

# 主镜的新型轴向支撑及误差分析

张志永<sup>1,2</sup>, 田桂玲<sup>3</sup>, 王国民<sup>1,2,4</sup>, 杜福嘉<sup>1,2</sup>, 田源<sup>1,2</sup>, 姜翔<sup>1,2</sup>, 乐中宇<sup>1,2</sup>

(1. 中国科学院国家天文台南京天文光学技术研究所, 南京 210042; 2. 中国科学院天文光学技术重点实验室, 南京 210042; 3. 枣庄科技职业学院医学技术系, 山东枣庄 277599; 4. 中国科学院大学天文与空间科学学院, 北京 100049)

**摘要:**针对传统 Whiffletree 机构存在刚性较差、自振频率和稳定性低的问题,提出了一种基于 Whiffletree 原理新型 18 点轴向支撑的设计方案。该方案采用高刚性和稳定性的消除轴系机构。首先详细介绍了方案的设计原理,利用有限元软件对主镜轴向支撑进行优化设计,主镜最优面形的均方根(root mean square,RMS)值为 1.6 nm。然后采用 D-H 矩阵方法推导出轴向支撑的误差模型,与图解法相比,误差模型的最大误差为 5.1%。最后利用误差模型建立极限位置误差的有限元模型,得到主镜面形的 RMS 值为 2.6 nm,分析结果满足设计指标所要求的  $RMS \leq 15.8$  nm。研究表明所提出的误差模型能够有效预测主镜面形,此方案设计合理。

**关键词:**天文技术与方法;主镜;Whiffletree;轴向支撑;D-H 矩阵方法;误差模型

中图分类号:TH751

文献标志码:A

文章编号:2095-2783(2018)10-1182-06

## New axial support and error analysis of the primary mirror

ZHANG Zhiyong<sup>1,2</sup>, TIAN Guiling<sup>3</sup>, WANG Guomin<sup>1,2,4</sup>, DU Fujia<sup>1,2</sup>, TIAN Yuan<sup>1,2</sup>, JIANG Xiang<sup>1,2</sup>, YUE Zhongyu<sup>1,2</sup>

(1. National Astronomical Observatories/Nanjing Institute of Astronomical Optics & Technology, Chinese Academy of Sciences, Nanjing 210042, China; 2. Key Laboratory of Astronomical Optics & Technology, Chinese Academy of Sciences, Nanjing 210042, China; 3. Department of Medical Technology, Zaozhuang Science and Technology Vocational College, Zaozhuang, Shandong 277599, China;

4. College of Astronomy and Space Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

**Abstract:** Aiming at the problems of the traditional Whiffletree mechanism such as low stiffness, low natural vibration frequency and low stability, a new type of 18 point axial support scheme based on the Whiffletree principle is proposed. This scheme applies shafting mechanism with high stiffness and stability. First of all, the design principle of the scheme is introduced in detail and the design of axial support of the primary mirror is optimized by finite element (FE) software. The root mean square (RMS) value of the optimal surface deformation is 1.6 nm. Then, the D-H matrix method is used to deduce the error model of the axial support. Compared with the graphic method, the maximum error of the error model is 5.1%. Finally, the FE model of the limit position error is established by the error model, and the RMS value of the surface deformation is 2.6 nm. The results meet the design requirement ( $RMS \leq 15.8$  nm). The researches show that the proposed error model can effectively predict the surface deformation of the primary mirror, and the design is reasonable.

**Keywords:** astronomy technology and methods; primary mirror; Whiffletree; axial support; D-H matrix method; error model

主镜作为望远镜的核心部件,其面形精度对光学系统的成像质量起着决定性的作用。主镜的轴向支撑机构合理与否,在一定程度上影响着主镜的面形。对于 1~2 m 级主镜的轴向支撑方式通常采用机械 Whiffletree 机构、液压支撑机构、气压支撑机构、杠杆平衡重支撑机构等。液压/气压支撑机构利用相同作用面积输出相同力的性质,将主镜的三点定位支撑扩展为多点浮动支撑,机构虽具有支撑精度高、节省空间等优点,但是复杂的支撑系统常带来可靠性、稳定性低的问题<sup>[1-2]</sup>。杠杆平衡重支撑机构核心思想是在每个支撑点上设计一个杠杆平衡重机构,每个支撑力的大小可以通过调节杠杆臂的长短来实现,从而实现主镜支撑力的优化调节,这种支撑

方式具有支撑精度高和调节方便的优点,同时也具有动态性能较差和自振频率低的缺点<sup>[3-6]</sup>。机械 Whiffletree 机构不仅具有支撑系统简单、承载能力大的特点,而且在不引入过约束的情况下增加了对主镜的支撑点数,有效提高了主镜的面形精度。机械 Whiffletree 机构通常采用柔性铰链,这就导致机构具有刚性较差、长时间承受应力会出现蠕变和应力松弛现象、自然频率和稳定性低、随机振动会导致机构失效等缺点<sup>[7]</sup>。由于望远镜安装在西藏阿里天文观测站,当地的气候条件使望远镜的装调和维修难度比较大,望远镜的镜筒需要在南京装调完成及整体运输,于是就需要提高轴向支撑的刚度和稳定性。基于望远镜的特殊要求,提出了一种基于 Whif-

收稿日期:2017-12-27

基金项目:中国科学院院级项目(Y6B1721000);国家自然科学基金资助项目(11373049,11703057)

第一作者:张志永(1980-),男,高级工程师,主要研究方向为望远镜结构设计,zyzh@niaot.ac.cn

Whiffletree 原理的新型 18 点轴向支撑的设计方案,方案采用高刚性和稳定性的消除轴系机构。

由于轴向支撑零件存在加工制造及装配误差,主镜实际支撑位置并不能完全与设计位置一致,产生的位置误差会影响主镜的面形精度,从而影响望远镜的成像质量<sup>[8-10]</sup>。为保证望远镜的成像质量,需要对主镜轴向支撑点的位置误差进行分析<sup>[3,11-12]</sup>。在设计方案的基础上,采用 D-H 矩阵法推导出轴向支撑点的误差模型,利用图解法对误差模型进行验证,并进一步分析了极限位置误差对主镜支撑性能的影响。

### 1 主镜的轴向支撑机构

主镜轴向支撑设计的基本原则:1)考虑主镜自身的弹性变形,运用弹性力学原理,建立支撑与镜面变形之间的关系,以追求最小的镜面变形误差;2)主镜轴向支撑受力要平衡,满足力及力矩约束方程。综合考虑这两方面的因素,提出了基于 Whiffletree 原理的轴向支撑设计方案。

主镜选用微晶玻璃材料,外径为 1 030 mm,有效口径为 1 000 mm,中心孔直径为 300 mm,边缘厚度为 169 mm,镜面的曲面半径为 4 299 mm,主镜的质量为 305 kg,面形误差要求  $RMS \leq 15.8 \text{ nm}$ 。

因为主镜的曲面半径比较大,可利用平板理论计算支撑点的数目,根据 Hall 给出的反射镜面形  $\delta$  值与支撑点数目  $N$  的关系式<sup>[7]</sup>:

$$N = \left( \frac{0.375D^2}{t} \right) \left( \frac{\rho g}{E\delta} \right)^2 \quad (1)$$

式中: $D$  为主镜直径; $t$  为主镜厚度; $\rho$  为材料的密度; $g$  为重力加速度; $E$  为材料的弹性模量。

根据式(1), $N=6$  时, $\delta=50.31 \text{ nm}$  可满足光学设计的要求。根据 Whiffletree 机构支撑原理,轴向支撑点一般按照 3、6、9、18、27 等方式进行布局,为提高主镜的面形精度,本机构采用 18 点轴向支撑机构。基于运动学 3 点定位原理,该机构由 3 组子支撑机构组成,如图 1 和图 2 所示。

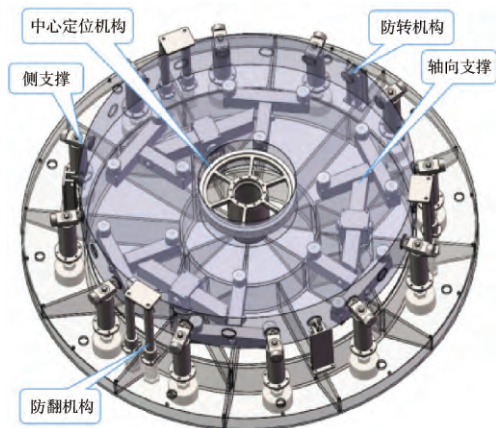


图 1 主镜支撑方案

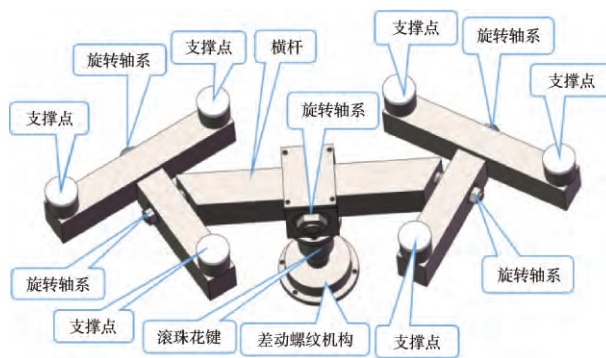


图 2 子支撑机构

为增加机构的刚度和稳定性,在子支撑机构的横杆中心设置一对背对背形式的角接触球轴承并施加预紧定位荷载,在横杆机构的两侧分别布置两组相同的轴系实现二维的转动,旋转轴系的支点位置利用力矩平衡原理确定,选取子支撑的 1/2 进行分析,平衡原理如式(2)、式(3)以及图 3 所示,子支撑机构可以自动补偿光轴方向的位置误差。

$$F_1 + 2F_2 = G/6, \quad (2)$$

$$F_1 \times l_1 = 2F_2 \times l_2. \quad (3)$$

式(2)和式(3)中, $F_1$  和  $F_2$  分别为内外圈支撑点的轴向支撑力; $l_1$  和  $l_2$  分别为内外圈支撑点到旋转轴的法向距离; $G$  为主镜的重力。又有  $l_1 = 2l_2$ , 解得  $F_1 = F_2 = G/18$ 。

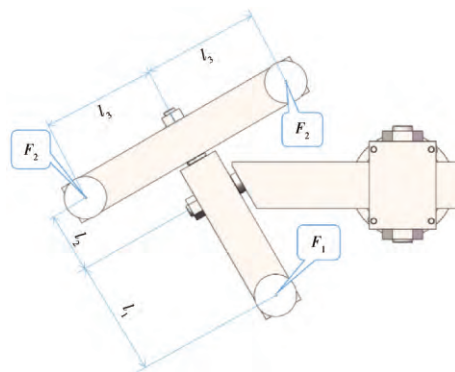


图 3 力和力矩平衡图

支撑点采用球头与球窝结构,该机构可以自动补偿支撑点的姿态误差,于是就保证了 18 个轴向支撑点同时支撑主镜。横杆的轴承座与预压滚珠花键副连接,滚珠花键轴与差动螺纹机构相连接,差动螺纹机构可精确调整主镜的二维转动和一维平动。另外,预压滚珠花键副的容许旋转静力矩需要大于螺纹副及端面摩擦副产生的摩擦力矩,从而保证光轴方向调整时 18 个支撑点位置不变。为减小装调和热膨胀引起的镜面切应力,球头端面粘贴一层聚四氟乙烯薄片。

以主镜轴向支撑两圈的直径  $D_1$  和  $D_2$  为设计变量(如图 4 所示),镜面面形 RMS 值为目标函数,利用有限元分析软件 Ansys Response Surface 模块进

行优化,插入 APDL 命令流计算主镜面形的 RMS 值,当  $D_1=498\text{ mm}$  和  $D_2=884\text{ mm}$  时,最优镜面的 RMS 值为  $1.6\text{ nm}$ ,主镜变形云图和镜面 RMS 值的优化曲面如图 5 和图 6 所示。

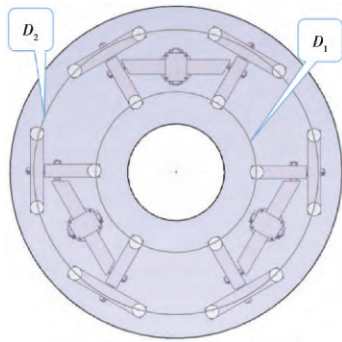


图 4 轴向支撑内外圈直径示意图

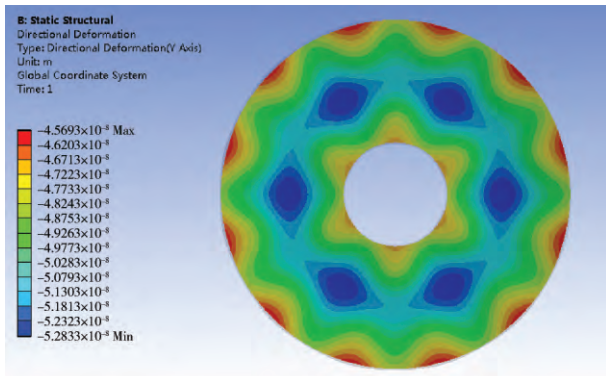


图 5 主镜变形云图

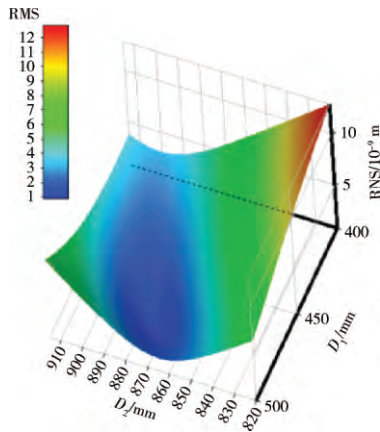


图 6 镜面 RMS 值的优化曲面

## 2 轴向支撑的误差模型

主镜的轴向支撑点位置误差是由许多因素引起的,如果将这些因素都作为孤立因素分别加以考虑,会使主镜轴向支撑点的位置误差计算变得十分复杂。一个可行的方法就是将所有引起支撑点位置误差的因素都看作是虚拟运动关节变量误差,从误差和传递情况分析,支撑点位置误差与各个微运动关

节和结构参数之间存在函数关系。

本文在零件连接处建立坐标系,为便于误差的测量和计算,坐标系建立应遵循以下 3 条规则:1)  $z_n$  轴垂直于支撑平面;2)  $x_n$  轴平行于安装平面;3)  $y_n$  轴按右手定则确定。选取子支撑机构 1/2 进行分析,基坐标系为主镜中心坐标系,内圈支撑点的误差坐标系由基坐标系和坐标系 1—3 组成,外圈支撑点的误差坐标系由基坐标系、坐标系 1—2 和坐标系 4—5 组成,轴向支撑的误差坐标系如图 7 所示。

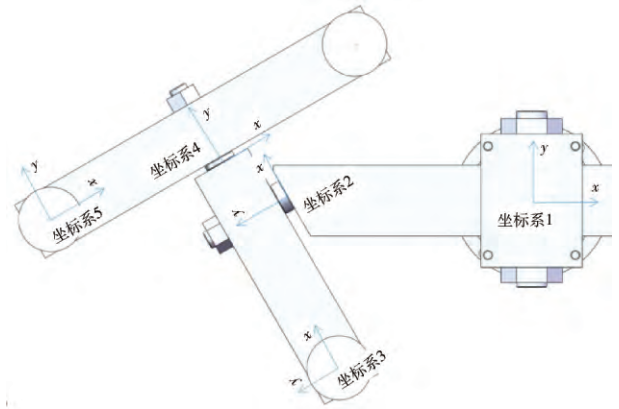


图 7 轴向支撑误差坐标系

利用齐次变换可以描述这些坐标系之间的相对位置和姿态<sup>[13-14]</sup>,描述两个坐标系的齐次变换称为  $A$  矩阵。 $A_1$  描述第一坐标系与基坐标系之间的位置和姿态; $A_2$  描述第二坐标系与第一坐标系之间的位置和姿态,依次类推, $A_n$  描述第  $n$  个坐标系与第  $n-1$  个坐标系之间的位置和姿态。因此,第  $n$  个坐标系相对于基坐标系的位姿可用矩阵  $T_n$  表示:

$$T_n = \prod_{i=1}^n A_i = \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & p_x \\ n_y & o_y & a_y & p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

$T_n$  左上角  $3 \times 3$  子矩阵描述基坐标系下支撑点的姿态,最右列描述支撑点的位置。由图 6 可知,当基坐标系或者坐标系 1、2、4 产生一个绕  $x$  轴角度误差  $\theta$  时,支撑点在  $x-y$  平面内的位置误差可表示为:  $\delta = l(1 - \cos(\theta))$ ,因为支撑点到基坐标系原点的最大距离为  $l=442\text{ mm}$ ,当零件按照 f 级精度加工时,产生的角度误差最大值  $\theta=0.5^\circ$ ,得出  $\delta=0.016\text{ mm}$ 。因此,绕  $x$  轴方向的角度误差可以忽略。同理,绕  $y$  轴方向的角度误差亦可以忽略。一方面,主镜支撑点采用球头与球窝结构,在主镜重力作用下,轴向支撑点的姿态可实现自动校正;另一方面,子支撑机构具有 5 个旋转轴系, $z$  轴方向的误差可实现自动补偿,故  $z$  轴方向的位置误差也可以不予考虑。因此, $n$  坐标系与  $n-1$  坐标系之间的变换关系可以用绕  $z$  轴旋转、 $x$  轴平移以及  $y$  轴平移来实现。于是,  $A_n$  可以表达为

$$A_n = \text{Rot}(Z_{n-1}, \alpha_n) \text{Trans}(Z_{n-1}, x_n) \text{Trans}(Z_{n-1}, y_n) = \begin{bmatrix} c\alpha_n & s\alpha_n & 0 & 0 \\ -s\alpha_n & c\alpha_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x_n \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y_n \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c\alpha_n & s\alpha_n & 0 & x_n c\alpha_n - y_n s\alpha_n \\ -s\alpha_n & c\alpha_n & 0 & y_n c\alpha_n - x_n s\alpha_n \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中:  $\alpha_n$  为  $n-1$  坐标系与  $n-2$  坐标系  $x$  轴的夹角;  $x_n$  和  $y_n$  为  $n$  坐标系原点在  $n-1$  坐标系下的坐标值; 式(5)采用简化符号,  $c\alpha_n = \cos(\alpha_n)$ ,  $s\alpha_n = \sin(\alpha_n)$ , 后文亦采用相同简化方式。

以齐次变换矩阵  $A_n$  为基础,通过对变换矩阵求全微分可建立机构的误差模型<sup>[15]</sup>。针对本文研究的

轴向支撑机构,对于坐标系  $n$ ,在变量误差  $\delta\alpha_n$ 、 $\delta x_n$  和  $\delta y_n$  的影响下,齐次变换  $A_n$  将变为  $A_n + dA_n$ ,  $dA_n$  是由变量误差而引起的微分齐次变换:

$$dA_n \approx \frac{\partial A_n}{\partial \alpha_n} \delta\alpha_n + \frac{\partial A_n}{\partial x_n} \delta x_n + \frac{\partial A_n}{\partial y_n} \delta y_n \quad (6)$$

由式(5)可得:

$$\frac{\partial A_n}{\partial x_n} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & c\alpha_n \\ 0 & 0 & 0 & -s\alpha_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n A_{xn} \quad (7)$$

$$\frac{\partial A_n}{\partial y_n} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & s\alpha_n \\ 0 & 0 & 0 & c\alpha_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n A_{yn} \quad (8)$$

$$\frac{\partial A_n}{\partial \alpha_n} = \begin{bmatrix} s\alpha_n & c\alpha_n & 0 & y_n c\alpha_n - x_n s\alpha_n \\ -c\alpha_n & -s\alpha_n & 0 & -x_n c\alpha_n - y_n s\alpha_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & y_n \\ -1 & 0 & 0 & -x_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = A_n A_{\alpha n} \quad (9)$$

将式(7)~式(9)3个偏导关系式带入式(6)得:

$$dA_n = A_n (A_{\alpha n} \delta\alpha_n + A_{xn} \delta x_n + A_{yn} \delta y_n) = A_n \Delta''_n \quad (10)$$

$\delta x_n$ 、 $\delta y_n$ , 支撑点位姿误差的齐次坐标变换为

$$dT_n = \prod_{n=1}^n A_n (E + \Delta''_n) - \prod_{n=1}^n A_n \quad (15)$$

式中,  $\Delta''_n$  为微分变化算子:

$$\Delta''_n = A_{\alpha n} \delta\alpha_n + A_{xn} \delta x_n + A_{yn} \delta y_n = \begin{bmatrix} 0 & \delta\alpha_n & 0 & \delta x_n + \delta\alpha_n \times y_n \\ -\delta\alpha_n & 0 & 0 & \delta y_n - \delta\alpha_n \times x_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

由式(11)可知,  $\delta\alpha_n$ 、 $\delta x_n$ 、 $\delta y_n$  误差造成  $n$  坐标系下的齐次变换  $A_n$  的位姿误差,包括姿态误差  $\delta_n$  和位置误差  $d_n$ :

$$\delta_n = \begin{bmatrix} 0 & \delta\alpha_n & 0 \\ -\delta\alpha_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$d_n = [\delta x_n + \delta\alpha_n \times y_n \quad \delta y_n - \delta\alpha_n \times x_n \quad 0]^T \quad (13)$$

综上,由于存在误差,  $n$  坐标系相对于  $n-1$  坐标系的齐次变换为

$$A_n + dA_n = A_n (E + \Delta''_n) \quad (14)$$

对于主镜的轴向支撑机构,其支撑点相对于基坐标系的实际齐次变换,由于各个零件存在  $\delta\alpha_n$ 、

这里  $dT_n$  是由各种变量误差造成的微分齐次变换,利用式(15)可以得出主镜轴向支撑点相对于基坐标系的位置误差:

$$d = [\delta x \quad \delta y \quad 0]^T \quad (16)$$

### 3 误差模型的验证

由于轴向支撑的3个子支撑全部安装在主镜室中,所以坐标系1与基坐标系之间可以用  $x$  轴和  $y$  轴平移表示,因此可以得出影响内圈支撑点的位置误差由2个转动变量和6个平移变量组成,影响外圈支撑点的位置误差由3个转动变量和8个平移变量组成。利用式(4)~式(16)编制 MATLAB 程序,推导出主镜内圈支撑点的位置误差公式,并代入相关参数,如式(17)和式(18)所示。当相关变量产生误差时,利用推导公式计算支撑点位置变化量,同时利用 CAXA 软件作图法绘制出支撑点的实际位置并测量变化量,见表1,推导公式的计算值与图解法值相比较,最大误差为5.1%,可满足误差分析的要求。

$$\delta x = \delta x_1 + \delta x_2 + 2.68\delta\alpha_2 - 113.045\delta\alpha_3 - 0.5\delta x_3 - 0.866\delta y_3 - \delta\alpha(34.069\delta\alpha_3 - 0.866\delta x_3 + 0.5\delta y_3 + 113.045) \quad (17)$$

$$\delta y = \delta y_1 + \delta y_2 + 158.587\delta\alpha_2 - 34.069\delta\alpha_3 + 0.866\delta x_3 - 0.5\delta y_3 + \delta\alpha_2 \times (113.045\delta\alpha_3 + 0.5\delta x_3 + 0.866\delta y_3 - 34.069) \quad (18)$$

表 1 公式法与图解法误差比较

序号	$\delta x_1/\text{mm}$	$\delta y_1/\text{mm}$	$\delta x_2/\text{mm}$	$\delta y_2/\text{mm}$	$\delta \alpha_2/(\text{^\circ})$	$\delta x_3/\text{mm}$
1	0.5	0.5	2	2	0.5	1
2	1	2	2	1	0.5	0
序号	$\delta y_3/\text{mm}$	$\delta \alpha_3/(\text{^\circ})$	$\delta x/\text{mm}$	$\delta y/\text{mm}$	$\delta x_{\text{圆}}/\text{mm}$	$\delta y_{\text{圆}}/\text{mm}$
1	1	0.5	-0.814	3.676	-0.806	3.672
2	0.5	1	-0.376	3.260	-0.357	3.272

#### 4 主镜轴向支撑的误差分析

支撑点的位置误差会影响主镜的面形,因此研究轴向支撑的极限位置误差对主镜面形的影响很有必要。根据零件加工的技术要求,所有安装孔的位置误差要求小于 0.5 mm,所有安装基准面的角度误差要求小于 0.5°。为判断主镜支撑系统的可行性,所有角度误差取值 0.5°,位置误差取值 0.5 mm;为反映极限位置误差,选取同向角度误差。首先利用误差模型计算支撑点的极限位置误差,其次建立极限误差的有限元模型,得到主镜镜面峰谷值(peak to valley,PV)为 10.01 nm,RMS 值为 2.6 nm(如图 8 所示),满足光学设计的要求。

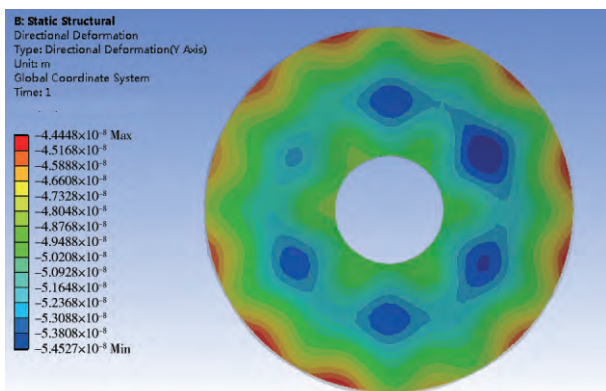


图 8 轴向支撑位置误差引起镜面变形云图

#### 5 结论

1) 基于望远镜主镜高刚度和高稳定性的特殊要求,提出了一种基于 Whiffletree 原理新型 18 点轴向支撑方案,方案采用高刚性和稳定性的消除轴系机构。详细论述了方案的设计原理,并对主镜的轴向支撑进行了静力分析和优化,最优面形的 RMS 值为 1.6 nm,为大口径望远镜的主镜轴向支撑研究提供了借鉴。

2) 采用 D-H 矩阵方法推导出轴向支撑点相对于主镜中心点的误差模型及表达式,利用图解法证明了误差模型的正确性,误差模型的最大误差为 5.1%。该模型具有包含的误差源较为全面、计算精度高优点,为主镜的面形精度预测提供了一种有效的方法。

3) 利用误差模型计算了支撑点的极限位置误差,建立极限误差的有限元模型,得到主镜面形的

PV 值为 10.01 nm,RMS 值为 2.6 nm,可满足光学设计的要求,证明了方案设计的合理性。

#### [参考文献] (References)

- [1] 范磊. 2 m 级地基望远镜 SiC 主镜轻量化设计及支撑技术研究[D]. 北京: 中国科学院大学, 2013.  
FAN Lei. Research on the light weight design and support of the 2 m-SiC primary mirror for ground-based telescope [D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2013. (in Chinese)
- [2] 邵亮, 赵勇志, 明名, 等. 1.2 m 微晶主镜的新型支撑[J]. 光学精密工程, 2016, 24(10): 2462-2470.  
SHAO Liang, ZHAO Yongzhi, MING Ming, et al. Novel support for 1.2 m Zerodur primary mirror [J]. Optics and Precision Engineering, 2016, 24(10): 2462-2470. (in Chinese)
- [3] BELY P Y. The design and construction of large optical telescopes [M]. New York: Springer, 2003: 219-223.
- [4] KAERCHER H J, EISENTRAEGER P, SÜSS M. Mechanical principles of large mirror supports [C]// Ground-based and Airborne Telescopes III. International Society for Optics and Photonics. San Diego: SPIE press, 2010, 7733: 77332O.
- [5] CUERDEN B, SEBAG J, MATHEWS S, et al. LSST primary, secondary and tertiary mirror support systems [C]// Astronomical Structures and Mechanisms Technology. International Society for Optics and Photonics. Glasgow: SPIE Press, 2004: 474-489.
- [6] PAUL R Y. Opto-mechanical systems design [M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2006: 459-474.
- [7] 程景全. 天文望远镜原理和设计[M]. 北京: 中国科学技术出版社, 2003: 102-104.  
CHENG Jinqun. Principles of astronomical telescope design [M]. Beijing: China Science & Technology Press, 2003: 102-104. (in Chinese)
- [8] FLORES J L, STROJNIK M, PAEZ G, et al. Effects of misalignment errors on the optical transfer functions of synthetic aperture telescopes [J]. Applied Optics, 2004, 43(32): 5926-5932.
- [9] SABATKE E E, BURGE J H, HINZ P, et al. Optical design of interferometric telescopes with wide fields of view [J]. Applied Optics, 2006, 45(31): 8026-8035.
- [10] CHO M. Conceptual design of primary mirror segment support system of the GSMT point design [R]. Washington: AURA New Initiatives Office, 2001: 1-18.
- [11] 王臣臣, 邹刚毅, 庞志海, 等. 拼接主镜光学系统展开误差的分析[J]. 光学学报, 2016, 36(11): 254-261.  
WANG Chenchen, ZHOU Gangyi, PANG Zhihai, et

- al. Analysis on deployment error of segmented mirror optical system [J]. *Acta Optical Sinica*, 2016, 36(11): 254-261. (in Chinese)
- [12] LIGHTSEY P A, BARTO A A, CONTRERAS J. Optical performance for the James Webb space telescope [C]// *Optical, Infrared, and Millimeter Space Telescopes*. International Society for Optics and Photonics, Bellingham: SPIE Press, 2004, 5487: 825-833.
- [13] 张建坤, 胡鹏浩, 马晓庆. 3-PUU 并联测量机中阿贝误差分析[J]. *中国科技论文*, 2015, 10(4): 472-475. ZHANG Jiankun, HU Penghao, MA Xiaoqing. Abbe error analysis on 3-PUU parallel coordinate measuring machine [J]. *China Sciencepaper*, 2015, 10(4): 472-475. (in Chinese)
- [14] 张付祥, 史文军. CMJZ2-27 型双臂掘进钻车避碰运动学分析[J]. *中国科技论文*, 2016, 11(10): 1094-1099. ZHANG Fuxiang, SHI Wenjun. Collision avoidance kinematics analysis of the CMJZ2-27 2-arm drill rig [J]. *China Sciencepaper*, 2016, 11(10): 1094-1099. (in Chinese)
- [15] 赵先周. 串联关联关节机械手动力学研究及模型误差分析[D]. 成都: 西南交通大学, 2003. ZHAO Xianzhou. The dynamical research on chain-structured robot and modeling error analysis [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2003. (in Chinese)