

## 温度梯度对大口径反射镜热稳定性公差的影响

杨 勋,徐抒岩,李晓波,张旭升,马宏财

(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:** 为了研究温度对大口径 SiC 反射镜镜面曲率半径和面形 RMS 值的影响,针对某空间相机 2 m 口径 SiC 主反射镜建立了有限元模型,分析了均匀温度场、轴向温度梯度以及径向温度梯度对反射镜曲率半径变化量和面形 RMS 值的影响程度和规律,通过理论分析和试验验证了仿真结果的准确性。结果表明:温度梯度对反射镜曲率半径和面形 RMS 值的影响远远大于均匀温度对其的影响,曲率半径变化对轴向温度梯度最为敏感,面形 RMS 值对径向温度梯度最为敏感。 $1\text{ }^{\circ}\text{C}$  轴向温度梯度引起的曲率半径变化比相同均匀温升引起的曲率半径变化量大 48 倍。 $\pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$  径向温度梯度引起的面形 RMS 值可比相同均匀温升引起的面形 RMS 值大 202 倍。在确定反射镜热控指标时,必须考虑轴向温度梯度和径向温度梯度对稳定性公差的影响。

**关键词:** 温度梯度; 热变形; 曲率半径; 面形; SiC 反射镜

**中图分类号:** TH751 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA201948.0916003

## Influence of temperature gradient on thermal stability tolerance of large aperture reflective mirror

Yang Xun, Xu Shuyan, Li Xiaobo, Zhang Xusheng, Ma Hongcai

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

**Abstract:** In order to investigate the influence of temperature on the radius of curvature and the RMS value of the large aperture SiC reflective mirror, a finite element model was established for a 2 m-aperture SiC primary mirror of a space telescope, and the effects of uniform temperature field, axial temperature gradient and radial temperature gradient on the radius of curvature and RMS of the mirror were analyzed. The accuracies of the simulation method and results were verified by experiment theoretical arithmetic. The results show that the influence of temperature gradient on the radius of curvature and the RMS value of the mirror is much greater than the effect of uniform temperature. The change of curvature radius is most sensitive to the axial temperature gradient, and the RMS value of the surface figure is most sensitive to the radial temperature gradient. The change in radius of curvature caused by the  $1\text{ }^{\circ}\text{C}$  axial temperature gradient is 48 times greater than the change in radius of curvature caused by the same uniform temperature rise. The RMS of surface figure caused by the  $\pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$  radial temperature gradient can be 202 times larger than that caused by the same uniform temperature rise. The influence of axial temperature gradient and radial temperature gradient on the thermal stability tolerance

收稿日期:2019-04-05; 修订日期:2019-05-10

基金项目:国家重点研发计划(2016YFE0205000);国家自然科学基金青年科学基金(11703027)

作者简介:杨勋(1986-),男,助理研究员,博士,主要从事光机系统集成仿真与优化方面的研究。Email:yangxun\_ciomp@163.com

must be considered in determining the thermal control index of the mirror.

**Key words:** temperature gradient; thermal distortion; radius of curvature; surface figure; SiC reflective mirror

## 0 引言

空间相机在轨工作期间,剧烈变化的轨道外热流使得空间相机温度分布不均,这是空间相机在轨工作期间成像质量的主要干扰源<sup>[1-3]</sup>。另一方面,为了满足空间相机越来越高的探测精度,空间相机的反射镜口径也越来越大<sup>[4-6]</sup>。反射镜口径的增大除了对支撑设计、轻量化设计等提出更高的要求外,对反射镜的温度适应性要求也更加严苛<sup>[7-9]</sup>。SiC 材料比刚度大、导热性好,且易于轻量化,但其线胀系数相对较大,造成其温度敏感性极高,特别是随着口径的增大,温度载荷对反射镜热变形的影响呈平方比例增长。

近年来,许多国内外学者针对温度场对反射镜变形的影响程度及规律都开展了研究。Pearson 等<sup>[10]</sup>以某 2 m 口径轻量化反射镜为研究对象,分析了不同温度分布形式,包括温度水平、径向温度梯度以及轴向温度梯度对主镜面形的影响。吴清文等<sup>[11]</sup>分析了不同材料的反射镜在温度作用下的变形及其对像质的影响。王富国等<sup>[12]</sup>分析了主镜在被动支撑和自由膨胀时,恒定温度场、轴向和径向温度梯度等对主镜面形的影响。

以往研究的关注点都集中在温度对反射镜面形 RMS 值的影响上,忽略了温度对主镜曲率半径变化的影响程度。空间相机巡天工作期间,温度波动误差的考察时间应为两次主动光学校正间隔,在这期间,系统没有任何补偿环节,只能依靠系统自身的热稳定性来保证像质,因此温变造成的曲率半径变化也会对像质产生影响。

文中结合某在研空间相机的大口径 SiC 主反射镜,分析了温度水平、轴向温度梯度和径向温度梯度对反射镜面形 RMS 值和曲率半径变化的影响程度和规律,为大口径 SiC 反射镜热控方案提出了合理化建议。

## 1 反射镜模型及面形拟合方法

### 1.1 SiC 反射镜有限元模型

文中以 2 m 口径 SiC 轻量化主镜为分析对象,采

用三维板壳单元建立轻量化反射镜有限元模型,由于 SiC 的高热传导率使得反射镜表面温度与中性面的温度载荷差几乎可以忽略不计。另外采用板壳单元模拟反射镜热变形时蜂窝芯单元和面板产生的半个厚度重叠,需要对蜂窝芯单元的密度做出调整<sup>[13]</sup>:

$$\rho^* = \rho(h_c / (t_f/2 + t_b/2 + h_c)) \quad (1)$$

式中: $\rho^*$  为单元等效密度; $\rho$  为材料密度; $h_c$  为蜂窝芯高度; $t_f$  为前面板厚度; $t_b$  为后面板厚度。

分析前验证有限元模型网格收敛性以确定单元尺寸,当模型单元尺寸由 40 mm 减小到 20 mm 时,仿真得到的镜面矢高、镜面曲率半径变化以及面形 RMS 值的最大相对误差小于 5%,因此确定模型单元尺寸为 20 mm。反射镜有限元模型如图 1 所示,单元数为 4.43 万,节点数为 3.99 万。模型的材料属性如表 1 所示。

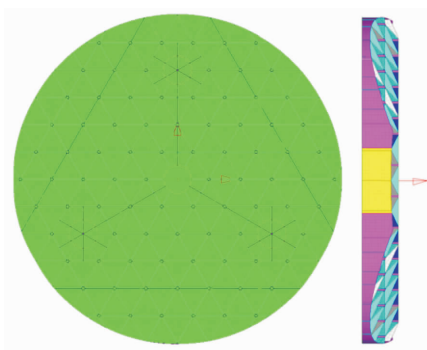


图 1 SiC 反射镜有限元模型

Fig.1 Finite element model of SiC reflective mirror

表 1 SiC 反射镜材料属性

Tab.1 Material attribute of SiC reflective mirror

Young's modulus /GPa	Poisson's ratio	Density /kg · m <sup>-3</sup>	Linear expansivity /W · (m · °C) <sup>-1</sup>	Thermal conductivity /(1/K)
330	0.25	3 200	2.5 × 10 <sup>-6</sup>	185

### 1.2 刚体位移拟合方法

文中采用最小二乘法拟合镜面刚体位移,对于镜面一个给定节点( $x_i, y_i, z_i$ )产生的节点刚体位移  $\tilde{d}x_i$ 、 $\tilde{d}y_i$  和  $\tilde{d}z_i$  可以表示为:

$$\begin{aligned} \tilde{d}x_i &= T_x + z_i R_y - y_i R_z \\ \tilde{d}y_i &= T_y - z_i R_x + x_i R_z \\ \tilde{d}z_i &= T_z + y_i R_x + x_i R_y \end{aligned} \quad (2)$$

式中： $T_x$ 、 $T_y$ 、 $T_z$ 、 $R_x$ 、 $R_y$ 、 $R_z$  为镜面六个方向的刚体位移。镜面节点的位移与节点刚体位移的偏差平方  $E$  可表示为：

$$E = \sum_i \omega_i [(dx_i - \tilde{d}x_i)^2 + (dy_i - \tilde{d}y_i)^2 + (dz_i - \tilde{d}z_i)^2] \quad (3)$$

式中： $\omega_i$  为镜面节点的面积权重系数，即在计算中考虑了网格的疏密程度不同对计算结果的影响(见图2)； $dx_i$ 、 $dy_i$  分别为节点垂直于光轴的两个方向的位移； $dz_i$  为节点的矢高位移，可表示为<sup>[14]</sup>：

$$dz_i = dz - \left( \frac{\partial z(r_0)}{\partial r} \right) ((dx - T_x) \cos(\theta) + (dy - T_y) \sin(\theta)) \quad (4)$$

分别对六个方向的刚体位移求偏导并令其等于零，得到方程组的最小二乘解即为镜面刚体位移。

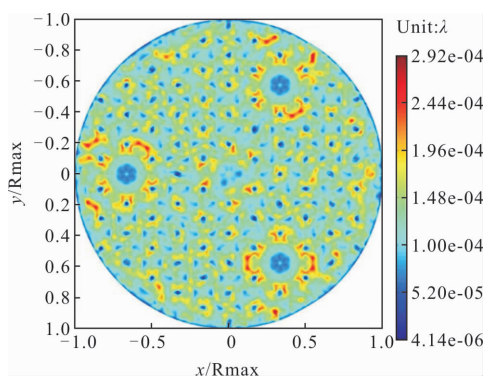


图 2 镜面节点面积加权因子  
Fig.2 Area weighted factor of node on mirror

### 1.3 曲率半径及面形 RMS 拟合方法

温度载荷引起镜面曲率半径变化，从而对像质产生影响。文中采用基于牛顿迭代的最小二乘法拟合曲率半径。镜面节点初始矢高位置可表示为<sup>[11]</sup>：

$$S_j = S(c^0, k, r_j) = \frac{cr^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c^2 r_j^2}} \quad (5)$$

式中： $c^0$  为镜面初始曲率半径； $k$  为二次曲面系数； $r_j$  为镜面节点的径向位置。温度载荷下，镜面曲率半径变化为  $c^*$ ，球心位置为  $(b_x^*, b_y^*, b_z^*)$ 。镜面变形后每个节点与初始节点的平方误差：

$$E = \sum_j \omega_j [S(c^0, k, r_j) + dz_j - S(c^*, k, r_j) - b_z^*]^2 \quad (6)$$

式中： $\omega_j$  为面积加权系数； $r_j^*$  为节点新的径向位置，可表示为：

$$r_j^* = \sqrt{(x_j - b_x^*)^2 + (y_j - b_y^*)^2} \quad (7)$$

令节点误差平方  $E$  最小化即可求得变形后镜面新的曲率半径和球心位置。

镜面每个节点去除刚体位移和曲率半径后的误差可表示为：

$$ds_j' = S(c^0, k, r_j) + dz_j' - S(c^*, k, r_j) - b_z^* \quad (8)$$

变形后镜面矢高方向面形误差的 RMS 值为：

$$RMS = \sqrt{\sum_j \omega_j ds_j'^2} \quad (9)$$

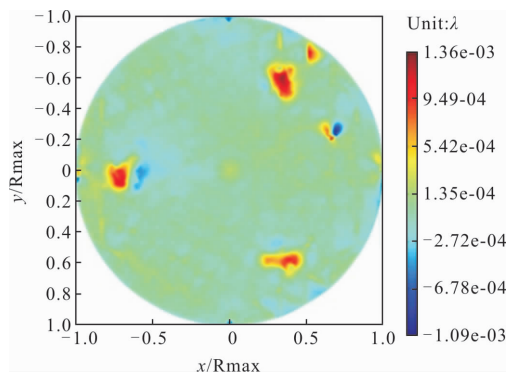
矢高方向面形误差的 PV 值为：

$$PV = \max(ds_j') - \min(ds_j') \quad (10)$$

## 2 稳态温度场对反射镜面形的影响

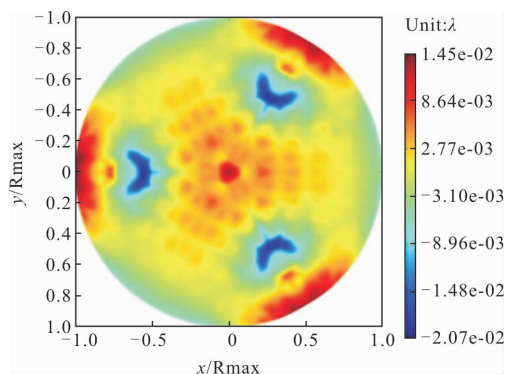
稳态温度场指镜体上所有节点的温度相等，在镜体的各方向上均不存在温度梯度。计算镜体在不同温升工况下，镜面的曲率半径变化以及面形 RMS 值，这里的面形 RMS 值为去除最佳拟合和曲率半径变化后的面形 RMS 值。为了分析镜体支撑对主镜热变形的影响，分别分析了自由膨胀和被动支撑两种情况。其中自由膨胀指镜体可在径向和轴向自由膨胀，被动支撑指镜体通过锥套和柔节连接在安装基板上，计算时约束基板六个方向自由度。

图 3 所示为镜面在 4℃ 均匀温升工况下的面形。可以看出，自由释放边界条件下，由于镜体可以自由膨胀，温升几乎没有引起主镜面形的变化。被动支撑工况下，由于镜体的热变形受到支撑的约束，引起了镜面面形的变化，可以看出镜面面形与支撑方式和镜体结构有关。



(a) 自由膨胀

(a) Free expansion



(b) 被动支撑

(b) Passive support

图 3 稳态温度场下反射镜面形云图

Fig.3 Cloud chart of surface figure of reflective mirror under steady state temperature field

表 2 所示为镜体在不同均匀温变下的镜面曲率半径变化及面形 RMS 值,表中及后文中列出的曲率半径变化值表示曲率半径变化前与变化后的差值,可以看出,在自由释放边界条件下,镜面的热变形主要表现为曲率半径的改变,曲率半径变化量与温升呈线性关系。在稳态温度场下,支撑方式对镜面面形 RMS 值的影响显著,被动支撑方式下镜面面形 RMS 值是自由膨胀情况下的 28.2 倍。

表 2 稳态温度场下镜面面形变化

Tab.2 Mirror surface shape under steady state temperature field

Temperature/°C	Radius of curvature variation/ $\mu\text{m}$		Surface shape RMS/nm	
	Unconstrained	Three-point constrained	Unconstrained	Three-point constrained
0.01	-0.275 05	-0.2673 4	0.000 26	0.007 353
0.02	-0.550 12	-0.5346 9	0.000 520	0.014 71
0.1	-2.750 53	-2.6734 9	0.002 6	0.073 53
1	-27.505 3	-26.734 8	0.026 0	0.735 3
2	-55.012 1	-53.469 9	0.052 1	1.471
4	-110.024	-106.940	0.104	2.941

稳态温度场下, 镜面曲率半径的变化可由  $\Delta R = R\alpha\Delta T$  得出, 其中  $R$  为镜面曲率半径,  $\alpha$  为材料线胀系数,  $\Delta T$  为温度变化量。表 3 给出的自由膨胀状态下, 曲率半径变化量的仿真值和理论值的相对误差

可以看出仿真值与理论值的相对误差小于 0.034%, 这侧面证明了仿真及拟合方法的准确性。

表 3 稳态温度场下曲率半径变化仿真值与理论值对比

Tab.3 Contrast between simulated and theoretical values of curvature shape radius variation under steady state temperature field

Temperature raise/°C	Simulated value of radius of curvature/ $\mu\text{m}$	Theoretical value of radius of curvature/ $\mu\text{m}$	Relative error
0.01	-0.275 05	-0.275 14	-0.033 96%
0.02	-0.550 12	-0.550 29	-0.030 33%
0.1	-2.750 53	-2.751 43	-0.032 87%
-0.01	0.275 05	0.275 143	-0.033 96%
-0.02	0.550 12	0.502 87	-0.030 33%
-0.1	2.750 53	2.751 43	-0.032 87%

### 3 温度梯度对反射镜面形的影响

#### 3.1 轴向温度梯度的影响

轴向温度梯度即沿光轴方向各个截面的温度水平不同, 每个截面温度相同, 且径向不存在温度梯度。

表 4 给出了不同轴向温度梯度下, 镜面的曲率半径变化量和面形 RMS 值。可以看出, 与稳态温度场对镜体的影响类似, 轴向温度梯度对镜面变形的

表 4 轴向温度梯度下反射镜镜面面形

Tab.4 Surface shape of reflective mirror under axial direction temperature gradient

Axial temperature gradient/°C	Radius of curvature variation/ $\mu\text{m}$		Surface shape RMS/nm	
	Unconstrained	Three-point constrained	Unconstrained	Three-point constrained
0.01	13.183	13.196	0.003 9	0.005 5
0.02	26.469	26.485	0.010 2	0.010 5
0.1	132.08	132.18	0.031 7	0.042 6
1	1320.8	1321.9	0.332	0.426
2	2641.6	2643.5	0.658	0.852
4	5283.2	5285.8	1.318	1.704

影响主要表现为镜面曲率半径的变化。但轴向温度梯度对镜面曲率半径的影响程度远远大于稳态温度场,1℃轴向温度梯度下,镜面的曲率半径已经达到1320.8 μm,比1℃均匀温升引起的曲率半径变化大48倍。因此在热控指标的确定过程当中,必须考虑轴向温度梯度对曲率半径变化量的影响。自由膨胀和被动约束两种情况下的曲率半径相差很小,说明轴向温度梯度引起的镜面曲率半径变化是由镜体本身的温度不均匀分布引起的,与支撑方式几乎无关。

Olivieri<sup>[15]</sup>等人指出当反射镜上下两个表面存在温差时,轴向温度梯度引起的矢高变化量可表示为:

$$\Delta H = D^2 \alpha \Delta T' / 8h \quad (11)$$

式中:ΔH为矢高变化量;D为镜体的等效口径;α为材料的线胀系数;ΔT'为轴向温度梯度;h为镜体厚度。表5给出了不同轴向温度梯度下,镜面矢高的仿真值和理论值,可以看出,仿真值与理论值的最大相对偏差为4.13%,这主要是由于镜体轻量化导致的镜体厚度不均引起的。

表 5 轴向温度梯度下曲率半径变化仿真值与理论值对比

Tab.5 Contrast between simulated and theoretical values of curvature radius variation under axial temperature gradient

Axial temperature gradient/℃	Simulated value of sag /μm	Theoretical value of sag /μm	Relative error
0.001	0.005 73	0.005 5	2.68%
0.002	0.011 6	0.011 1	4.13%
0.01	0.057 5	0.055 8	3.19%
0.02	0.115 6	0.116 0	3.60%
0.1	0.576 9	0.558 0	3.40%
1	5.742 1	5.580	2.82%
2	11.564	11.16	3.49%
4	23.146	22.32	3.57%

镜面矢高的变化引起了曲率半径的改变,Pierre<sup>[16]</sup>等人给出了镜体存在轴向温度梯度时,镜面曲率半径变化量的理论计算公式:

$$\Delta R = R^2 \alpha \Delta T' / h \quad (12)$$

式中:ΔR为曲率半径变化量;R为镜面曲率半径;α

为材料的线胀系数;ΔT'为轴向温度梯度;h为镜体厚度。表6给出了不同轴向温度梯度下,镜面曲率半径变化的仿真值和理论值,最大相对偏差为2.48%。与稳态温度场对曲率半径的影响相比,轴向温度梯度对镜面曲率半径的影响比相同量级的温度水平对镜面曲率半径的影响大R/h倍,即镜面曲率半径与镜体厚度比值越大,轴向温度梯度对镜面曲率半径变化量的影响程度越大。

表 6 轴向温度梯度下镜面矢高位移仿真值与理论值对比

Tab.6 Contrast between simulated and theoretical values of sag displacement under axial temperature gradient

Axial temperature gradient/℃	Simulated value of radius of curvature /μm	Theoretical value of radius of curvature /μm	Relative error
0.01	13.183	13.519	-2.48%
0.02	26.469	27.037	-2.10%
0.1	132.08	135.186	-2.30%
1	1320.8	1351.855	-2.35%
2	2641.6	2703.711	-2.35%
4	5283.2	5407.422	2.35%

### 3.2 径向温度梯度的影响

径向温度梯度指沿光轴方向各个截面的温度分布相同,每个截面均是非等温面。由于外热流输入、散热条件以及温控方式等条件的不同,通常镜体的径向温度梯度分布难以预测,可以采用Zernike多项式表示主镜的径向温度场分布,以镜面定点为圆心,光轴方向为Z向建立柱坐标系,镜体温度场分布表示为:

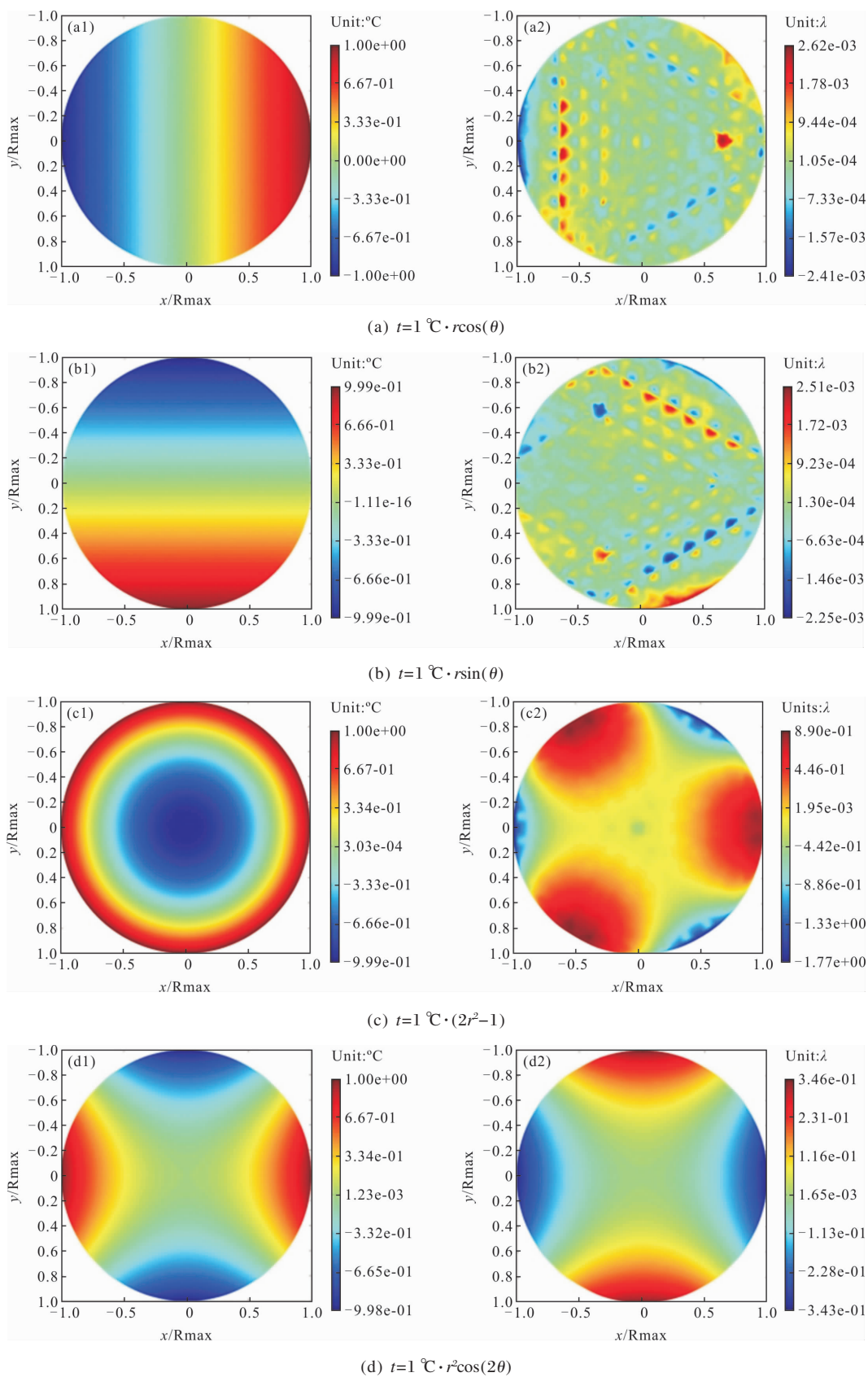
$$T_i(r, \theta) = K_1 + K_2(r \cos(\theta)) + K_3(r \sin(\theta)) + K_4(2r^2 - 1) + K_5(r^2 \cos(2\theta)) + K_6(r^2 \sin(2\theta)) + K_7((3r^2 - 2r) \cos(\theta)) + K_8((3r^2 - 2r) \sin(\theta)) + K_9(6r^4 - 6r^2 + 1) \quad (13)$$

由于温度场是标量场,并且温度引起的变形量和主镜厚度相比都是极小量,因此可以将各种模式引起的温度场产生的变形叠加。计算系数K=1℃时不同热模式下,主镜的曲率半径和面形RMS值变化量,其中K<sub>1</sub>代表温度水平的影响,前文已经讨论,这里不予考虑。在施加径向温度梯度载荷时,对镜面坐

标  $r$  做归一化处理。

图 4 所示为八种单位径向温度梯度分布及镜面

面形, 径向温度梯度的分布模式对面形 RMS 值的影响很大, 相同梯度值不同径向温度梯度模式引起的



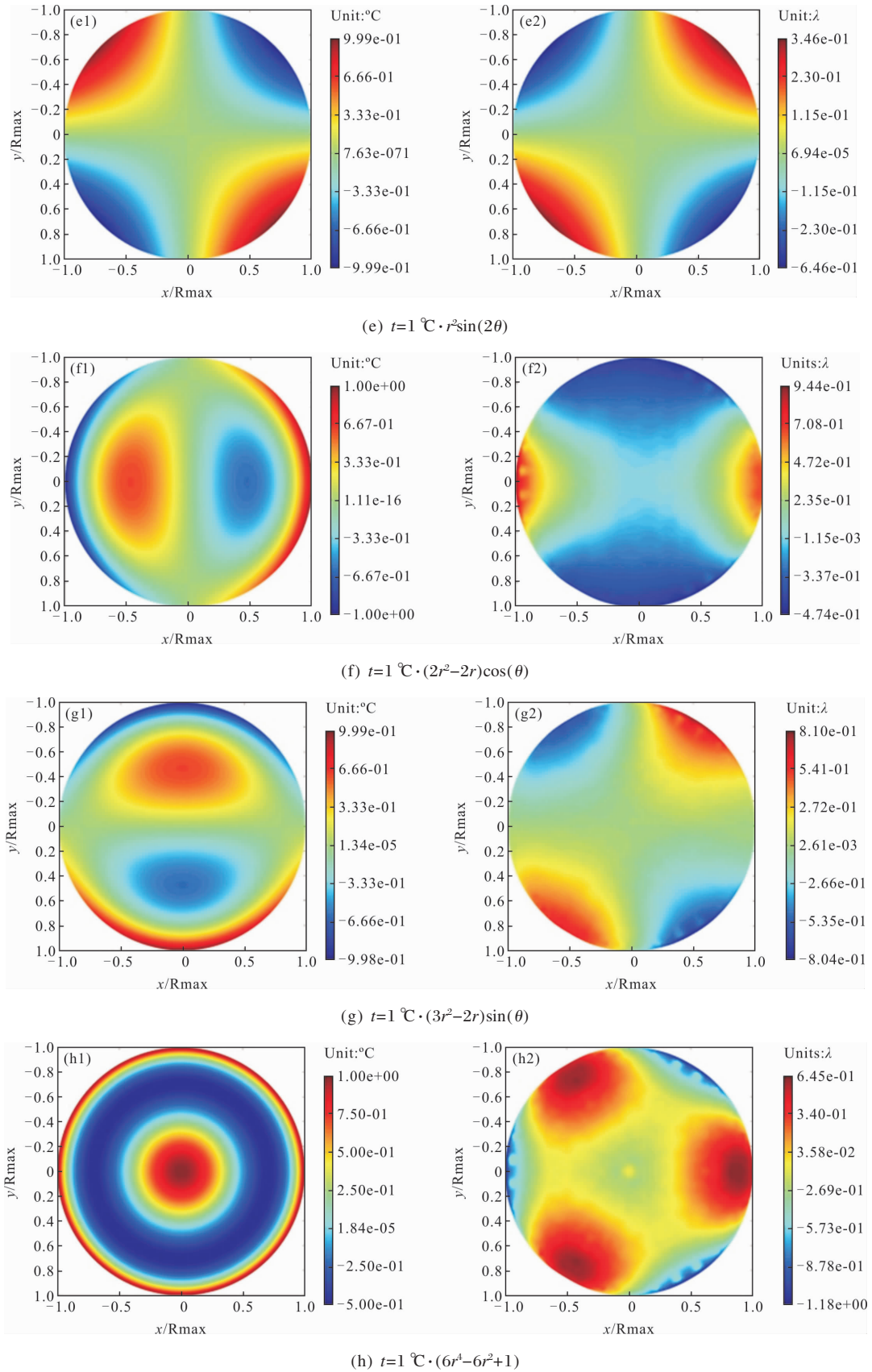


图 4 不同径向温度模式及反射镜面形云图

Fig.4 Thermal pattern with radial gradient and surface figure of reflective mirror

像差形式和大小相差很大。

表 7 给出了不同温度模式下的镜面曲率半径变化量和面形 RMS 值。可以看出,在±1℃径向温度梯度下,镜面面形 RMS 值最大可达到 297 nm,比 2℃稳态温度场对面形 RMS 值的影响大 202 倍。因此在确定热控指标时,必须考虑径向温度梯度对面形 RMS 值的影响。除热模式 3 和热模式 8 外,其余六种径向温度梯度模式对镜面曲率半径变化影响很小。径向温度梯度对镜面曲率半径和面形 RMS 值的影响与镜体约束方式不相关,自由膨胀和被动约束工况下径向温度梯度对曲率半径和面形 RMS 值的影响接近。

表 7 不同径向温度模式下反射镜面形

Tab.7 Surface figure of reflective mirror under different thermal patterns with radial gradient

Mode of radial temperature gradient	Radius of curvature variation/ $\mu\text{m}$	Surface shape RMS /nm	
		Unconstrained	Three-point constrained
1 $r\cos(\theta)$	-0.002 9	0.300 3	1.024
2 $r\sin(\theta)$	-0.004 2	0.295 3	1.010
3 $2r^2-1$	-284.70	285.1	297.0
4 $r^2\cos(2\theta)$	0.098	85.76	83.66
5 $r^2\sin(2\theta)$	-0.005 9	85.79	83.56
6 $(3r^2-2r)\cos(\theta)$	-0.349 1	156.9	164.4
7 $(3r^2-2r)\sin(\theta)$	0.011 67	155.6	163.3
8 $6r^4-6r^2+1$	-71.153	197.5	206.7

表 8 列出了不同径向温度梯度(自由膨胀)对镜面曲率半径变化和面形 RMS 值影响程度,篇幅所限,这里只给出对面形影响最大的第三种热模式的结果。可以看出,径向温度梯度与镜面曲率半径变化量和面形 RMS 值均呈线性关系。对比表 8 和表 4 可以看出,径向温度梯度对镜面面形 RMS 值的影响远大于轴向温度梯度对镜面面形 RMS 值的影响。轴向温度梯度对镜面曲率半径变化量的影响比径向温度梯度对其的影响大一个数量级。

表 8 径向温度梯度下反射镜镜面面形

Tab.8 Surface figure of reflective mirror under axial direction temperature gradient

Radial temperature gradient/ $^{\circ}\text{C}$	Radius of curvature variation/ $\mu\text{m}$	Surface shape RMS /nm
0.001	-0.156 1	0.142 7
0.002	-0.312 1	0.285
0.01	-1.561 2	1.426
0.02	-3.122 3	2.852
0.1	-15.611 2	14.26

为了验证仿真结果的准确性,实施了反射镜热稳定性试验。试验对象为口径 600 mm 的 SiC 反射镜,镜体支撑方式为复合支撑,包括 A 框和切向拉杆组成的周边支撑和三组 whiffletree 组成的背部支撑,如图 5 所示。镜组件按照光轴水平的方向放置在隔震平台上,镜体背面设置加热片及温度传感器,通过温度传感器反馈数据对镜体温度场进行标定。采用 4D 干涉仪测量镜组件在径向温度梯度与温度水平共同作用下的面形变化,如图 6 所示。

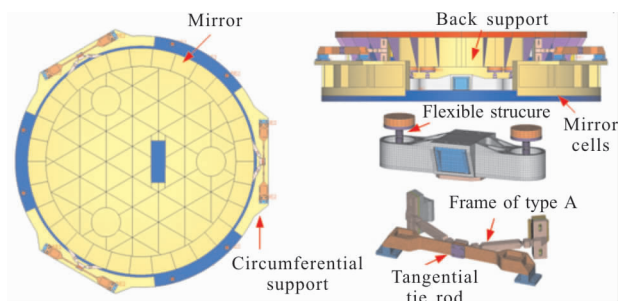


图 5 反射镜组件结构形式

Fig.5 Structure composition of reflective mirror components

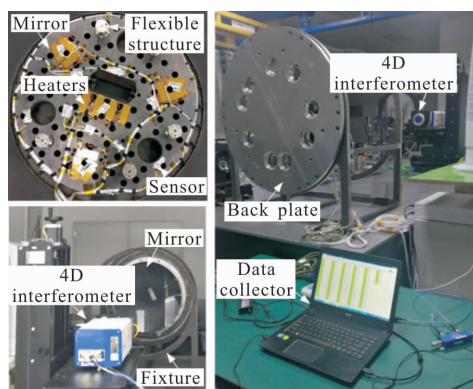


图 6 径向温度梯度下反射镜热稳定性试验

Fig.6 Thermal stability test of surface shape of reflective mirror under radial temperature gradient



试验中,加热镜体背部中心区域加热片,使镜体产生如图 7 所示的温度场分布。通过传感器反馈可知,镜体产生的最大径向温差为 3.4℃,镜体整体温度水平上升 6.5℃。图 8 给出了反射镜在径向温度梯度和温度水平共同作用下的面形变化,可以看出仿真分析的镜面矢高变化趋势与试验所得结果一致,仿真结果与试验结果高度吻合,试验测得镜面面形 RMS 为 0.059 6 λ,仿真所得镜面面形 RMS 为 0.060 3 λ,相对误差小于 1.2%。

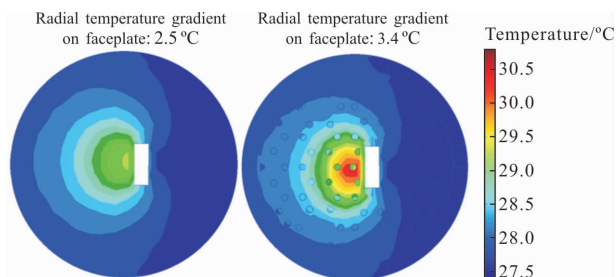
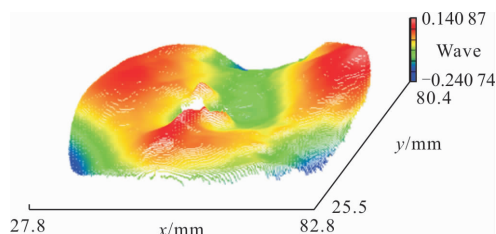
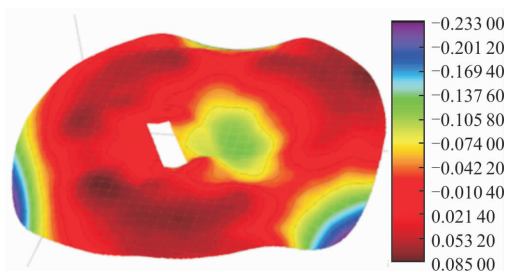


图 7 镜体温度场云图

Fig.7 Contour of temperature field of mirror blank



(a)  $RMS=0.059\ 6\ \lambda$



(b)  $RMS=0.060\ 3\ \lambda$

图 8 试验、仿真结果对比

Fig.8 Comparison between experimental and simulated result

为了验证径向温度梯度对面形的影响程度,分别分析了自由释放状态和约束状态下,反射镜在温度梯度和温度水平影响下的面形 RMS,结果如表 9

所示。表 9 中数据横向对比可以看出,径向温度梯度对面形的影响程度远远大于温度水平对其的影响,表中数据纵向对比可以看出,径向温梯度产生的面形与镜体的支撑方式相关性不大。

表 9 不同工况下反射镜面形

Tab.9 Mirror surface shape under different load cases

Mode	Mirror surface shape RMS/ $\lambda$		
	Radial temperature gradient	Temperature raise	Radial temperature gradient+ Temperature raise
Unconstrained	0.054 8	0.000 8	0.054 8
Composite support	0.054 9	0.009 2	0.060 3

#### 4 结 论

文中以某在研空间相机大口径 SiC 主反射镜为研究对象,分析了反射镜在均匀温度、轴向温度梯度和径向温度梯度载荷下的热变形,得到了不同温度场对镜面曲率半径和面形 RMS 值影响规律,并通过仿真结果与理论分析和试验结果的对比,验证了仿真结果的准确性。

在确定热控指标时,必须考虑轴向温度梯度和径向温度梯度对曲率半径公差和面形公差的影响。曲率半径变化量对轴向温度梯度最为敏感,1℃轴向温度梯度引起的曲率半径变化可比均匀温升引起的曲率半径变化量大 48 倍。去除曲率半径和最佳拟合后的面形 RMS 值对轴向温度梯度最为敏感,±1℃径向温度梯度引起的面形 RMS 值可比均匀温升引起的面形 RMS 值大 202 倍,不同径向温度梯度模式对反射镜面形 RMS 值影响显著。

轴向温度梯度和径向温度梯度对反射镜曲率半径和面形 RMS 值的影响几乎不受反射镜约束影响,即在实际工程应用中,改变反射镜支撑方式不能显著改善反射镜曲率半径和面形公差。实际工程应用中,当曲率半径变化量超差时,要首先考虑减小轴向温度梯度;当面形 RMS 值超差时,首先考虑减小热控温度场的径向温度梯度,并可改变热控温度场分布模式。文中所得规律适用于不同口径和不同材料的空间相机反射镜。

## 参考文献:

- [1] Ding Yanwei, You Zheng, Lu E. Influences of temperature change on dimension stability of sensor opto-structural system [J]. *Journal of Optoelectronics·Laser*, 2004, 15(10): 1170-1173. (in Chinese)  
丁延卫, 尤政, 卢镠. 温度变化对遥感器光机结构尺寸稳定性的影响[J]. 光电子·激光, 2004, 15(10): 1170-1173.
- [2] Gong Dun, Tian Tiejun, Wang Hong. Thermal optical analysis of off-axis three-mirror system and its thermal control requirements [J]. *Opt Precision Eng*, 2011, 19(6): 1213-1220. (in Chinese)  
巩盾, 田铁印, 王红. 离轴三反射系统的热光学分析和温控指标的制定[J]. 光学精密工程, 2011, 19(6): 1213-1220.
- [3] He Yan, Wang Jihong, Peng Qi. Thermal property of large aperture light primary mirror [J]. *Opto-Electronic Engineering*, 2014, 41(6): 63-69. (in Chinese)  
何宴, 王继红, 彭起. 大口径轻质主镜热特性分析[J]. 光电工程, 2014, 41(6): 63-69.
- [4] Wang Fuguo, Qiao Bin, Zhang Jingxu. Flexible passive support system for 2 m SiC reflective mirror [J]. *Opt Precision Eng*, 2017, 25(10): 2591-2598. (in Chinese)  
王富国, 乔兵, 张景旭. 2 m SiC 反射镜柔性被动支撑系统[J]. 光学精密工程, 2017, 25(10): 2591-2598.
- [5] Xu Hong, Guan Yingjun. Structural design of large aperture SiC mirror subassembly[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2014, 43(S1): 83-88. (in Chinese)  
徐宏, 关英俊. 大口径 SiC 轻量化反射镜组件的结构设计[J]. 红外与激光工程, 2014, 43(S1): 83-88.
- [6] Wang Kejun, Xuan Ming, Dong Jihong, et al. Design method of reflector component structure of space remote sensor [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2016, 5(11): 1113001. (in Chinese)  
王克军, 宣明, 董吉洪, 等. 空间遥感器反射镜组件结构设计方法[J]. 红外与激光工程, 2016, 5(11): 1113001.
- [7] Shao Liang, Wu Xiaoxia, Ming Ming, et al. Influence of static friction for large aperture SiC light-weight reflecting mirror with flexible strip support [J]. *Opt Precision Eng*, 2017, 25(9): 2387-2395. (in Chinese)  
邵亮, 吴小霞, 明名, 等. 大口径 SiC 轻量化反射镜柔性带
- 式支撑静摩擦影响 [J]. 光学精密工程, 2017, 25(9): 2387-2395.
- [8] Dong Deyi, Li Zhilai, Xue Donglin, et al. Integrated opto-mechanical analysis and experiments for influence of gravity on wavefront aberration of space camera [J]. *Opt Precision Eng*, 2016, 24(8): 1917-1926. (in Chinese)  
董得义, 李志来, 薛栋林, 等. 重力对空间相机系统波像差影响的光机集成分析与验证[J]. 光学精密工程, 2016, 24(8): 1917-1926.
- [9] Kong Lin, Yang Lin. Study and test of thermal-defocusing property in space camera [J]. *Opt Precision Eng*, 2017, 25(7): 1825-1831. (in Chinese)  
孔林, 杨林. 空间相机温度-离焦特性分析与试验[J]. 光学精密工程, 2017, 25(7): 1825-1831.
- [10] Pearson E, Stepp L. Response of large optical mirrors to thermal distributions [C]//Proceedings of SPIE, The International Society for Optical Engineering, 1987, 748: 215-228.
- [11] Wu Qingwen, Lu E, Wang Jiaqi, et al. A study on static thermal properties of primary mirror [J]. *Opt Precision Eng*, 1996, 4(6): 47-53. (in Chinese)  
吴清文, 卢镠, 王家骥, 等. 主镜稳定温度场特性分析[J]. 光学精密工程, 1996, 4(6): 47-53.
- [12] Wang Fuguo. Study on the influence of temperature and support style to the 1.2 m SiC primary mirror surface figure [J]. *Acta Photonica Sinica*, 2011, 40(6): 933-936. (in Chinese)  
王富国. 温度和支撑方式对 1.2 m SiC 主镜面形的影响分析[J]. 光子学报, 2011, 40(6): 933-936.
- [13] Doyle K B, Genberg V L, Michels G J. Integrated Optomechanical Press Analysis[M]. 2nd edition, Washington: SPIE, 2012.
- [14] Genberg V L, Michels G J, Doyle K B. Making mechanical FEA results useful in optical design [C]//Proceedings of SPIE, 2002, 4769: 24-33.
- [15] Olivieri O, Pieri S, Romoli A. Analysis of defocusing thermal effect on optical systems [C]//Proceedings of SPIE, 1996, 2774: 283-292.
- [16] Bely P Y. The Design and Construction of Large Optical Telescopes[M]. New York: Springer, 2003.