所导致的光学性能下降,有限元分析技术以及光机系统跨学科集成分析技术得到了大量的发展和应用^[5-8]。

文中对星载激光雷达大口径接收望远镜主镜系统的安装结构进行了研究,同时分析了在望远镜主镜系统与光学基板集成前后过程中由于配合失调出现的主镜面形偏差过大的现象,通过建立主镜有限元模型进行了集成分析并对系统安装结构进行了改进,使优化后的结构能够减小系统由于配合失调导致的主镜形变过大的难题,最终满足激光雷达望远镜集成装校的波前需求。

1 望远镜主镜系统结构与装校测试

1.1 望远镜主镜系统的结构设计

望远镜作为星载激光雷达的主要组件,主要接收激光大气及地面散射信号,设计的激光雷达望远镜为 Ritchey-Chretien 系统,主镜为双曲面,有效光学口径 $\Phi 1\text{ m}$ 。望远镜真空低温的工作环境以及从地面的集成装配环境过度到零重力环境的过程均对激光雷达的光机结构稳定性有着严格的要求。激光雷达载荷发射、重力释放以及温度变化会对接收望远镜结构产生冲击、振动等影响,对于望远镜主镜来说,除了自身结构的形变外,还会受到支撑结构的形变应力的影响。为了减小支撑结构形变对接收望远镜主镜的影响,从两个方面设计了应力释放的支撑结构,如图 1 所示,主镜由挠性支撑脚通过胶接件与一级背板进行相连,并由固定在一级背板上的刚性芯轴进行同轴限位,之后一级背板再以刚性的连接方式固定于二级背板上,从而形成完整的主镜系统。

图 1 中 1 是主镜,2 是主镜限位芯轴,3 是挠性支撑脚,4 是胶接件,5 是一级背板,6 是二级背板,7 是用于固定主镜结构的光学基板。

由于整个主镜系统固定在激光雷达整机的光学基板上,此光学基板将作为激光雷达发射光学及后接收光路的基准平台,因此一级背板的作用是隔离主镜与二级背板,从而减小光学基板与接收望远镜之间结构形变的影响。

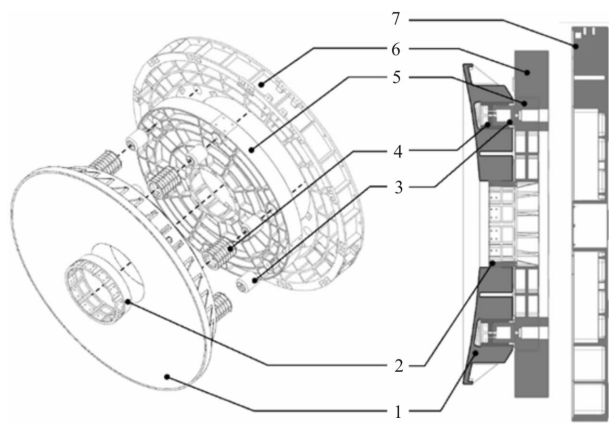


图 1 星载激光雷达接收望远镜结构

Fig.1 Structure of the spaceborne lidar's receiving telescope

望远镜挠性支撑脚的结构设计如图 2 所示,以线切割的工艺将 TC4 钛合金切割为对称的形式,使其保持一定的刚度同时提供必要的弹性,以便能够释放背板形变带来的应力。一共六个同样结构的挠性支撑脚配合胶结件等间隔的分布在望远镜背侧与中孔同心的圆周上来提供足够的支撑与连接刚度,如图 3 所示。对于作为空间载荷的大口径光学仪器,材料的选择非常关键,一般以比刚度及瞬态热畸变作为衡量标准进行选择,如公式(1)和公式(2)所示:

$$M_s = E/\rho \quad (1)$$

$$D_T = D/\alpha \quad (2)$$

式中: E 为弹性模量; ρ 为材料密度; M_s 为比刚度; D 为热扩散率; α 为热膨胀系数; D_T 为瞬态热畸变。较高比刚度意味着采用该材料的元件具有较小自重形变影响及较高的本征频率,较高的瞬态热畸变则会使热畸变达到平衡的时间较短,并且使所导致的光学元件形变最小。最终主镜材料选用 SiC,弹性模量为 400 GPa ,密度为 $3\,200\text{ kg/m}^3$,热扩散率为 $7.45 \times 10^{-5}\text{ m}^2/\text{s}$,热膨胀系数为 $2.4 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$,其具有相对较高的比刚度与瞬态热畸变的优点,非常适合作为航

天光学仪器的反射镜镜坯。激光雷达望远镜主镜采用了等边三角形的蜂窝状轻量化设计以尽可能地减小质量,主镜轻量化率约为 75%。

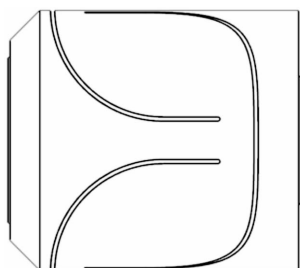


图 2 挠性支撑脚结构图

Fig.2 Flexible supporting foot

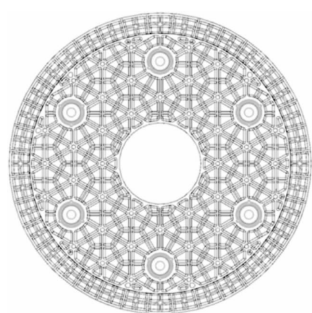


图 3 挠性支撑脚在主镜背侧的分布

Fig.3 Distribution of the flexible supporting feet on the back of the primary mirror

1.2 望远镜主镜装校测试结果

在接收望远镜主镜系统装配结束以及将主镜系统安装在光学基板上,均利用干涉仪检测了望远镜面形。主镜的焦距 $f=1\ 100\text{ mm}$, F 数 1.1。检测小 F 数的大口径球面光学元件可以用置于球心处的点光源进行干涉检验,称为零位检验^[9],是利用球面各点法线均会聚于球心的几何特性,然而对于二次曲面的非球面,其面上各点法线并不与顶点曲率中心重合从而无法采用此方法,但可以将非球面上各点的法线看做光线^[10],如图 4 所示,曲面上某一点 $P(x,y)$,其法线交 x 轴于 C_y 点, C 点为曲面顶点的曲率中心,则 $\Delta_R=CC_y$ 则称为法线像差,由二次曲面的几何关系可得:

$$\Delta_R = xe^2 \quad (3)$$

式中: e 为二次曲线的偏心率。于是,可设计补偿透镜对二次曲面的法像差进行补偿,从而可用点光源对二次非球面进行干涉检验。

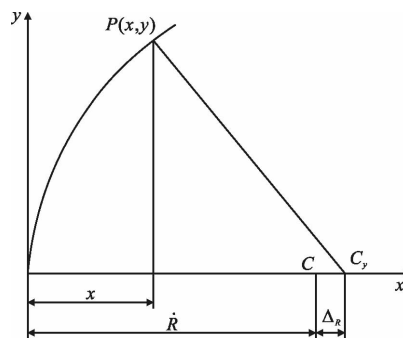


图 4 二次曲面法线相差示意图

Fig.4 Normal aberration of conic surface

所设计的检测光路如图 5 所示,利用 4D 动态干涉仪对装校后的主镜进行检测,其面形检测精度可达到 $W_{\text{RMS}}=1/50\lambda$, $\lambda=632.8\text{ nm}$, λ 为 4D 干涉仪的光源波长。经过检测,在主镜系统装配到激光雷达光学基板上后,主镜面形产生了较大的偏差,如图 6 所

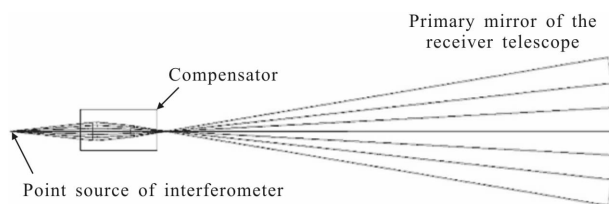


图 5 望远镜主镜的补偿检测光路

Fig.5 Compensator testing optical path of the primary mirror of the telescope

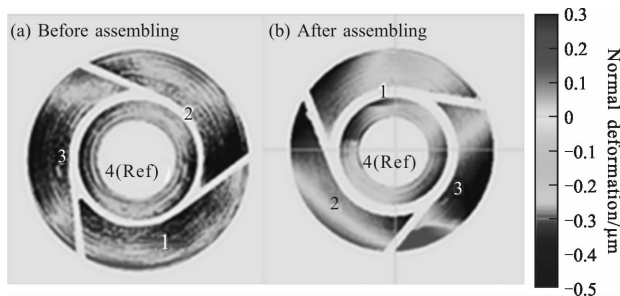


图 6 主镜系统在与光学基板装配前后望远镜主镜面形变化

Fig.6 Primary mirror deformation of the telescope before and after assembling with the baseplate

示,与光学基板装配前,面形 $W_{\text{RMS}}=0.074\lambda$ (见图 6(a)),与光学基板装配后,面形 $W_{\text{RMS}}=0.03\lambda$ (见图 6(b))。分析面形变差主要考虑以下两个因素。

- (1) 主镜系统的二级背板与光学基板的六个配合面未达到匹配精度,在紧固二级背板后,某一或多个紧固脚使背板产生形变,从而导致了主镜的形变。
- (2) 主镜的六个挠性支撑结构并未达到预期的

应力释放功能, 而将背板与基板配合后的形变应力过多的传递到了主镜上。

2 望远镜光机集成分析与结构优化

2.1 望远镜主镜形变的集成装配分析

用有限元方法对光机系统进行材料和力热等方面的分析。对于轻量化设计的主镜及两块背板, 其有限元模型的建立主要采用薄壳模型如图 7 所示, 为通过 Siemens NX 的高级仿真环境建立的接收望远镜主镜系统的薄壳有限元模型。以此模型分析上述两因素对望远镜主镜光学面形的影响, 需要将有限元分析结果进行再处理, 因为结构有限元分析所得到的主镜反射面点云数据不仅包含镜面的弹性形变部分, 还包含相对于结构模型所在坐标系的刚体位移部分, 而在实际状况中应用干涉检测技术所得到的面形数据仅包含主镜面的弹性形变部分, 因此结构有限元分析得到的节点位移数据并不能与干涉仪检测得到的光学结果进行直接比较。

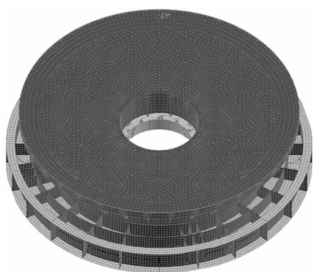


图 7 接收望远镜的有限元模型

Fig.7 Finite element model of the receiving telescope

对结构有限元分析得到的节点数据进行再处理一般有两种途径:其一, 在建立有限元模型时, 增设单独的一个节点, 使其与主镜表面刚性连接, 从而主镜表面各节点的位移将牵动此节点, 综合所致此节点在六个自由度上的偏差即为主镜表面的平均刚体位移;其二, 将主镜表面形变后的有限元节点坐标提取, 通过最小二乘法拟合以求得主镜表面的刚体位移。然而, 第一种方法存在建模误差的原因, 使其结果不如最小二乘法拟合求得的结果准确^[11]。

设主镜表面在三个方向的平移为 (T_x, T_y, T_z) , 绕三个坐标轴旋转为 (R_x, R_y, R_z) , 拟合后的主镜上某坐标值为 (x_i, y_i, z_i) 点刚体位移为 (d_{xi}, d_{yi}, d_{zi}) , 则有:

$$d_{xi} = T_x + z_i R_y - y_i R_z$$

$$d_{yi} = T_y + z_i R_x - x_i R_z$$

$$d_{zi} = T_z + y_i R_x - x_i R_y \quad (4)$$

对公式(4)建立评价方程 E :

$$E = \sum_i w_i [(d_{xi} - \bar{d}_{xi})^2 + (d_{yi} - \bar{d}_{yi})^2 + (d_{zi} - \bar{d}_{zi})^2] \quad (5)$$

式中: $\bar{d}_{xi}, \bar{d}_{yi}, \bar{d}_{zi}$ 为主镜表面节点的实际位移; w_i 为节点 i 的权重系数。评价方程(5)对各变量进行偏微分并使其等于零, 便可求得主镜表面的刚体位移 (T_x, T_y, T_z) 及 (R_x, R_y, R_z) 。将求得的主镜刚体位移作用于形变前主镜表面上各节点坐标, 便得到受力位移后未形变的主镜表面, 再减去形变后的节点坐标, 便可求得主镜表面的弹性形变量。

通过分析主镜系统测试结果的面形图, 发现在装配前后主镜面形偏差主要成像散型且集中在一端。产生此现象的原因可能是由于在像散高点处的光学基板配合点过高导致。为了验证此假设, 将受力载荷对称地加载在二级背板与光学基板连接脚上。首先将力载荷加载在二级背板与光学基板相连的对称的两点上, 而其它四点进行约束, 使安装点被迫移动 0.02~0.1 mm 来模拟二级背板与光学基板对称地匹配失调, 如图 8 所示, 图中同时列出了受力载荷

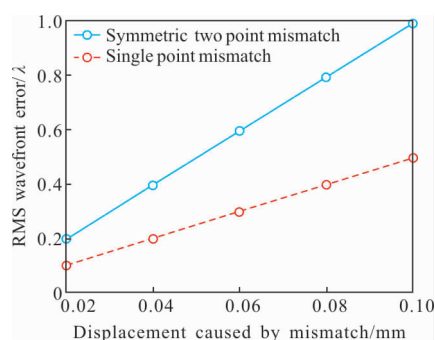


图 8 对称两点失调与单点装配失调模拟结果

Fig.8 Simulation result of the symmetric two points mismatch and the single point mismatch

加载在某一单独连接点上, 而其它点进行约束时, 安装点被迫移动 0.02~0.1 mm 的情况。图 9(a)有限元模型, 图 9(b)为有限元分析结果, 图 9(c)为被迫移动 0.02 mm 时去除刚体位移前的面形偏差, 图 9(d)为去除刚体位移后, 主镜的弹性形变偏差。同样的受力载荷分布, 当对称的安装点被迫移动 0.04 mm 时, 主镜的弹性形变将达到 0.2λ, 是被迫移动 0.02 mm

时的两倍。图 10(a)为有限元模型,图 10(b)为有限元分析结果,图 10(c)为单一点被迫移动 0.02 mm 时去除刚体位移前的面形偏差,图 10(d)为去除刚体位移后,主镜的弹性形变偏差,对单一安装点失调的情况同样分析了被迫位移 0.04 mm 时的情况,主镜弹性形变偏差达到 $W_{RMS}=0.187\lambda$, 同样是被迫移动 0.02 mm 时的两倍。

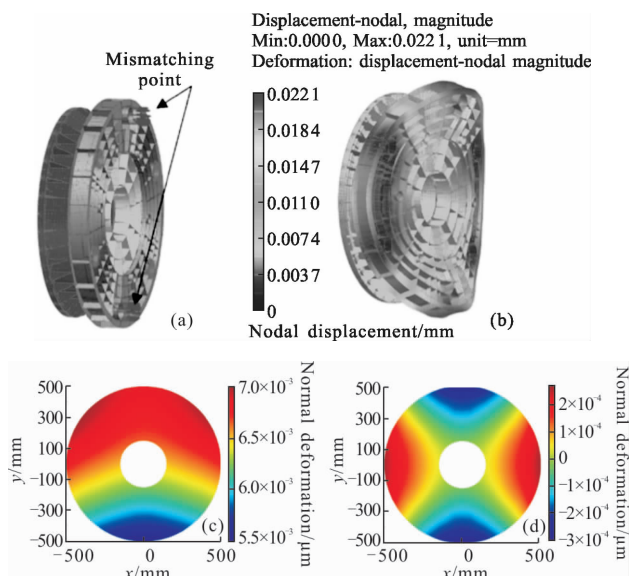


图 9 二级背板与光学背板对称连接点匹配失调 0.02 mm 分析结果

Fig.9 Result of symmetry two points mismatch of secondary plate and optical plate by 0.02 mm during assembling

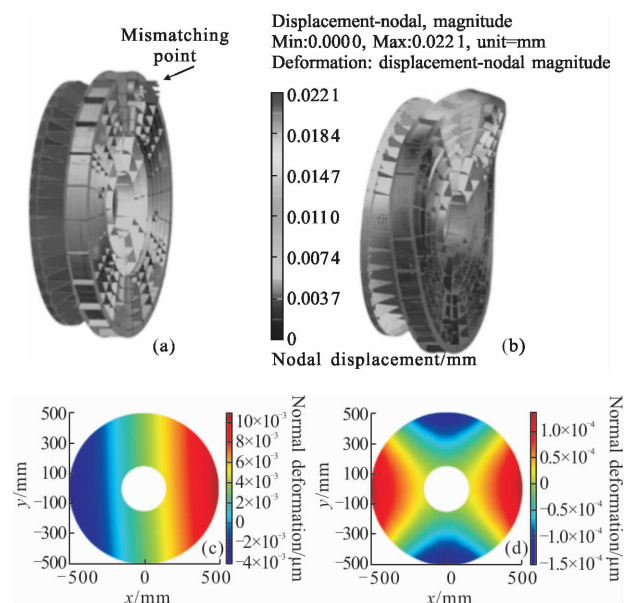


图 10 二级背板与光学背板对单一安装点匹配失调 0.02 mm 分析结果

Fig.10 Result of single point mismatch of secondary plate and optical plate by 0.02 mm during assembling

最后,为了分析挠性支撑脚是否达到了预期的应力释放功能,在以上分析模型的基础上,将挠性支撑脚设定为刚性连接使其不会产生弹性形变来释放应力,在对称两安装点匹配失调 0.02 mm 以及失调 0.04 mm 的情况下,主镜弹性形变偏差分别达到了 $W_{RMS}=0.459\lambda$ 以及 $W_{RMS}=0.919\lambda$, 相较挠性支撑的方案分别增大了 2.44 倍与 2.45 倍。

由以上仿真结果可知,主镜系统的二级背板与光学基板的配合面匹配失调较为敏感,当六个配合面的平行度偏差相差两倍时,所导致的主镜面型偏差也相差约两倍,且主镜面形的弹性型变量与安装点失调数量与大小基本成线性关系。挠性支撑脚在应力释放与隔离方面起到了一定作用,可使基板形变对主镜面形的影响降低约 2.4 倍。结合主镜系统安装在光学基板后的检测结果,可知主镜面形变化到 $W_{RMS}=0.3\lambda$ 主要是由于二级背板与光学基板装配时在形变方向的安装点配合失调所致。

2.2 望远镜主镜系统的结构优化

由前文的分析可知,望远镜主镜六个挠性支撑脚的方案具有一定力学隔离作用,降低了由于二级背板与光学基板安装配合失调的情况所导致的主镜弹性形变量。然而二级背板与光学基板的六个安装点的绝对配合是在实际工程中实现难度大,当其中存在过大的失调时,六点安装的方式不能很好地克服二级背板形变向主镜的传递。因此,将二级背板与光学基板的六点刚性连接方式改为三点连接方式,如图 11 所示,三个安装点在圆周上等间隔分布,三点共面结构将能够减小安装点配合失调带来的影响。将力载荷施加在其中一个安装点上,并对另外两

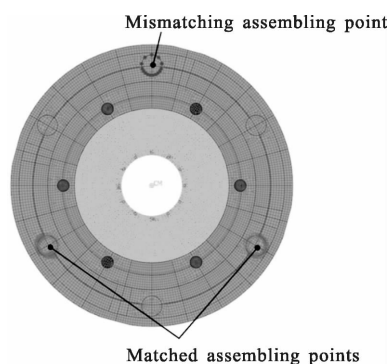


图 11 经过优化后的三点支撑结构有限元模型

Fig.11 Finite element model of the optimized three point supporting structure

安装点进行约束,分析当安装点配合失调 0.02 mm 时,主镜弹性形变量为 $W_{RMS}=0.047\lambda$,当安装点配合失调 0.04 mm 时对主镜面形的影响,结果如图 12 所示,图 12(a)为去除刚体位移前的主镜形变,图 12(b)为去除刚体位移后的主镜形变去除刚体位移后,主镜弹性形变量为 $W_{RMS}=0.094\lambda$,对比六点安装时两点配合失调的情况,其影响减小了 4 倍,相比六点安装时单点配合失调的情况,其影响减小了两倍。

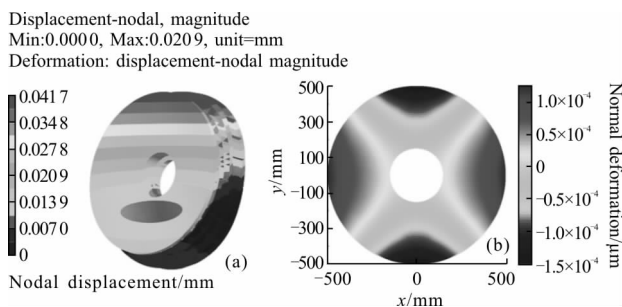


图 12 主镜改为三点安装后,单一安装点配合失调 0.04 mm 时的变形分析结果图

Fig.12 Result of single point mismatch by 0.04 mm after the primary mirror is changed to three-point assembling

综上,将二级背板与光学基板的连接方式从六点安装改为三点安装可以有效地改善由于装配失调导致的主镜面形恶化过大的风险。

2.3 结果对比

对主镜系统的结构优化,将二级背板与光学基板的装配方式从六点改为三点,经过分析,不同结构下得到的主镜面形形变数据,如图 13 所示,此结构可以很好地改善由于二级背板与光学背板匹配失调所导致主镜面型偏差过大的风险。

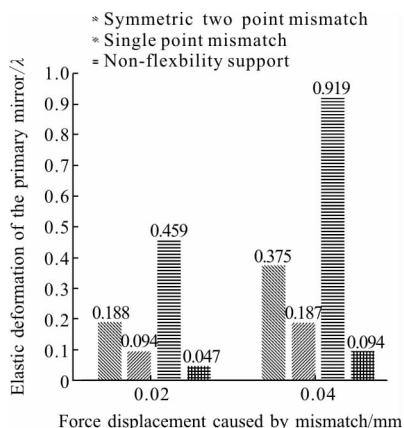


图 13 主镜二级背板与光学基板安装点匹配失调对主镜面形影响
Fig.13 Effect of different mismatch among the assembling points of the secondary plate and the optical plate on the primary mirror deformation

图 14 为实际装条后的结果,可见,经过优化后,由于配合失调导致的像散型偏差已消除。实际装校结果为 $W_{RMS}=0.097\lambda$,与模拟结果较为接近。

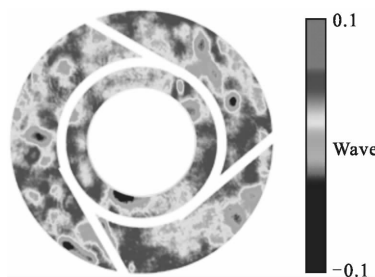


图 14 经过优化的装配结果

Fig.14 Assembling result of optimized structure

3 结论

在实际的激光雷达望远镜主镜系统集成过程中,结构上的匹配失调导致了望远镜主镜面形从 $W_{RMS}=0.074\lambda$ 变化到了 $W_{RMS}=0.3\lambda$,这对系统的光学性能将产生严重的影响,不能满足设计 0.15λ 需求。文中从主镜系统的光机结构模型对产生的原因进行了量化的分析,对主镜结构有限元模型分析结果用最小二乘法进行了刚体位移与弹性形变的分离处理,给出了面形变化的波前图。最后通过比较分析不同的安装点匹配失调情况得出以下两点结论:

- (1) 主镜面形对二级背板六点安装匹配失调较为敏感;
- (2) 虽然挠性支撑脚对主镜背板机构形变产生的应力有一定的释放作用,但当匹配失调过大时,传递到主镜的形变仍然不可忽视。

因此,对主镜系统的结构进行了优化,将二级背板与光学基板的装配方式从六点改为三点可以很好地改善由于二级背板与光学背板匹配失调所导致主镜面型恶化过大的风险。

参考文献:

- [1] Huang Q, Gao Q, Yu J. FEM analysis of ultra thin mirror supporting structure effect on surface deformation in gravity field[C]//SPIE, 2006, 6148: 61480W.
- [2] Guo Y, Gu X, Yang S. Method to minimize the gravity sag of a facing ground $\Phi 1$ m flat mirror [C]//SPIE, 2006, 6148: 61480D.
- [3] Lin Y C, Chang S T, Lee L J, et al. The gravity effect of

- optomechanical design on optical aberration for a remote sensing instrument [C]//34th Asian Conference on Remote Sensing, 2013, 5: 4682–4686.
- [4] Cheng Zhifeng, Liu Fuhe, Xun Xianchao. Opto-mechanical design and analysis of dual-band sharing aperture imaging system [J]. *Infrared & Laser Engineering*, 2015, 44(11): 3366–3372. (in Chinese)
- [5] Stephen M M, Shelly C, William B H, et al. Structural, thermal, optical and gravitational modelling for LISA [J]. *Classical and Quantum Gravity*, 2004, 21(5): S603.
- [6] Liu J, Li B, Sun D, et al. Simulation analysis of on-orbit adjustment and compensation for large aperture optical system [C]//International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies: Large Mirrors and Telescopes, 2014, 9280(6): 1045–1063.
- [7] Zhao L, Shao Y. Summary of thermal control and thermal-optical analysis for space optical system [J]. *Spacecraft Recovery & Remote Sensing*, 2001, E83–A(5): 835–841.
- [8] Zhang Yaoping, Fan Junqi, Long Guoyun. Finite element simulation of thermal distortions of deformable mirror with laser irradiation[J]. *Infrared & Laser Engineering*, 2016, 45(11): 1136002. (in Chinese)
- [9] Malacara D. Optical Shop Testing [M]. 3rd ed. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2007.
- [10] 潘君骅. 光学非球面的设计、加工与检验[M]. 苏州: 苏州大学出版社, 2004.
- [11] Doyle K B, Genberg V L, Michels G J. Integrated optomechanical analysis of adaptive optical systems [C]// SPIE, 2004: 5178.