

## KrF深紫外光刻投影物镜光机热集成分析与优化

韩星<sup>1,3</sup>, 江伦<sup>1,2\*</sup>, 李延伟<sup>3\*\*</sup>, 李骏驰<sup>3</sup><sup>1</sup>长春理工大学光电工程学院, 吉林 长春 130022;<sup>2</sup>长春理工大学空间光电技术国家地方联合工程中心, 吉林 长春 130022;<sup>3</sup>季华实验室, 广东 佛山 528200

**摘要** 提出了一种融合新型支撑方式与灵敏度分析的光机热集成分析与优化方法,用于设计超高精度深紫外光刻投影物镜系统。首先,采用轴向多点与周向三点胶接支撑相结合的新型支撑方式,实现了212.51 mm口径光学元件的超高精度定位要求。其次,通过对光学元件进行热力耦合分析,验证了光机系统的合理性。然后,在光机热集成分析条件下,分析了单个光学元件的灵敏度,以及全部光学元件表面变形对整体光学系统波像差均方根值和校准 $F\tan\theta$ ( $F$ 为焦距, $\theta$ 为物方视场角)畸变的影响。最后,通过调整部分光学元件的灵敏度进行局部优化,并对整体光学系统的像质进行优化。结果表明:在热力耦合条件(参考温度为22.5℃、极限工作温度为±2.5℃、重力)下,光学元件的最大表面面型均方根(RMS)值为9.86 nm,能够满足超高精度定位要求。在光机热集成分析条件下(参考温度为22.5℃、极限工作温度为±2℃、重力),优化后光学系统的波像差RMS值小于10.50 nm,校准 $F\tan\theta$ 畸变小于6.00 nm,相较于优化前,波像差RMS提升了46.98%,校准 $F\tan\theta$ 畸变提升了77.69%,达到了设计要求。

**关键词** 光学设计; 结构设计; 光机热集成分析; Zernike多项式; 有限元分析

中图分类号 O436 文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS231895

## 1 引言

光刻投影物镜光学系统是现代最精密、复杂的光学系统之一,在保证较高数值孔径(NA)、极小像差及大视场、双远心、物方工作距、后截距、系统共轭距等光学指标要求的情况下,还需要考虑机械结构的支撑精度、装配精度及温度变化对成像质量的影响。在光学系统初始设计完成时需要进行光机热集成分析,即在初始理论设计完成后,将重力、机械支撑结构、温度变换引起的元件面型变化导入到光学系统中,并分析这三个因素对光学系统成像质量的影响。

深紫外光刻投影物镜系统特点:光学元件口径大、元件间隔相对较小、支撑结构精度要求高。国外光刻投影物镜光学、结构设计主要集中在尼康、阿斯麦、佳能、蔡司等公司,国内相关研究主要集中在上海微电子装备(集团)股份有限公司、长春国科精密光学技术有限公司、北京国望光学科技有限公司、中国科学院长春光学精密机械与物理研究所等地方。其中,在机械结构设计方面,2001年,尼康公司在结构设计中引入轴向多点弹性弹片支撑<sup>[1]</sup>;2013年,华洋洋等<sup>[2]</sup>设计了机械口径为130 mm的三点挠性主支撑与六点弹片辅助

支撑的结构,在热力耦合(重力、温度范围未给出)条件下光学元件面型均方根(RMS)值小于5.00 nm;2018年,Gao等<sup>[3]</sup>设计了机械口径为171 mm的高精度柔性支撑结构,该结构在热力耦合(2℃、重力)条件下光学元件面型RMS值小于4.00 nm;在光学设计方面,2004年,蔡司公司详尽且全面地分析了深紫外全折射式光学系统的设计<sup>[4]</sup>;2016年,徐明飞等<sup>[5]</sup>设计了高数值孔径光刻投影物镜,采用同轴两反结构设计了45 nm节点、数值孔径为1.35的光学系统。此外,众多国内外学者进行了大量的研究<sup>[6-17]</sup>。在机械方面,以上文献对于温度在20~25℃范围、光学元件机械口径大于200 mm的支撑方式的研究相对较少;在光学方面,由于受到温度的变化及光学元件自身重力的影响,元件面型、间隔、透镜厚度、折射率等会发生改变,相关文献仅完成了光刻投影物镜光学系统设计,未对系统光机结构的精度进行仿真验证,也缺乏相应的光机热集成分析。

本文以第二代“双腰”全折射式深紫外光刻投影物镜为研究对象,针对温度范围为20~25℃、最大机械口径为212.51 mm的元件提出了一种轴向多点支撑、周向三点胶接支撑组合的新型支撑方式;新型支撑方式打破了传统周向支撑与轴向支撑一体化的设计,

收稿日期: 2023-12-06; 修回日期: 2024-01-03; 录用日期: 2024-01-05; 网络首发日期: 2024-02-20

基金项目: 吉林省重大科技专项课题(20230301002GX)、涂胶显影工艺自动光学检测单元智能服务系统研发关键技术攻关(S220711VH220)

通信作者: \*jlciomp@163.com; \*\*yanwei201314@163.com

实现了周向支撑与轴向支撑的分离,便于装配和调整。针对全折射式深紫外光刻投影物镜光学系统,提出了光机热集成分析与优化的设计方法。其中:利用编程 Zernike 多项式计算单个光学元件表面峰谷(PV)与 RMS,验证了光机结构设计的合理性;灵敏度分析法为光机热集成分析条件下光学系统的像质提升提供了思路与方向;整体光学系统的光机热集成分析确保了光学系统的温度适应性。

## 2 光机系统总体设计

中心波长为 248.3271 nm 的深紫外光刻投影物镜光学系统像质要求:波像差 RMS 值小于 10.50 nm

(Fringe Zernike 多项式拟合条件下)、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 6.00 nm。其中  $F$  为焦距,  $\theta$  为物方视场角。光学系统共包含 21 片透镜,最大光学元件的机械口径为 212.51 mm、最小光学元件的机械口径为 56.83 mm、光学元件表面最大曲率半径  $R_{\max}=3969.36$  mm、最小曲率半径  $R_{\min}=47.07$  mm,光学系统示意图如图 1 所示。KrF 波段的可用材料仅有熔石英、氟化钙两种,由于氟化钙价格昂贵且存在双折射现象,若使用必须限制其个数。所提 KrF 准分子激光器半峰全宽(FWHM)为 0.35 pm,故在光学设计中仅使用熔石英一种材料。光学系统初始设计结果:波像差 RMS 值小于 9.71 nm、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 6.00 nm。

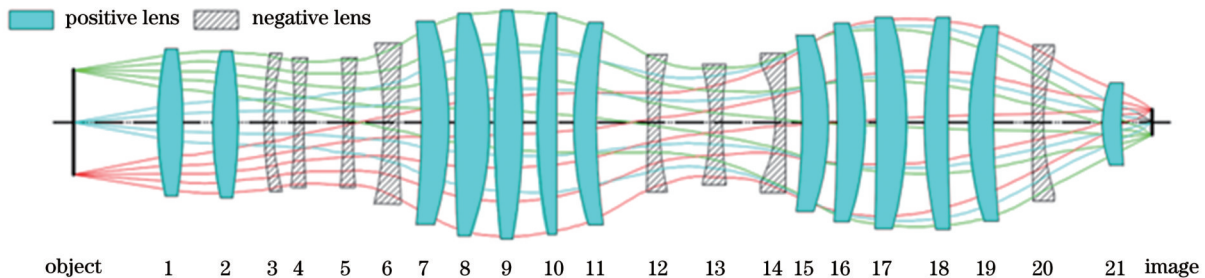


图 1 光学系统示意图

Fig. 1 Optical system schematic diagram

深紫外光刻投影物镜光机热集成分析与优化方法如图 2 所示,该方法具体由光学设计、结构设计与仿真、光机热集成分析接口工具、光机热集成分析与优化四部分组成,该分析方法适用于所有深紫外光刻投影物镜系统的设计。其中,光机接口工具有 SigFit 软件和编程 Zernike 多项式两种,使用 Zernike 多项式计算单个光学元件表面 PV、RMS 值以验证机械结构和合理性,使用 SigFit 软件作为光机接口工具进行光机热集成分析与优化。在光机热集成分析与优化模块分析了单个光学元件的敏感度及全部元件表面变形对整体光学系统成像质量的影响,单个元件表面敏感度为整体光学系统成像质量的改善提供了方向。

### 2.1 机械结构设计

在使用深紫外光刻投影物镜时,其光轴垂直于地平线,其光学元件的定位方式主要分为轴向定位、周向定位,其中轴向定位又分为受力(受重力)方向定位和非受力方向定位。光学系统机械口径主要集中在 120~195 mm 范围内,仅在补偿元件中添加倾斜粗调装置,光学元件 17 为补偿元件,故以光学元件 17 为例进行机械结构设计,该元件有效通光口径  $\phi_e=185.50$  mm、机械口径为 191.50 mm、曲率半径  $R_1=656.33$  mm、曲率半径  $R_2=-350.95$  mm、中心厚度  $d$  为 37.18 mm。元件 17 支撑结构示意图如图 3 所示。其中,轴向受力(重力)方向采用多点弹性弹片支撑,轴向非受力

方向采用弹性压片组件支撑,周向支撑采用三点胶接支撑。仅使用周向三点胶接即可约束光学元件的 6 个自由度,但考虑到元件口径过大、胶层老化、胶层不均匀及热稳定性等问题,在设计中加入了轴向 18 点弹性弹片;弹性压片组件不限制光学元件自由度,仅是为了防止杂散光、保证元件有效通光孔径。

元件 17 支撑结构装配图如图 4 所示,新型支撑方式加入了内套筒,克服了传统光学系统周向支撑与轴向支撑一体化设计所带来的无法单独调校的缺点,实现了周向支撑与轴向支撑的分离,便于进行调校;同时,新型支撑方式加入了元件倾斜粗调装置(倾斜粗调装置仅在补偿元件支撑结构中加入,不在其他光学元件中加入),在装调时可以微调光学元件的倾斜角度,保证光学系统的同轴性。

整体光刻投影物镜装配后剖视图如图 5 所示,整体光学系统结构相关指标实际设计结果:放大倍率为  $-0.25$ 、共轭距为 1000.11 mm、后截距为 13.20 mm、远心度  $<8.80$  mrad。

### 2.2 材料的特性

材料的选择主要包括光学元件材料、支撑结构材料、弹性弹片材料、结构黏结剂材料(胶层材料)。光学元件(o)、胶层(b)、支撑结构(m)的热膨胀系数分别为  $\alpha_o$ 、 $\alpha_b$ 、 $\alpha_m$ ,弹性模量分别为  $E_o$ 、 $E_b$ 、 $E_m$ ,它们之间的关系式为

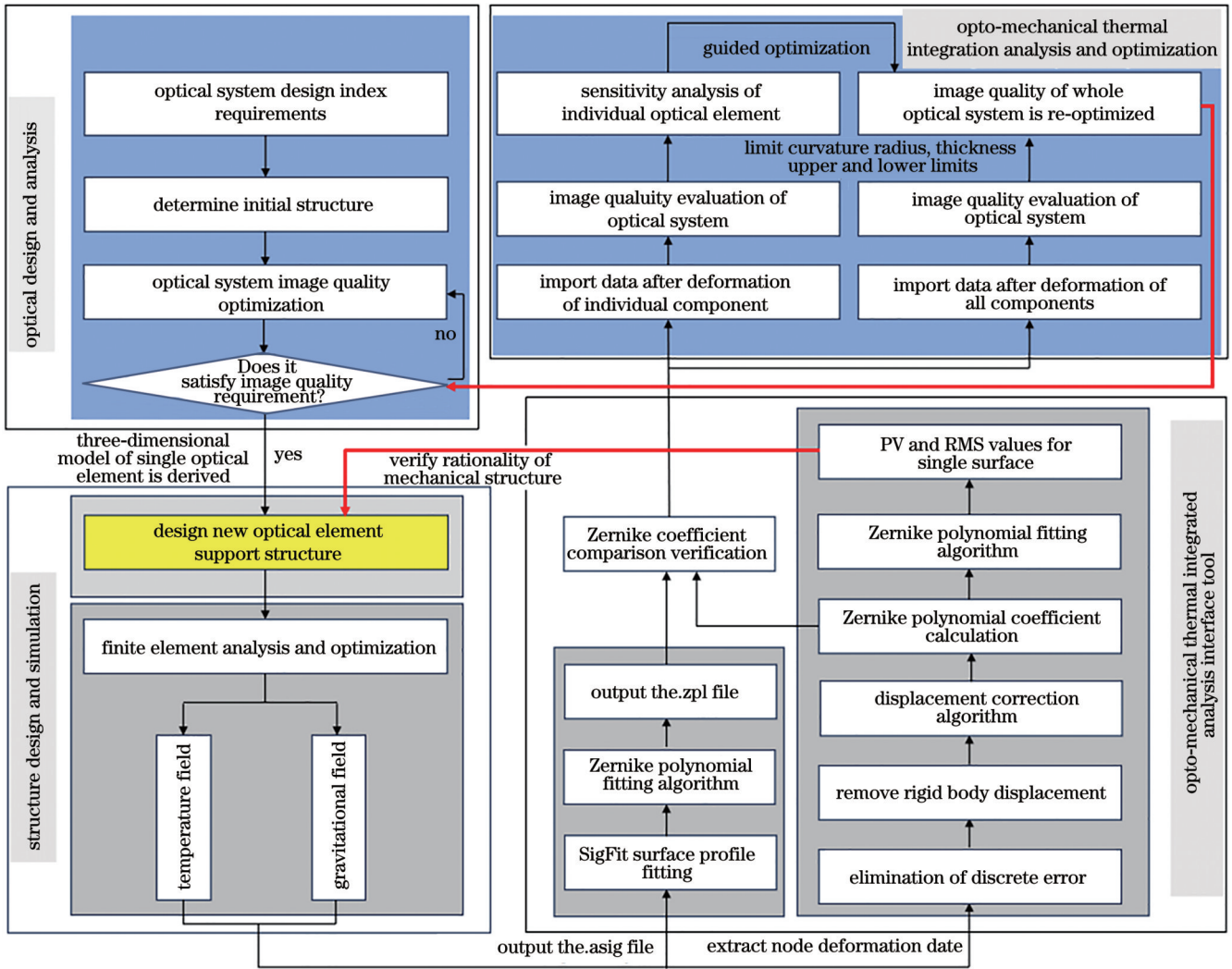
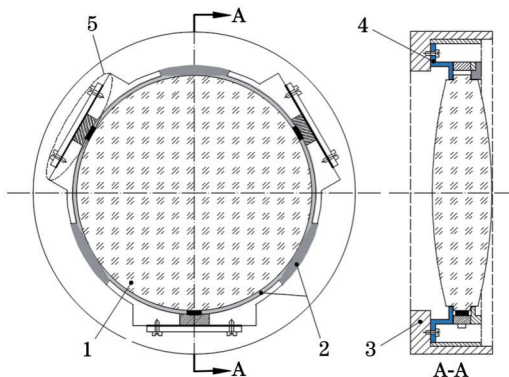


图 2 深紫外光刻投影物镜光机热集成分析、设计、优化路线

Fig. 2 Analysis, design and optimization of opto-mechanical thermal integration for deep ultraviolet lithography projection lens



- 1: optical component
- 2: schematic diagram of elastic pressure plate assembly
- 3: lens holder
- 4: schematic diagram of flexure leaf spring
- 5: schematic diagram of circumferential three-point bonding structure

图 3 元件 17 支撑结构示意图

Fig. 3 Schematic diagram of component 17 support structure

$$h\alpha_b\Delta T = r_m\alpha_m\Delta T - r_o\alpha_o\Delta T, \quad (1)$$

式中： $h$ 为胶层厚度； $r_m$ 和 $r_o$ 分别为支撑结构和光学元件沿垂直于光路方向上的半径； $\Delta T$ 为温度变化量。

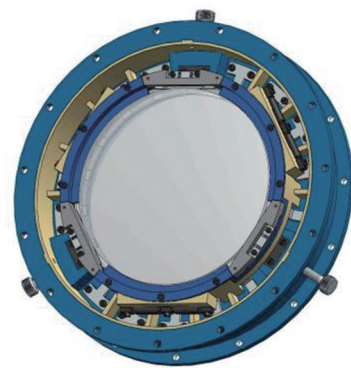


图 4 机械支撑结构装配图

Fig. 4 Assembly drawing of mechanical support structure

可知， $\alpha_m$ 必须大于 $\alpha_o$ ，否则胶层热膨胀系数为负，此外由于 $h \ll r_m$ ，故 $\alpha_b$ 必须是最大的。由此可得光学元件、胶层、支撑结构的热膨胀系数关系为 $\alpha_b > \alpha_m > \alpha_o$ ；此外光学元件、胶层、支撑结构的弹性模量需要满足 $E_m > E_o > E_b$ 。光学元件、胶层、支撑结构的弹性模量、热膨胀系数如图 6 所示。

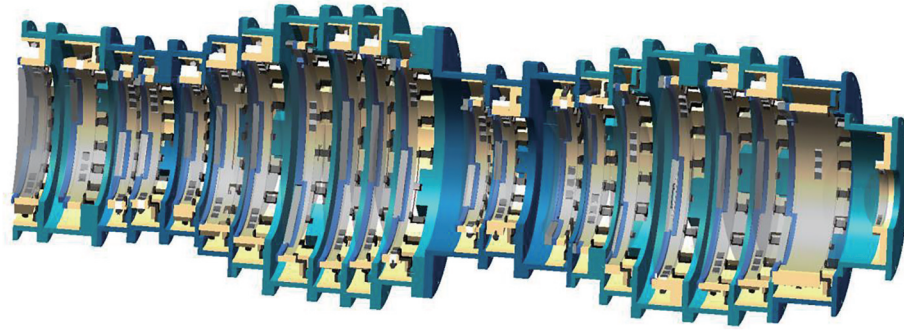


图 5 光刻投影物镜整体装配后剖视图

Fig. 5 Cross-sectional view of lithography projection lens after overall assembly

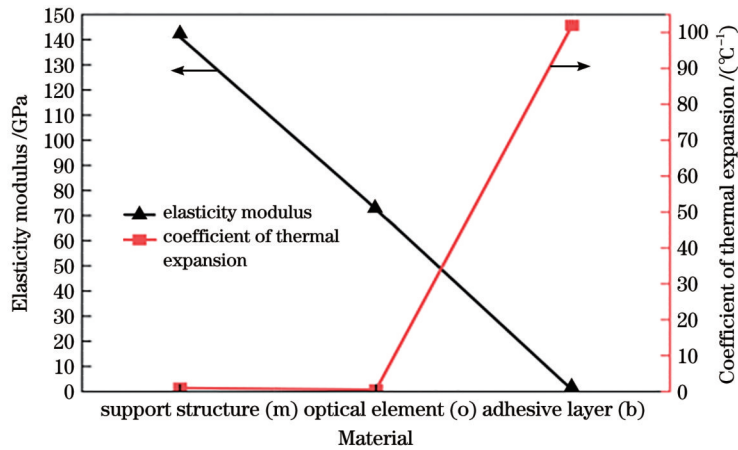


图 6 光学元件、胶层、支撑结构材料特性关系

Fig. 6 Material property relationship between optical component, adhesive layer, and support structure

所提实验中使用的光学元件的材料为熔石英(测试元件尺寸为 165.1 mm×165.1 mm、厚度为 1.6 mm);支撑结构镜框材料主体选择铝合金 7075;周向支撑结构的

主体材料使用钢 4J332;弹性薄片材料使用 60Si2Mn;结构黏结剂使用 2216B/A gray 3M。材料的热膨胀系数及弹性模量均满足要求,其相关特性参数如表 1 所示。

表 1 材料特性

Table 1 Material properties

Material	Density / (g/cm <sup>3</sup> )	Young modulus /GPa	Poisson's ratio	Coefficient of thermal expansion / (°C <sup>-1</sup> )	Thermal conductivity / (W·m <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> )
Fused quartz	2.201	72.7	0.16	0.52×10 <sup>-6</sup>	1.38
Aluminium alloy 7075	2.810	72	0.25	23.50×10 <sup>-6</sup>	10
Invar steel 4J332	8.100	141	0.30	1.00×10 <sup>-6</sup>	13.9
60Si2Mn	7.850	206	0.28	11.50×10 <sup>-6</sup>	25.53
2216B/A gray 3M	1.300	0.689	0.43	102.00×10 <sup>-6</sup>	0.395

### 3 光机热集成分析

#### 3.1 圆域 Zernike 多项式

圆域 Zernike 多项式按照序列不同可分为 Noll 序列、OSA/ANSI 序列、Fringe 序列、ISO-14999 序列、Born 和 Wolf 序列、Malacara 序列等六种序列。其中,标准 Zernike 多项式共有无穷阶项,其归一化与排序有两种常见方法:采用幅值归一化方法的 Born 和 Wolf

概括的约定;采用均方根值归一化的 Noll 概括的约定。Fringe Zernike 多项式是标准 Zernike 多项式重新排列的子集,共 37 项,采用单位幅值归一化。

圆域 Zernike 多项式面型拟合方法主要有最小二乘法、Gram-Schmidt 正交化方法、协方差法、奇异值分解(SVD)法、Householder 变换法等。由于 Fringe Zernike 多项式是根据波像差阶数对标准 Zernike 多项式重新排列的,是光学设计、光学计量中常采用的序

列,故选取 Fringe Zernike 多项式作拟合,面型拟合法采用最小二乘法。

旋转对称光学系统的光学系统性能可以使用出瞳处的波像差  $W(H, \rho, \varphi)$ (取子午平面)来表征,表达式为

$$W(H, \rho, \varphi) = \sum_{l,n,m} W_{lm} H^l \rho^n (\cos \varphi)^m = W_{111} H \rho \cos \varphi + W_{020} \rho^2 + W_{040} \rho^4 + W_{131} H \rho^3 \cos \varphi + W_{222} H^2 \rho^2 \cos^2 \varphi + W_{220} H^2 \rho^2 + W_{311} H^3 \rho \cos \varphi, \quad (2)$$

式中:  $(\rho, \varphi)$  为出瞳位置的极坐标;  $H$  为像高;  $l, n, m$  为非负整数。当给定相对孔径与视场时,可以忽略高阶项,因此式(2)可以简化为

$$W(\rho, \varphi) = W_{11} \rho \cos \varphi + W_{20} \rho^2 + W_{40} \rho^4 + W_{31} \rho^3 \cos \varphi + W_{22} \rho^2 \cos^2 \varphi. \quad (3)$$

同样,对于旋转对称系统其波像差也可使用 Zernike 系数进行表征。展开前 9 项 Zernike 系数以表征波像差,波像差<sup>[18]</sup>可表示为

$$W(\rho, \varphi) = \sum_{j=0}^8 A_j Z_j(\rho, \varphi) = A_0 + A_1 \rho \cos \varphi + A_2 \rho \sin \varphi + A_3 (2\rho^2 - 1) + A_4 \rho^2 \cos 2\varphi + A_5 \rho^2 \sin 2\varphi + A_6 (3\rho^3 - 2\rho) + A_7 (3\rho^3 - 2\rho) \sin \varphi + A_8 (6\rho^4 - 6\rho^2 + 1), \quad (4)$$

对式(4)进一步改写,可以得到

$$W(\rho, \varphi) = A_p + A_1 \rho \cos(\varphi - \phi_t) + A_d \rho^2 + A_a \rho^2 \cos^2(\varphi - \phi_a) + A_c \rho^3 \cos(\varphi - \phi_c) + A_s \rho^4, \quad (5)$$

式中:  $A_p, A_1, A_d, A_a, A_c, A_s$  均为不同阶数  $\rho$  的系数;  $\phi_t, \phi_a, \phi_c$  与 Zernike 系数有关,  $\phi_t = \arctan[(A_2 - 2A_7)/(A_1 - 2A_6)]$ ,  $\phi_a = \frac{1}{2} \arctan(A_5/A_4)$ ,  $\phi_c = \arctan(A_7/A_6)$ 。

对于给定视场,式(5)与式(3)形式相似,表明赛德

尔像差系数可以由 Zernike 展开式转换得到。Zernike 多项式只有在给定的视场下拟合面型才可以与赛德尔像差相互转换,故在光学系统像质评价中对多个不同的视场分别使用 Zernike 多项式进行拟合并计算波像差 RMS 值。Zernike 多项式与赛德尔像差之间的关系如表 2 所示。

表 2 Fringe Zernike 多项式与赛德尔像差  
Table 2 Fringe Zernike polynomials and Seidel aberrations

No.	$n$	$m$	Zernike polynomial	Seidel aberration
1	0	0	1	Piston
2	1	1	$\rho \cos \varphi$	Tilt-X
3	1	1	$\rho \sin \varphi$	Tilt-Y
4	2	0	$2\rho^2 - 1$	Focus
5	2	2	$\rho^2 \cos(2\varphi)$	Astigmatism $0^\circ$ or $90^\circ$
6	2	2	$\rho^2 \sin(2\varphi)$	Astigmatism $\pm 45^\circ$
7	3	1	$(3\rho^3 - 2\rho) \cos \varphi$	X coma
8	3	1	$(3\rho^3 - 2\rho) \sin \varphi$	Y coma
9	4	0	$6\rho^4 - 6\rho^2 + 1$	Spherical and focus

在对光学元件进行面型拟合前,需要对有限元节点数据作刚体位移分离和位移校正处理。光学元件表面变形通常包含刚体位移和表面畸变两类,其中刚体位移包含离焦、偏心、倾斜三类,采用齐次坐标变换法建立变形前元件节点坐标与变形后元件节点坐标之间的关系,对刚体位移进行分离。采用基于矢高位移校正算法进行位移校正处理。

### 3.2 基于矢高位移校正算法

有限元分析中的坐标体系与光学系统中的坐标体系相同,但对于变形量的表示方法有所不同,光学系统中变形量有两种表示方法:矢高位移表示法、表面法向位移表示法。因此利用 Zernike 多项式进行表面拟合

时需要将有限元分析中的节点变形量转换为光学系统中的变形量。

由光学系统中变形量的两种表示方法可衍生出三种位移校正算法,仿真时使用精度较高的基于矢高位移校正算法<sup>[19]</sup>,如图 7 所示。

在图 7 中,  $P_0$  为初始节点位置  $(x, y, z)$ ,  $P_1$  为  $P_0$  节点变形后的位置。在有限元分析中使用  $\Delta Z, \Delta R$  来描述变形量,其中  $\Delta Z$  为  $P_0$  与  $P_1$  之间沿光轴方向的位移,  $\Delta R$  为  $P_0$  与  $P_1$  之间沿径向方向的位移。在光学系统中使用  $\Delta S_{TP_1}$  来描述变形量。可将有限元分析中的变形量  $\Delta Z, \Delta R$  转换为光学系统中的变形量  $\Delta S_{TP_1}$ ,该过程可表示为

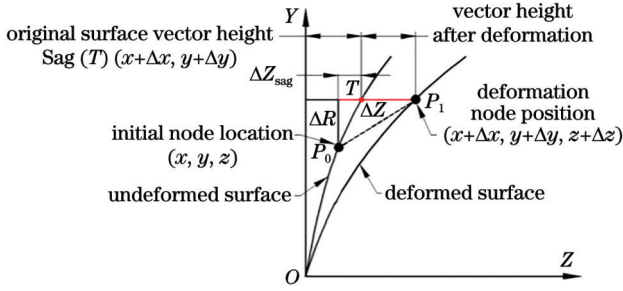


图 7 基于矢高位移校正法

Fig. 7 Correction method based on vector height displacement

$$\begin{cases} \Delta Z_{\text{Sag}} = \text{Sag}(P_0) - \text{Sag}(T) \\ \Delta S_{\text{TP}_1} = \Delta Z + \Delta Z_{\text{Sag}} \end{cases}, \quad (6)$$

式中:  $\text{Sag}(P_0)$  为  $P_0$  的矢高;  $\text{Sag}(T)$  为  $T$  的矢高。

### 3.3 有限元模型建立及热力耦合分析

采用有限元分析软件建立热力耦合模型,为减小计算量对模型的初始结构进行了简化,由于整体结构为回转对称体,网格划分采用六面体网格,为保证分析结果的可靠性,将沿胶层厚度方向的网格进行加密(至

少 10 层六面体网格)。模型简化后共有 447821 个节点、183426 个单元,简化后的整体结构有限元模型如图 8 所示。

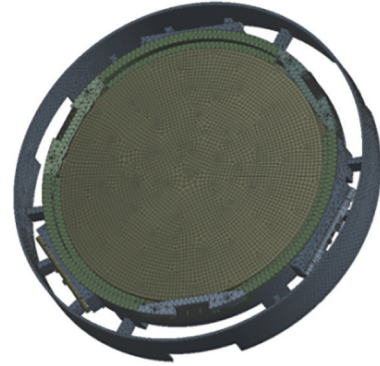


图 8 整体结构简化后有限元模型

Fig. 8 Simplified finite element model of whole structure

对模型施加热载荷和位移约束,系统参考温度为  $22.5\text{ }^\circ\text{C}$ ,元件工作温度为  $20\sim 25\text{ }^\circ\text{C}$ ,并添加重力约束。热力耦合后单个光学元件表面变形结果如图 9 所示。

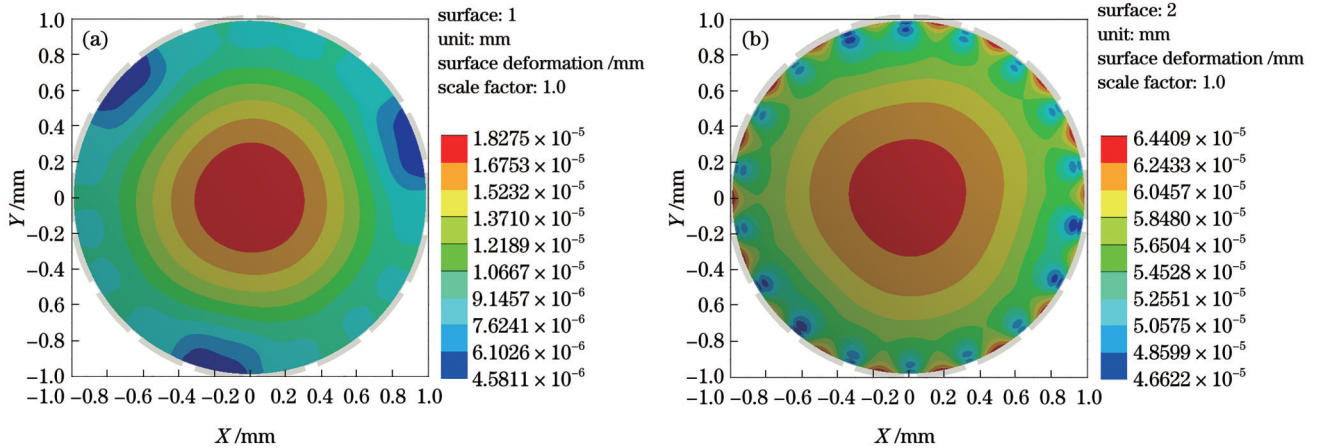


图 9 工作温度为  $20\text{ }^\circ\text{C}$  时元件 17 表面变形云图。(a) 表面 1 面型云图; (b) 表面 2 面型云图

Fig. 9 Surface deformation cloud image of component 17 when working at  $20\text{ }^\circ\text{C}$ . (a) Surface 1 deformation cloud image; (b) surface 2 deformation cloud image

编写圆域 Zernike 多项式拟合程序,拟合光学元件面型并计算光学元件表面 PV 与 RMS 值,计算结果如图 10 所示。由图 10 可知,在热力耦合条件,光学元件的最大表面面型 RMS 值为  $9.86\text{ nm}$ ,可实现光学元件的高精度定位支撑。

### 3.4 SigFit 光机热集成分析

将恒温水套加入到光刻投影物镜中,可以精确控制光学元件与机械元件接触区域的温度变化,可使投影物镜的工作温度控制在  $(22.5 \pm 0.01)\text{ }^\circ\text{C}$ ,但在工作过程中,由于受到准分子激光器的热冲击及热干扰等因素的影响,系统的极限工作温度为  $(22 \pm 2)\text{ }^\circ\text{C}$ ,本实验主要仿真极限工作温度下光学系统的像质变化情况。使用 SigFit 作为光机接口工具对系统进行光机热集成分析,在参考温度  $22.5\text{ }^\circ\text{C}$ 、 $\pm 2\text{ }^\circ\text{C}$  温度变化及重力

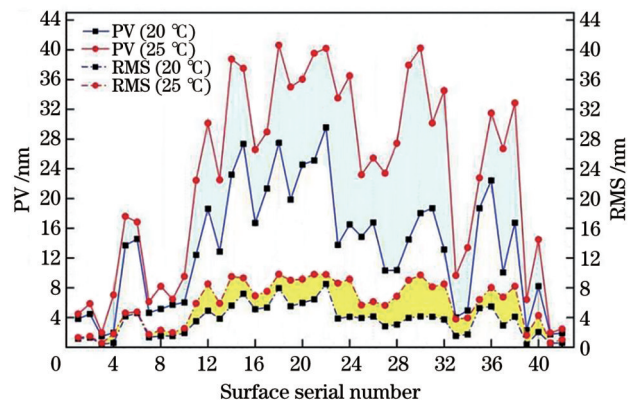


图 10 光学元件热力耦合条件下各表面 PV 与 RMS 值

Fig. 10 PV and RMS values of each surface of optical element under thermal-mechanical coupling condition

条件下对结构进行有限元分析,提取各元件节点数据及变形量并在 SigFit 中使用 Fringe Zernike 多项式进行拟合分析。输入波长、曲率半径、有限元中生成的 .asig 文件、有限元中命名的表面等参数到 SigFit 软件中。拟合得到 Zernike 系数、拟合表面云图、残差云图

Zemax 可识别的 .zpl 文件。将拟合所得到的光学元件各表面 Zernike 系数代入光学设计软件中即可实现光机热集成分析,光学元件各表面的 Zernike 系数如表 3 所示(仅列出前三个光学元件的前 9 项 Zernike 系数)。

表 3 +2 °C 极限温度变化下 Fringe Zernike 多项式系数  
Table 3 Fringe Zernike polynomial coefficients under +2 °C temperature change limit

No.	Optical element 1		Optical element 2		Optical element 3	
	Surface 1 /mm	Surface 2 /mm	Surface 1 /mm	Surface 2 /mm	Surface 1 /mm	Surface 2 /mm
1	$-2.427067 \times 10^{-9}$	$1.424381 \times 10^{-9}$	$-2.584727 \times 10^{-10}$	$1.868567 \times 10^{-9}$	$-9.524387 \times 10^{-9}$	$-1.170215 \times 10^{-8}$
2	$-2.483539 \times 10^{-10}$	$-1.572861 \times 10^{-11}$	$-1.621862 \times 10^{-11}$	$4.844941 \times 10^{-11}$	$-1.527468 \times 10^{-9}$	$-1.680896 \times 10^{-9}$
3	$-7.381892 \times 10^{-11}$	$-1.665980 \times 10^{-13}$	$2.340171 \times 10^{-11}$	$1.358655 \times 10^{-10}$	$-2.620776 \times 10^{-10}$	$-2.798929 \times 10^{-10}$
4	$7.337144 \times 10^{-6}$	$7.475565 \times 10^{-6}$	$2.221321 \times 10^{-6}$	$5.756336 \times 10^{-6}$	$8.358752 \times 10^{-6}$	$9.106803 \times 10^{-5}$
5	$-3.716965 \times 10^{-8}$	$-7.785167 \times 10^{-8}$	$-2.628440 \times 10^{-9}$	$-4.784296 \times 10^{-9}$	$8.219012 \times 10^{-9}$	$1.060361 \times 10^{-8}$
6	$8.205159 \times 10^{-9}$	$1.587273 \times 10^{-8}$	$-1.919281 \times 10^{-8}$	$-1.143515 \times 10^{-8}$	$-1.069341 \times 10^{-8}$	$-1.452380 \times 10^{-8}$
7	$6.711797 \times 10^{-9}$	$3.852177 \times 10^{-9}$	$-3.101850 \times 10^{-9}$	$-1.853834 \times 10^{-9}$	$-2.088006 \times 10^{-9}$	$-1.917838 \times 10^{-9}$
8	$7.415819 \times 10^{-9}$	$5.649610 \times 10^{-9}$	$7.077392 \times 10^{-10}$	$1.723248 \times 10^{-10}$	$-3.253933 \times 10^{-9}$	$-4.701978 \times 10^{-9}$
9	$2.404682 \times 10^{-6}$	$-2.506335 \times 10^{-7}$	$4.120477 \times 10^{-7}$	$-1.878787 \times 10^{-6}$	$-5.594270 \times 10^{-6}$	$-4.678698 \times 10^{-6}$

## 4 成像质量分析与优化

### 4.1 光机热集成分析条件下成像质量分析

#### 4.1.1 单个光学元件灵敏度分析

将 SigFit 分析结果导入光学设计软件,分析单个光学元件对整体光学系统波像差 RMS、校准  $F\text{-tan } \theta$

畸变的影响,得到如图 11 所示结果。单个光学元件表面变形的具体结果:最大波像差 RMS 值为 0.0121 $\lambda$  (3.01 nm,  $\lambda=248.3271$  nm)、最大校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变为 4.75 nm;其中,元件 6、元件 12、元件 14、元件 15、元件 16、元件 19 对系统各个视场波像差 RMS 均有较大影响;元件 4、元件 7、元件 8、元件 12 对系统畸变影响较大。

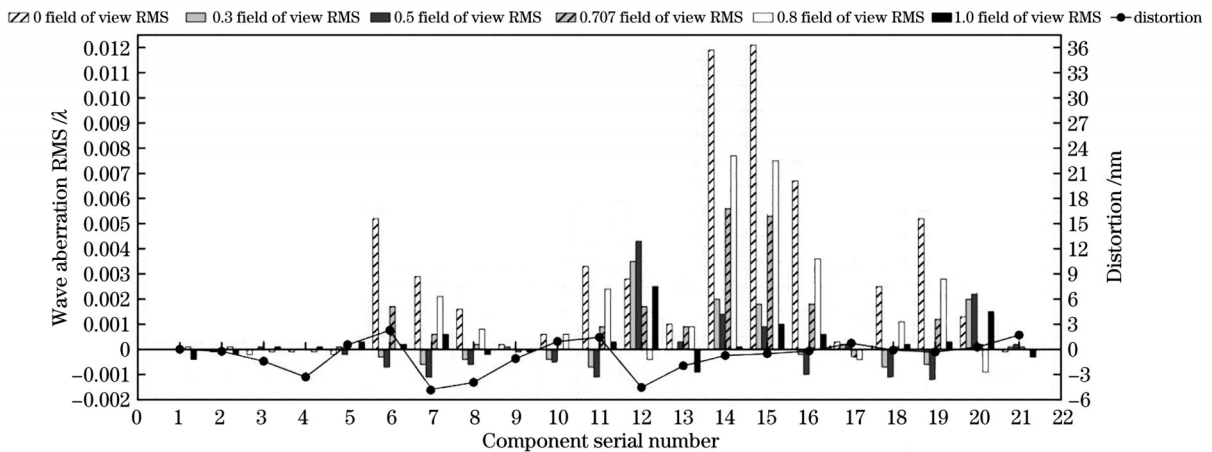


图 11 单个光学元件的灵敏度分析

Fig. 11 Sensitivity analysis of individual optical element

#### 4.1.2 全部光学元件变形对光学系统成像质量的影响

将所有光学元件 SigFit 分析结果导入光学设计软件中,分析光机热集成分析条件下光学系统成像质量,结果如表 4 所示。光机热集成分析条件下光学系统像

质评价结果:各视场最大波像差 RMS 值小于 19.77 nm、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 25.61 nm。

结果表明,在光机热集成分析条件下必须对系统像质进一步优化,否则无法满足设计指标要求。

表 4 光机热集成分析条件下光学系统成像质量

Table 4 Image quality of optical system under condition of opto-mechanical thermal integration analysis

Parameter	Wave aberration RMS / $\lambda$						Distortion /nm
	0 field of view	0.3 field of view	0.5 field of view	0.707 field of view	0.8 field of view	1.0 field of view	
Opto-mechanical thermal integration analysis image quality	0.0669	0.0669	0.0671	0.0751	0.0796	0.0712	25.61

4.2 优化后光学系统像质

4.2.1 单个光学元件灵敏度

在优化中除了提升光学系统像质,还必须对敏感度较高的元件进行局部优化以降低其对系统像质的影

响。优化后光学系统中单个光学元件灵敏度结果如图 12 所示,元件 6、元件 14、元件 15 的灵敏度均有显著下降,其中,元件 15 的 0 视场波像差由 0.0121 $\lambda$  降至 0.0044 $\lambda$ ,降低 63.64%。

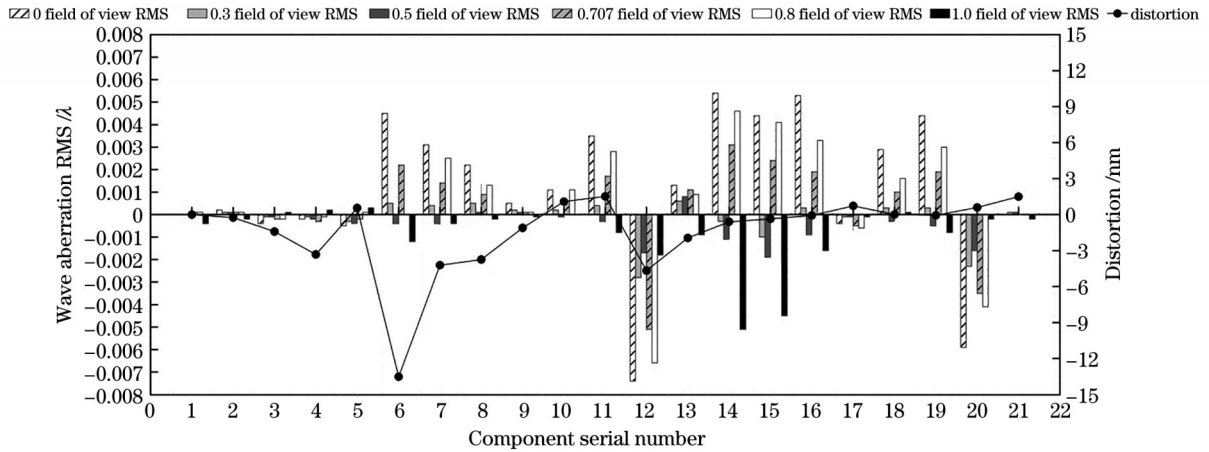


图 12 单个光学元件的灵敏度分析

Fig. 12 Sensitivity analysis of individual optical element

4.2.2 优化后光学系统的成像质量

对比理想光学系统像质评价结果、光机热集成分析后光学系统像质评价结果、光机热集成分析优化后的光学系统像质评价结果,如表 5 所示。其中,理想光学系统像质评价结果:波像差 RMS 值小于 9.71 nm、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 6.00 nm;光机热集成

分析后光学系统像质评价结果:最大波像差 RMS 值小于 19.77 nm、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 25.61 nm;光机热集成分析优化后的光学系统像质评价结果:最大波像差 RMS 值小于 10.5 nm、校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于 6.00 nm。优化后的光学系统成像质量满足设计指标要求。

表 5 光机热集成分析前后光学系统成像质量对比

Table 5 Comparison of image quality of optical system before and after opto-mechanical thermal integration analysis

Parameter	Wave aberration RMS / $\lambda$						Distortion /nm
	0 field of view	0.3 field of view	0.5 field of view	0.707 field of view	0.8 field of view	1.0 field of view	
Ideal image quality	0.0073	0.0312	0.0359	0.0333	0.0325	0.0391	<6.00
Opto-mechanical thermal integration analysis image quality (pre-optimization)	0.0669	0.0669	0.0671	0.0751	0.0796	0.0712	25.61
Opto-mechanical thermal integration analysis image quality (post-optimization)	0.0197	0.0305	0.0316	0.0328	0.0352	0.0422	5.71

0、0.3、0.5、0.707、0.8、1.0 视场波像差 RMS 如图 13 中(a)所示,除以上 6 个视场外,其余视场波像差 RMS 值也要满足设计要求,光学系统波像差 RMS 与视场之间的关系如图 13 中(b)所示,1 视场波像差 RMS 为最大值 10.48 nm,满足设计要求。

对 0、0.3、0.5、0.707、0.8、1.0 视场的波像差进行采样,使用 Fringe Zernike 多项式分解各视场波像差,分解后得到各视场的 Zernike 系数,如图 14 所示,可以得到 Zernike 系数  $Z_4\text{-}Z_{37}$  各项单值均小于 10.50 nm,满足设计指标要求。



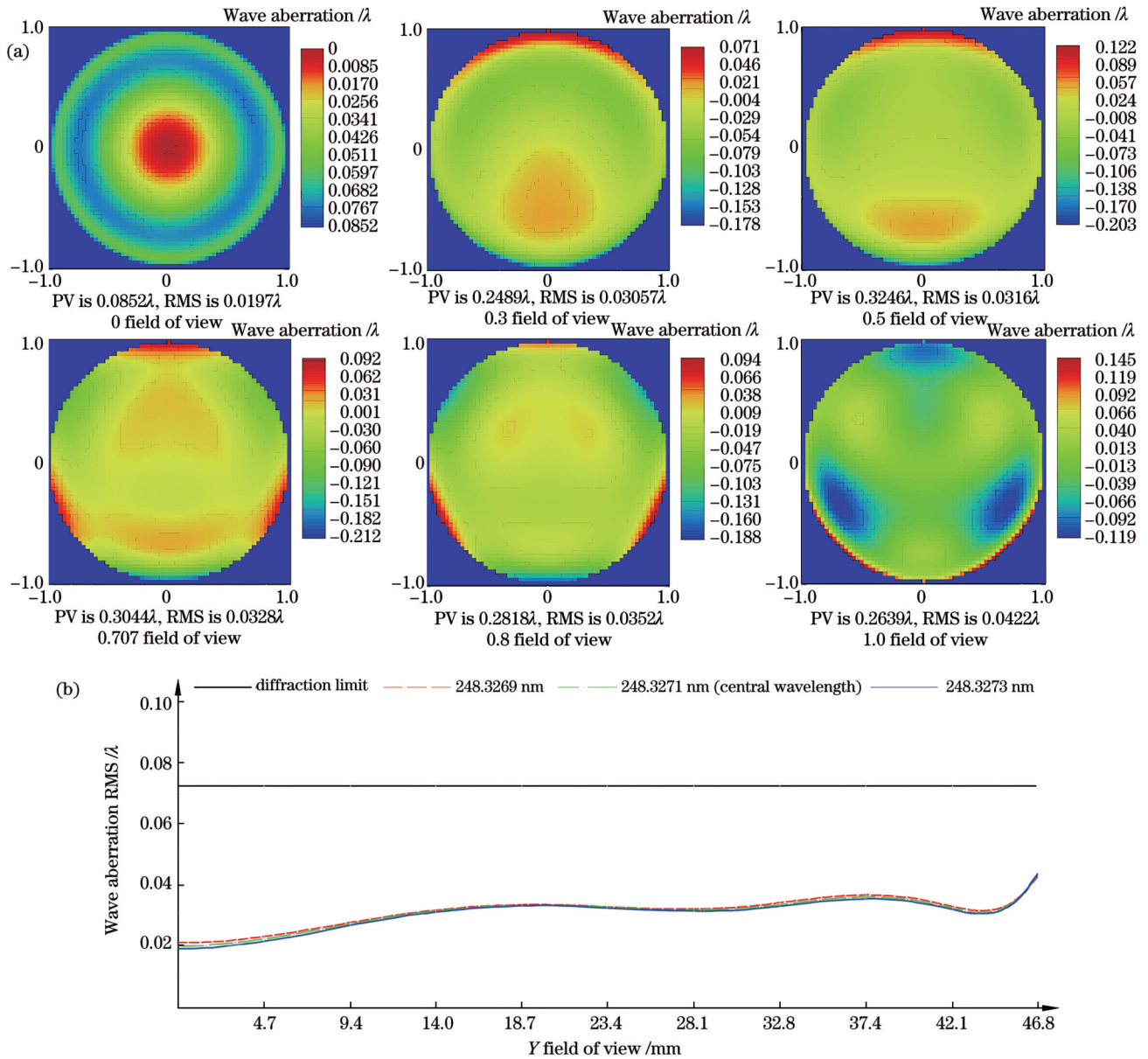


图 13 波像差 RMS 图。(a)不同视场波像差 RMS;(b)波像差与视场的关系

Fig. 13 Wavefront aberration RMS diagram. (a) RMS wavefront aberration in different fields of view; (b) relationship between wavefront aberration and field of view

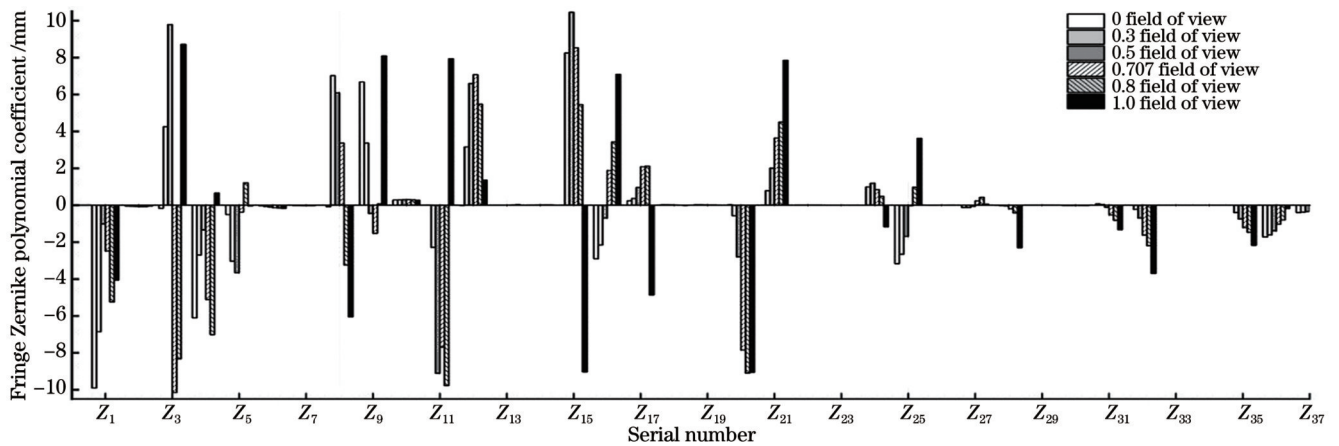


图 14 采样视场 Fringe Zernike 多项式系数

Fig. 14 Sampled field Fringe Zernike polynomial coefficient

整体光学系统畸变如图 15 所示, 系统校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变  $< 6.00 \text{ nm}$ , 满足设计指标要求。

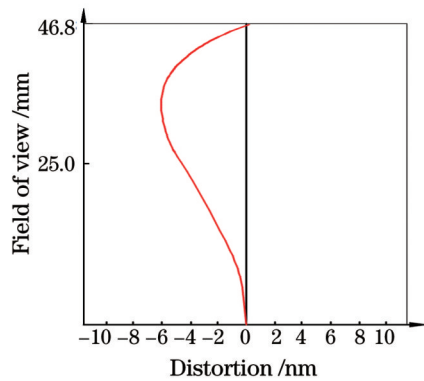


图 15 校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变

Fig. 15 Calibrate  $F\text{-tan } \theta$  distortion

## 5 结 论

提出了一种适用于深紫外光刻投影物镜设计的光机热集成分析与优化方法, 该方法实现了在设计阶段分析光学元件重力、机械支撑结构和温度变化等因素对光学系统像质的影响, 对深紫外光刻投影物镜的实际加工、装配具有指导意义。其中, 新型的支撑方式打破了传统周向支撑与轴向支撑一体化设计, 在实现高精度支撑(表面面型 RMS 值为  $9.86 \text{ nm}$ )的同时可方便装调; 灵敏度分析结果为光学系统像质提升提供了思路与方向。使用该方法在光机热集成条件下(参考温度为  $22.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 、极限工作温度为  $\pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ 、重力)进行分析, 优化后的光学系统波像差 RMS 值小于  $10.50 \text{ nm}$ , 校准  $F\text{-tan } \theta$  畸变小于  $6.00 \text{ nm}$ 。

### 参 考 文 献

[1] Watson D C, Novak W T. Kinematic lens mounting with distributed support and radial flexure: US6239924[P]. 2001-05-29.

[2] 华洋洋, 巩岩. 光刻物镜高精度挠性结构镜框设计及分析[J]. 光电工程, 2013, 40(7): 39-43.  
Hua Y Y, Gong Y. Design and analysis for the high-precision lens flexible structure of lithography objective lens[J]. Opto-Electronic Engineering, 2013, 40(7): 39-43.

[3] Gao Y, Zhang B. Design and analysis for the flexible support structure of high precision lens assembly[J]. Optik, 2018, 175: 228-236.

[4] Ulrich W. Development of dioptric projection lenses for deep ultraviolet lithography at Carl Zeiss[J]. Nanolithography, MEMS, and MOEMS, 2004, 3(1): 87-96.

[5] 徐明飞, 庞武斌, 徐象如, 等. 高数值孔径投影光刻物镜的光学设计[J]. 光学精密工程, 2016, 24(4): 740-746.  
Xu M F, Pang W B, Xu X R, et al. Optical design of high-numerical aperture lithographic lenses[J]. Optics and Precision Engineering, 2016, 24(4): 740-746.

[6] 赵磊, 巩岩. 光刻物镜中透镜高精度支撑结构的设计及分析[J]. 光学学报, 2012, 32(9): 0922001.  
Zhao L, Gong Y. Design and analysis for the high-precision lens support structure of objective lens for lithography[J]. Acta Optica Sinica, 2012, 32(9): 0922001.

[7] 周国尊, 何敏菲, 杨臻垚, 等. 基于边缘光抑制技术的双光束激光直写纳米光刻系统[J]. 中国激光, 2022, 49(2): 0202001.  
Zhou G Z, He M F, Yang Z Y, et al. Dual-beam laser direct writing nano-lithography system based on peripheral photoinhibition technology[J]. Chinese Journal of Lasers, 2022, 49(2): 0202001.

[8] 姜龙滨, 丁润泽, 丁晨阳, 等. 光刻机运动台控制方法研究进展[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(9): 0922003.  
Jiang L B, Ding R Z, Ding C Y, et al. Research progress on stage control methods for a lithography machine[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(9): 0922003.

[9] 杨超, 朱咸昌, 金川, 等. 光刻投影物镜中动镜 X-Y 向柔性调节机构设计[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(4): 0411002.  
Yang C, Zhu X C, Jin C, et al. Design of X-Y flexible adjustment mechanism for moving mirror in lithographic projection objective[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(4): 0411002.

[10] 安德里亚斯·爱德曼. 半导体先进光刻理论与技术[M]. 李思坤, 译. 北京: 化学工业出版社, 2023: 1-2.  
Erdmann A. Optical and EUV lithography: a modeling perspective[M]. Li S K, Transl. Beijing: Chemical Industry Press, 2023: 1-2.

[11] Sun L J, Wu W C, Chen W C, et al. Microstress bonding design of low-distortion mirror assembly[J]. Optical Engineering, 2022, 61(10): 105109.

[12] Mack C. Fundamental principles of optical lithography: The science of microfabrication[M]. Chichester: Wiley, 2007.

[13] 苏朋. 365 nm 光刻照明系统中变焦系统的设计及公差分析[J]. 红外与激光工程, 2022, 51(7): 20210524.  
Su P. Design and tolerance analysis of the zoom system in 365 nm UV lithography illumination system[J]. Infrared and Laser Engineering, 2022, 51(7): 20210524.

[14] Ishikawa J, Fujiwara T, Shiraiishi K, et al. Latest results from the hyper-NA immersion scanners S609B and S610C[J]. Proceedings of SPIE, 2007, 6520: 65201W.

[15] 李美萱, 王丽, 董连和, 等. 非球面技术在浸没式光刻照明系统中的应用[J]. 红外与激光工程, 2017, 46(11): 1118003.  
Li M X, Wang L, Dong L H, et al. Application of aspheric technique in immersion lithography lighting system[J]. Infrared and Laser Engineering, 2017, 46(11): 1118003.

[16] 王刚, 李中梁, 袁春晓, 等. 光刻机照明系统匀光单元光学设计与仿真[J]. 中国激光, 2023, 50(13): 1305003.  
Wang G, Li Z L, Yuan C X, et al. Design and simulation of illumination uniformity unit in lithography illumination systems[J]. Chinese Journal of Lasers, 2023, 50(13): 1305003.

[17] 方斌, 田伟, 王汝冬, 等.  $\Phi 300 \text{ mm}$  平面标准镜高精度支撑关键技术[J]. 激光与光电子学进展, 2015, 52(9): 0922003.  
Fang B, Tian W, Wang R D, et al. Key technique in supporting of  $\Phi 300 \text{ mm}$  aperture reference flat mirror[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2015, 52(9): 0922003.

[18] Alonso J, Gómez-Pedrero J A, Quiroga J A. Modern ophthalmic optics[M]. 4th ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2019.

[19] Coronato P A, Juergens R C. Transferring FEA results to optics codes with Zernikes: a review of techniques[J]. Proceedings of SPIE, 2003, 5176: 1-8.

# Opto-Mechanical Thermal Integration Analysis and Optimization of KrF Deep Ultraviolet Lithography Projection Lens

Han Xing<sup>1,3</sup>, Jiang Lun<sup>1,2\*</sup>, Li Yanwei<sup>3\*\*</sup>, Li Junchi<sup>3</sup>

<sup>1</sup>*School of Optoelectronic Engineering, Changchun University of Science and Technology, Changchun 130022, Jilin, China;*

<sup>2</sup>*National and Local Joint Engineering Research Center of Space Photoelectric Technology, Changchun University of Science and Technology, Changchun 130022, Jilin, China;*

<sup>3</sup>*Ji Hua Laboratory, Foshan 528200, Guangdong, China*

## Abstract

**Objective** To achieve the design of high-precision deep ultraviolet lithography projection lenses, we propose a method for opto-mechanical thermal integration analysis and optimization of deep ultraviolet lithography projection lenses. This method can analyze the influence of factors such as gravity, mechanical support structure, and temperature variations on the image quality of the optical system during the design phase. A novel support mechanism combining axial multi-point and circumferential three-point adhesive supports is designed to meet the requirements of ultra-high-precision positioning of the optical elements. Meanwhile, sensitivity analysis is conducted on individual optical elements using the sensitivity analysis method to optimize the image quality in opto-mechanical thermal integration analysis conditions, which provides insights and directions for improving the image quality of the optical system.

**Methods** Initially, an innovative support mechanism combining axial multi-point and circumferential three-point adhesive supports is employed to achieve ultra-high precision positioning requirements for a 212.51 mm aperture optical element. Subsequently, the thermal-mechanical coupling analysis of the novel support structure is conducted using the finite element analysis method. The obtained results are adopted in a developed Fringe Zernike polynomial fitting program to compute the surface peak valley (PV) and root mean square (RMS) of the optical element and thus validate the rationality of the opto-mechanical structure. Furthermore, the SigFit software serves as the opto-mechanical interface software, enabling the analysis of individual optical element sensitivity and the influence of overall optical element surface deformations on the wavefront aberration RMS value and calibration of  $F\text{-tan } \theta$  distortion within the opto-mechanical thermal integration analysis framework. Finally, localized optimization is performed on elements with high sensitivity to reduce their sensitivity and ultimately optimize the image quality of the entire optical system.

**Conclusions** In thermal-mechanical coupling conditions (reference temperature of 22.5 °C,  $\pm 2.5$  °C, gravitational force), the maximum surface profile RMS value of the optical elements is verified to be  $\leq 9.86$  nm, which satisfies the stringent ultra-high precision positioning requirements. In opto-mechanical thermal integration analysis conditions (reference temperature of 22.5 °C,  $\pm 2$  °C limit operating temperature, gravitational force), the optimized wavefront aberration RMS value of the optical system is determined to be 10.50 nm, with a corresponding  $F\text{-tan } \theta$  distortion calibration of 6.00 nm. Compared to pre-optimization results, the wavefront aberration RMS demonstrates a remarkable improvement of 46.98%, while the corresponding  $F\text{-tan } \theta$  distortion shows an impressive enhancement of 77.69%, successfully meeting the design specifications.

**Key words** optical design; structural design; opto-mechanical thermal integration analysis; Zernike polynomial; finite element analysis