

基于光瞳像差的标准球面镜头设计与误差分析*

刘安琪¹⁾ 张艺馨¹⁾ 赵思泽鹏¹⁾²⁾ 荣双全³⁾ 张逸博¹⁾
杨帅¹⁾ 胡亮¹⁾ 伍洲¹⁾²⁾ 张文喜^{1)2)†}

1) (中国科学院空天信息创新研究院, 光学精密测量技术研究部, 北京 100094)

2) (中国科学院大学光电学院, 北京 100049)

3) (江淮前沿技术协同创新中心, 智能部组件研究院, 合肥 230088)

(2025年12月2日收到; 2026年1月13日收到修改稿)

高端光学制造对光学部组件的面形和波像差提出了极高要求, 菲索干涉仪是光学精密测量领域重要的高精度、高灵敏度计量仪器, 标准球面镜头是其实现球面元件面形、光学镜头波像差高精度测量的关键核心器件, 在测量范围内尽可能降低其引入的测量误差是极具挑战性的. 本文从球面干涉测量误差的产生机理出发, 首次建立了光瞳像差与回程误差的理论模型, 揭示了镜头设计参数和测量对象对光瞳像差的底层作用机制. 设计了一款6inF7.2标准球面镜头, 通过仿真分析验证了理论模型的正确性. 针对该款镜头进行公差分析和研制组装, 通过镜间距主动补偿实现了透射波前离焦项 0.03λ , 总体波前 $PV = 0.32\lambda$, 优于公差预期. 开展多条纹回程误差测量实验, 验证了光瞳像差与回程误差的相关性. 本文提出的设计理论有助于深入理解标准球面镜头像差对球面干涉测量误差的作用机理, 为该类镜头制定合理的设计目标和高效的优化策略, 并有望为超高精度、非球面等极端测量场景提供专用化解决方案.

关键词: 光学设计, 像差理论, 菲索干涉仪, 标准球面镜头

DOI: 10.7498/aps.75.20251651

CSTR: 32037.14.aps.75.20251651

1 引言

随着航空航天、极大规模集成电路制造等前沿科技领域的飞速发展, 对高性能光学元件的尺寸与面形精度提出了日益苛刻的要求^[1,2]. 特别是在半导体制造中, 光刻物镜作为光刻机的核心光学部件, 其成像质量直接决定了集成电路的特征尺寸与套刻精度^[3,4]. 为满足更高数值孔径 (numerical aperture, NA) 与更大曝光视场的需求, 现代光刻物镜通常采用多片大口径非球面与球面透镜构成复杂光学系统, 元件的精确检测成为制约其研制精度的关键环节之一^[5-7].

在此背景下, 干涉测量技术以其高精度、非接触及对环境扰动较强的抗干扰能力, 逐渐成为光学精密测量的主流手段^[8,9]. 菲索型共光路干涉仪因其结构稳定、易于装调和对振动不敏感等优势, 被广泛用于高精度球面面形与透射波前的测量^[10]. 而标准球面镜头作为干涉仪实现高精度球面测量的核心部件, 其性能直接决定了整个测量系统的精度极限. 相较于传统样板检测方法, 标准球面镜头通过产生高质量球面波前, 不仅大幅提升检测效率, 还显著增强了在面对不同曲率半径和口径元件时的检测灵活性. 当前, 以 Zygo 公司为代表的干涉仪制造商已推出覆盖 4 英寸、6 英寸乃至 12 英寸口径的标准球面镜头产品^[11], 其 F 数范围广泛,

* 空天院科学与颠覆性技术项目 (批准号: 2024-AIRCAS-SDTP-10) 和江淮前沿技术协同创新中心追梦基金 (批准号: 2023-ZM01C001) 资助的课题.

† 通信作者. E-mail: zhangwx@aircas.ac.cn

涵盖从 0.65 至 11 的多种配置. 尤其在面向下一代 EUV 光刻物镜和高端投影光刻系统中, 12 英寸级别的大口径、小 F 数标准球面镜头需求日益凸显, 成为支撑超精密光学制造与系统集成的重要测量装备.

在非索干涉测量系统中, 标准球面镜头作为参考波前发生与测量波前接收的核心部件, 承担着双重功能: 一方面需在平行光入射条件下, 提供极高精度的透射波前, 以保证参考球面波的理想性; 另一方面, 还需在收集被测波前时, 尽可能抑制因参考光路与测试光路非完全共路所引入的误差. Sykora^[12] 提出了基于几何光学的球面面形零位测量误差模型, 主要考虑标准球面镜头波前梯度和腔体几何形状引入的测量误差. 由于对准误差的存在以及非球面面形检测的广泛需求, 非零位测量引起的回程误差一直是国内外研究热点. 早在 20 世纪 90 年代, 研究人员就分别从波动光学和几何光学的角度对非索干涉仪球面测量的误差传递进行了建模分析, 给出了通用解析表达式, 探讨了干涉仪光学性能与预期测量精度之间的关系^[13,14]. 针对高数值孔径球面测量, 国内外研究人员先后提出了像差校正方法以缓解轴向对准误差引入的初阶及高阶球差^[15,16]. 非球面面形测量场景下, 各子孔径存在不同程度的离焦, Murphy 等^[17] 梳理了非共路回程误差对非球面测量的影响, 并推导了三阶解析表达式.

为了控制空腔误差和回程误差, 研究人员提出了多种针对标准球面镜头的技术指标和评价方法. 南京理工大学高志山^[18] 提出了标准球面镜头焦点与齐明面球心的重合度指标, 需将参考波前控制在 5 个波长以内. 该研究团队还提出了小 F 数标准球面镜头尤需关注的几何 $R-\sin\theta$ 映射关系, 即对被测物进行等高映射, 降低多条纹产生的测量误差^[19,20]. Kreischer^[21] 通过改变物距模拟轴向对准误差、改变视场角来等效垂直对准误差, 在光学设计阶段对标准球面镜头的回程误差进行控制. 为了定量评价标准球面镜头引入的测量误差, Zhou^[22] 和 Sullivan^[23] 均基于 Zemax 光学仿真平台对波前梯度、回程误差等进行了详细的建模分析. 近年来, 还衍生了多波长标准球面镜头^[24]、基于 Alvarez 自由曲面透镜的变焦标准球面镜头^[25], 对光学设计和像差控制提出了更高难度的要求.

目前, 相关研究在应对上述挑战时仍存在明显不足: 部分工作仅提出局部性能指标, 缺乏对系统

整体误差传递机制的深入理解; 另一些研究虽构建了完备的系统模型并开展误差分析, 却未能有效转化为可指导实际光学设计的像差控制策略. 因此, 标准球面镜头设计思路往往遵循传统的优化范式, 追求各类像差的全面优化 (例如球差、彗差、像散等), 试图使所有指标均达到理论极限. 然而, 这种做法不仅显著增加设计复杂度与制造成本, 在实际工程中也常因过度设计而导致性价比降低. 相比之下, 更为高效且可行的路径在于精确识别不同光路中的关键像差成分, 并针对其进行有针对性的控制与平衡.

针对广泛关注的回程误差, 本文首先从误差传递机理出发, 建立了标准球面镜头光瞳像差与被测倾斜、离焦等典型多条纹测量场景下回程误差的关系, 进而将光瞳像差拆解为镜头自身成像像差和镜头参数 ($F\#$)、测量场景 (被测曲率半径) 构成的本征光瞳像差, 基于设计的 6inF7.2 标准球面镜头, 仿真分析了不同测量场景下的光瞳像差、回程误差的变化规律, 证明了理论推导的正确性和二者的关联关系. 其次, 针对设计的 6inF7.2 标准球面镜头开展公差分析和实物研制, 开展了不同标准球面镜头、不同被测的回程误差测量实验, 实验验证了光瞳像差与回程误差的相关性. 最后, 对本文工作进行总结, 探讨了本文提出的设计理论对深入理解球面干涉测量误差的重要意义, 可指导工程实践在精度、效率与成本之间取得关键平衡.

2 设计理论

2.1 干涉测量误差

在进行球面面形或者镜头波前测量时, 干涉仪的测量误差主要包括零位测量的空腔误差和非零位测量的回程误差. Sykora^[12] 搭建的用于表征标准球面镜头在空腔中性能的几何光路模型如图 1 所示, 在理想情况下, 光线从参考球面 (曲率半径为 R_1) 任一点 A 垂直入射, 部分沿原路返回形成参考光路, 部分透射后通过球心 C 点 (亦为标准球面镜头焦点 F') 并垂直入射在被测球面 (曲率半径为 R_2) P 点, 反射后形成测量光路, 因此参考光与测量光的光程差为 $2\overline{AP} = 2(R_1 - R_2)$ (假设干涉腔折射率为 1). 由于实际标准球面镜头存在像差, 光线无法完美会聚于一点, 实际入射至 P 点的光线未能通过参考球面的球心 C , 而是交参考球面于 B 点,

由于光线始终垂直于波面, 因此实际光线在 B 点的入射角可根据波前在该处的梯度获得, 记为 α , 参考光与测量光的光程差为 $2\overline{BP}$. 将实际光线光程差相对理想值的偏离称为空腔误差 ΔOPD , 其与 R_1, R_2, α 的关系如下:

$$\Delta\text{OPD} = 2\overline{AP} - 2\overline{BP} = 2(R_1 - R_2) - 2 \left\{ R_1 \cos \alpha - R_2 \cos \left[\sin^{-1} \left(\frac{R_1 \sin \alpha}{-R_2} \right) \right] \right\}. \quad (1)$$

具体推导过程详见文献 [12].

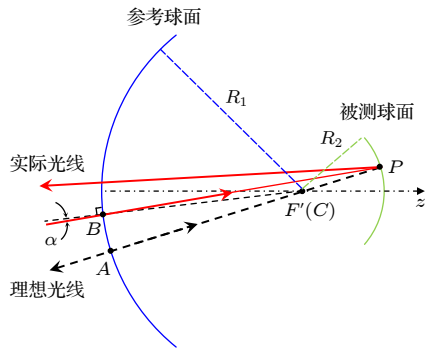


图 1 空腔误差几何光路模型
Fig. 1. Geometric optical path of cavity error.

由于标准球面镜头一般都具备较高精度, 波前梯度 α 可以取小角度近似, 因此,

$$\text{OPD} \approx \alpha^2 R_1 \left(\frac{\rho + 1}{\rho} \right), \quad (2)$$

式中, $\rho = -R_2/R_1$. 从 (2) 式可以看出, 在共心测量的前提下, 被测面越靠近标准球面镜头的球心焦点, 空腔误差越大.

上述模型仅考虑了测量光在球腔中传播的光程误差, 假设参考光与测试光在干涉仪系统内 (从齐明面至像平面) 的光程差为零, 由于光学系统的非理想, 该条件在实际中无法满足, 且由于被测倾斜或者离焦造成的非零位测量, 更会加剧回程误差的幅值. 如图 2 所示, 从被测面上物点 P_t 反射的测量光与齐明面点 P_r 反射的参考光在像面同一点 P_i 发生干涉, P_i 沿光线传播方向反向延长相交于 P_t , 因此回程误差可用被测物点 P_t 发出的不同孔径的光线经过干涉仪光学系统的光程差 $\text{OPD}(P_t P_i) - \text{OPD}(P_r P_i)$ 来表征, 亦即干涉仪系统的成像波前. 当干涉仪准确对焦在被测球面时, 被测面与探测像面构成物像共轭关系, 被测面成为干涉仪系统的孔径光阑, 参考面和被测面返回的波前分别为 $W_r(\rho, \theta)$ 和 $W_t(\rho, \theta)$ (ρ 为归一化孔径坐标, θ 为方位

角). 同时, 干涉仪内部存在限制空间频率的成像光阑, 在图 2 所示的回程误差评估模式下, 成为干涉仪系统的孔径光阑 (亦为入瞳). 令总光学系统 (包含标准球面镜头及主机内部镜头) 的成像波像差函数为 $W_{\text{pupil}}(H, r, \theta)$ (H 为被测归一化视场坐标, r 为成像光阑归一化孔径坐标). 由于被测物在干涉模式下的孔径与回程模式下的视场概念相同, 且均取归一化坐标, 可认为 $\rho = H$. 因此, 回程误差可表示为

$$W_{\text{retrace}} = W_r - W_t = W_{\text{pupil}}(\rho, r_1, \theta) - W_{\text{pupil}}(\rho, r_2, \theta). \quad (3)$$

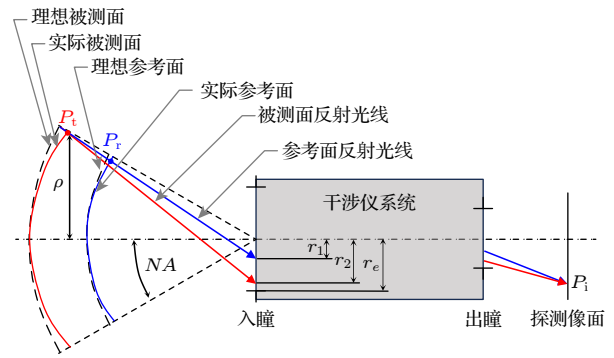


图 2 回程误差几何光路模型
Fig. 2. Geometric optical path of retrace error.

当被测面或参考面存在面形起伏以及倾斜或离焦等安装误差时, 返回波前偏离理想球面, 局部波前梯度不为零, 光线始终与波面垂直, 因此各孔径光线无法全部从入瞳中心通过, 在光阑上的映射坐标可通过对波前求导获得:

$$r_1 = \frac{1}{\text{NA} r_e} \frac{\partial W_r(\rho, \theta)}{\partial \rho}, \quad (4)$$

$$r_2 = \frac{1}{\text{NA} r_e} \frac{\partial W_t(\rho, \theta)}{\partial \rho}, \quad (5)$$

式中 NA 为球面测量孔径角, r_e 为干涉仪系统入瞳半径.

2.2 成像像差与光瞳像差

由于干涉仪实际工作的干涉光路和评价回程误差的虚拟光路是截然不同的两种光路模式, 在标准球面镜头的设计优化过程中, 为了尽量降低该镜头引入的测量误差, 需要同时平衡其透射波前质量和非共光路像差. 通过在设计软件中构建多重结构同时优化两种光路模式是直接的解决途径, 但是伴随着更大的计算量, 减缓设计效率; 同时当指标存

在冲突时,无法明确底层的核心矛盾.然而,从图3所示的光路图可以看出,干涉光路的主光线和边际光线分别是回程差评价模式下的边际光线和主光线.根据几何光学理论可知,边际光线描述物像关系,主光线描述入瞳与出瞳的关系,被测面既是干涉光路下的光瞳,也是回程差评价模式下的“物面”.因此利用上述对易关系,可以引入光瞳像差的概念来量化评价回程误差.

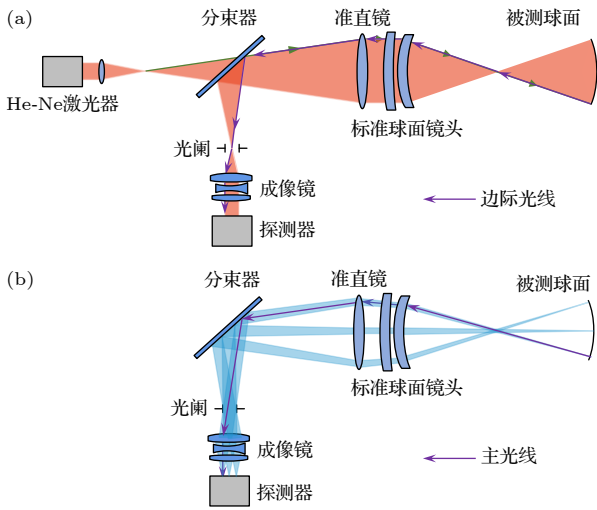


图3 菲索干涉仪的成像模式与光瞳模式

Fig. 3. Imaging mode and pupil mode of Fizeau interferometer.

Sasian^[26]给出了三阶光瞳像差与成像像差的关系表达式:

$$\bar{W}_{040} = W_{400}, \quad (6)$$

$$\bar{W}_{131} = W_{311} + \frac{1}{2}\Psi \cdot \Delta\{\bar{u}^2\}, \quad (7)$$

$$\bar{W}_{222} = W_{222} + \frac{1}{2}\Psi \cdot \Delta\{u\bar{u}\}, \quad (8)$$

$$\bar{W}_{220} = W_{220}, \quad (9)$$

$$\bar{W}_{311} = W_{131} + \frac{1}{2}\Psi \cdot \Delta\{u^2\}, \quad (10)$$

式中, \bar{W}_{040} , \bar{W}_{131} , \bar{W}_{222} , \bar{W}_{220} , \bar{W}_{311} 分别为光瞳球差、光瞳彗差、光瞳像散、光瞳场曲、光瞳畸变; W_{400} , W_{311} , W_{222} , W_{220} , W_{131} 分别为平移、成像畸变、成像像散、成像场曲、成像彗差; Ψ 为拉氏不变量; u 和 \bar{u} 分别为边际光线和主光线的孔径角; $\Delta\{\cdot\}$ 运算为像方与物方相应量作差.

标准球面镜头作为球面测量场景中通用、可替换部件,在设计过程应单独评价其引入的测量误差.光瞳像差描述了光阑作为物面时在出瞳位置观

察到的像差,因此,光瞳模式下,被测物作为物,经过标准球面镜头成一次像,一次像面处的成像波前即反映了回程误差的大小.假设被测的面形较好,峰谷值 (peak to valley, PV) 在 1λ 以下,那么引起非零位测量的主要因素是姿态调整引入的倾斜和离焦,倾斜波面可表示为 $W_{111}^t \rho \cos \phi$ (W_{111}^t 为倾斜量,单位 λ , ϕ 为倾斜方向角),离焦波面可表示为 $W_{020}^t \rho^2$. 由 (4) 式和 (5) 式可得,光瞳模式下在孔径光阑上的投影坐标分别为

$$r_{\text{tilt}} = \frac{\cos \phi}{\text{NA}r_e} W_{111}^t, \quad (11)$$

$$r_{\text{defocus}} = \frac{2}{\text{NA}r_e} W_{020}^t \rho. \quad (12)$$

标准球面镜头的光瞳像差可展开为

$$\begin{aligned} \bar{W}(\rho, r, \theta) = & \bar{W}_{040} r^4 + \bar{W}_{131} \rho r^3 \cos \theta \\ & + \bar{W}_{222} \rho^2 r^2 \cos^2 \theta + \bar{W}_{220} \rho^2 r^2 \\ & + \bar{W}_{311} \rho^3 r \cos \theta. \end{aligned} \quad (13)$$

分别考虑被测倾斜和离焦的情况,假设镜头仅包含上述五种单色像差中的任一种时,误差形式如表1所列,对于特定的镜头, $1/\text{NA}r_e$ 为常数,简记为 c_0 . 从表1可知,当被测倾斜时,回程误差中的初阶像差成分主要是彗差和像散,而当被测离焦时,测量误差中必然包含球差成分.

表1 多条纹状态下不同光瞳像差引起的测量误差形式
Table 1. Non-null measurement error caused by different pupil aberrations.

像差类型	被测倾斜	被测离焦
光瞳球差	$\bar{W}_{040}(c_0 W_{111}^t)^4 \cos^4 \phi$	$\bar{W}_{040}(2c_0 W_{020}^t)^4 \rho^4$
光瞳彗差	$\bar{W}_{131}(c_0 W_{111}^t)^3 \rho \cos^3 \phi$	$\bar{W}_{131}(2c_0 W_{020}^t)^3 \rho^4$
光瞳像散	$\bar{W}_{222}(c_0 W_{111}^t)^2 \rho^2 \cos^2 \phi$	$\bar{W}_{222}(2c_0 W_{020}^t)^2 \rho^4$
光瞳场曲	$\bar{W}_{220}(c_0 W_{111}^t)^2 \rho^2 \cos^2 \phi$	$\bar{W}_{220}(2c_0 W_{020}^t)^2 \rho^4$
光瞳畸变	$\bar{W}_{311} c_0 W_{111}^t \rho^3 \cos \phi$	$2\bar{W}_{311} c_0 W_{020}^t \rho^4$

2.3 仿真分析

为了验证上述理论的正确性,开展了 6inF7.2 标准球面镜头的设计,镜头输入为干涉仪主机出射的平行光,整体采用两片式结构, lens2 的后表面为参考面,该面的曲率半径 $R_1 = 1040 \text{ mm}$. 如图 4(a) 所示,以曲率半径 $R_2 = 800 \text{ mm}$ 的待测凸球面为例,其球心与标准球面镜头的焦点重合,会聚波前垂直入射在待测球面,反射后经过该镜头再次形成准直波前. 在图 4(b) 中,由于标准球面镜头的齐明

特性, 会聚波前在参考面同样也是垂直入射, 反射后作为参考光进入干涉仪主机.

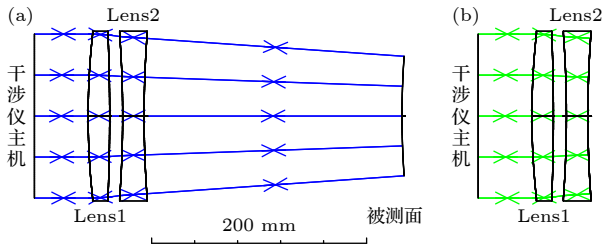


图4 6inF7.2标准球面镜头双通光路示意图 (a) 测量光路; (b) 参考光路

Fig. 4. Double pass optical layout of 6inF7.2 transmission sphere: (a) Testing optical path; (b) reference optical path.

6inF7.2标准球面镜头零视场下的透射波前及波前梯度如图5所示, 波前PV = 0.024λ, 最大波前梯度发生在边缘孔径处, 幅值 2.866 μrad. 将相关参数代入(2)式, 可得空腔误差随被测曲率半径的变化曲线如图6所示, 被测面与参考面曲率半径差异越大, 引入的空腔误差越大. 由于本文展示的镜头对波前梯度进行了良好的控制, 即使二者比值低至1:10, 引入的空腔误差几乎不影响测量精度.

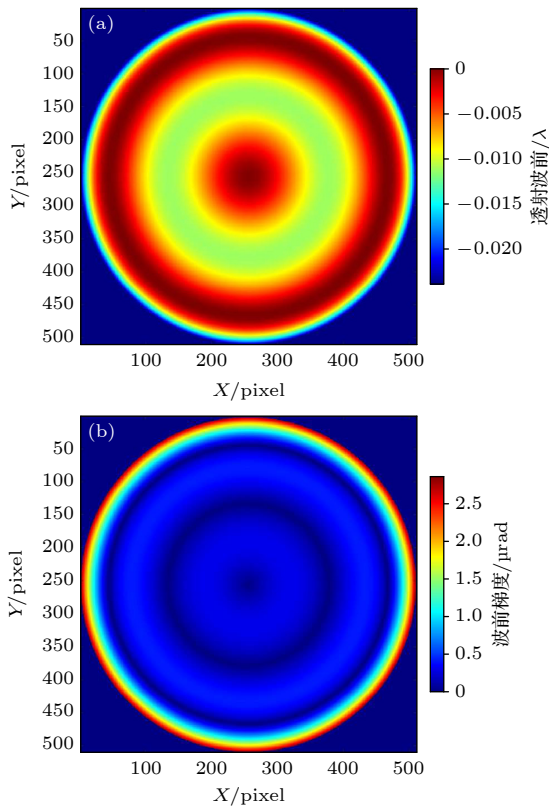


图5 6inF7.2标准球面镜头 (a) 透射波前; (b) 波前梯度
Fig. 5. Wavefront error of 6inF7.2 transmission sphere: (a) Wavefront map; (b) wavefront slope.

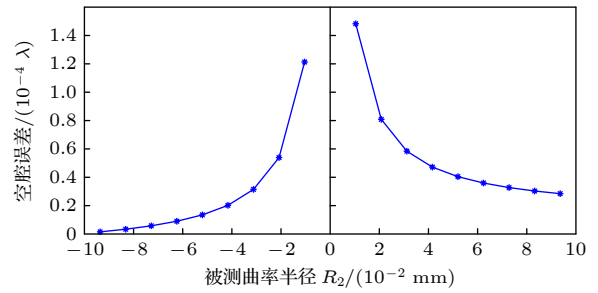


图6 不同曲率半径被测物引起的空腔误差 (凸面为负, 凹面为正)

Fig. 6. Cavity error of test surfaces with different curvature radii (positive for convex surfaces, negative for concave surfaces).

为了分析该款镜头的光瞳像差, 将光路翻转, 光线从被测物向干涉仪主机方向传播. 图7(a)所示成像模式中, 物面位于标准球面镜头焦点处, 像面位于无穷远, 仍以 $R_2 = 800$ mm的凸面被测为例, 孔径光阑与被测重合, 最大视场为 $r_e = r_{ap} f_{TS} / f_{col}$, 其中 r_{ap} 为主机内部孔径光阑半径, f_{TS} 为标准球面镜头焦距, f_{col} 为主机准直镜焦距. 图7(b)所示光瞳模式中, 物面位于被测处, 像面位于成像模式下的出瞳处, 符合物与像、入瞳与出瞳的共轭关系. 在成像模式下, 由于标准球面镜头限共轭的特点, 边际光线和主光线在物空间和像空间的孔径角有如下特点:

$$u = -\sin^{-1}(0.5/F\#), \quad (14)$$

$$\bar{u} = r_e/R_2, \quad (15)$$

$$u' = 0, \quad (16)$$

$$\bar{u}' = -r_e/f_{TS}. \quad (17)$$

从上文光瞳像差与成像像差的关系可以看出, 二者的等式关系中还包含近轴光线孔径角构成的变量, 本文称之为本征光瞳像差, 代入上述孔径角

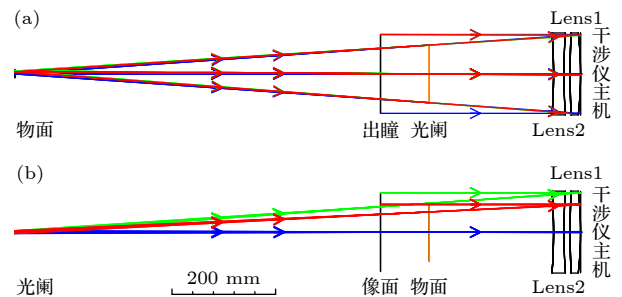


图7 6inF7.2标准球面镜头光路示意图 (a) 成像模式; (b) 光瞳模式

Fig. 7. Optical layout of 6inF7.2 transmission sphere: (a) Imaging mode, (b) pupil mode.

表 2 成像模式与光瞳模式下的波像差系数
Table 2. Wavefront aberration coefficients under imaging mode and pupil mode.

	W_{040}	W_{131}	W_{222}	W_{220}	W_{311}
成像模式	0.3181λ	-0.6397λ	0.2925λ	0.0183λ	-0.1063λ
光瞳模式	0.0073λ	-0.1128λ	0.4343λ	0.0183λ	-2.0822λ

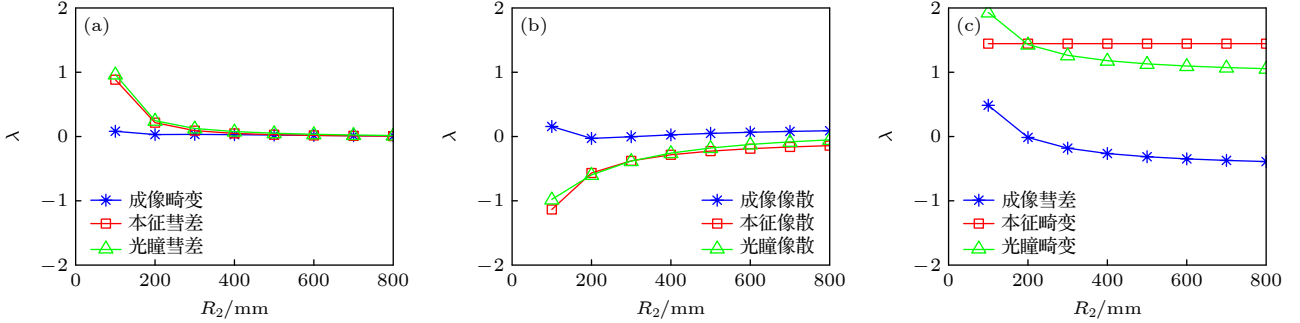


图 8 不同被测曲率半径下的成像像差与光瞳像差

Fig. 8. Imaging aberration coefficients and pupil aberration coefficients under different radii of curvature.

可得下列等式:

$$\bar{W}_{131}^{\text{intri}} = \frac{\Psi}{2} r_c^2 \left(\frac{1}{f_{TS}^2} - \frac{1}{R_2^2} \right), \quad (18)$$

$$\bar{W}_{222}^{\text{intri}} = \frac{\Psi}{2} \frac{r_c \sin^{-1}(0.5/F\#)}{R_2}, \quad (19)$$

$$\bar{W}_{311}^{\text{intri}} = -\frac{\Psi}{2} [\sin^{-1}(0.5/F\#)]^2. \quad (20)$$

即使标准球面镜头不存在像差,基本设计参数 ($F\#$ 、焦距) 决定了本征光瞳畸变, 而本征光瞳彗差、本征光瞳像散均随着被测曲率半径的减小而增大. 对于常规 $F\#$ 在 0.65—11 之间的标准球面镜头, 当被测曲率半径不过于小, 满足 $\sin^{-1}(0.5/F\#) \gg r_c/R_2$ 时, 光瞳畸变是主要的光瞳像差. 表 2 为从光学设计软件中直接读取 $R_2 = -800$ mm 凹球面在两个模式下的波像差系数, 证实了上述结论.

标准球面镜头需要匹配一定范围的测量范围, 当测量不同曲率半径的被测球面时, $\sin^{-1}(0.5/F\#)$ 和 r_c/R_2 的相对大小关系会发生变化. 同时, 对于实际存在像差的镜头, 不同的被测等效于成像模式下光阑发生位移, 光阑平移效应将影响各项像差^[27], 成像像差和本征光瞳像差同时发生变化会综合作用于总光瞳像差. 图 8 展示了随被测变化的三种光瞳像差与曲率半径的关系. 可以看出, 随着被测曲率半径的减小, 本征光瞳彗差和本征光瞳像散急剧增加, 成为光瞳彗差和光瞳像散的主导因素, 该现象无法通过控制标准球面镜头的像差缓解. 本征光瞳畸变由 $F\#$ 决定, 由光阑平移效应可得, 彗差的

变化量与球差、拉格朗日不变量、光阑距离均有关, 因此成像彗差随曲率半径减小而增大, 导致总体光瞳畸变的上升.

图 9 展示了被测偏心产生 10 根条纹时, 其曲率半径分别为 800 mm 和 100 mm 产生的测量误差. 可以看出: 误差的主要形式为光瞳畸变引起的彗差, 由于 $R_2 = 100$ mm 下的光瞳畸变是 $R_2 = 800$ mm 下的 2 倍, 结合表 1 中光瞳畸变对回程误差的线性作用关系, 前者的回程误差也是后者的 2 倍; 同时, 当 $R_2 = 100$ mm 时, 由于各光瞳像差的增加, 误差中二阶彗差、像散成分更为显著.

综上, 对于标准球面镜头的设计优化, 最直接的策略为控制轴上球差及轴外彗差, 使其透射波前梯度尽可能降低来抑制空腔误差, 而优化球差和彗差将使得光瞳畸变在测量范围内尽可能保持在其本征光瞳畸变的水平.

3 实验测量结果

3.1 标准球面镜头研制

在镜头研制前, 针对本文设计的 6inF7.2 标准球面镜头开展公差分析, 公差表如表 3 所列. 蒙特卡罗分析结果如图 10 所示. 从图 10(a) 和图 10(b) 可以看出, 如果参照普通镜头装配的公差分析方法, 各项公差的引入导致标准球面镜头显著偏离齐明特性, 离焦的存在使得波前 PV 和梯度都显著劣化. 为了保障标准球面镜头的齐明特性, 让镜间距

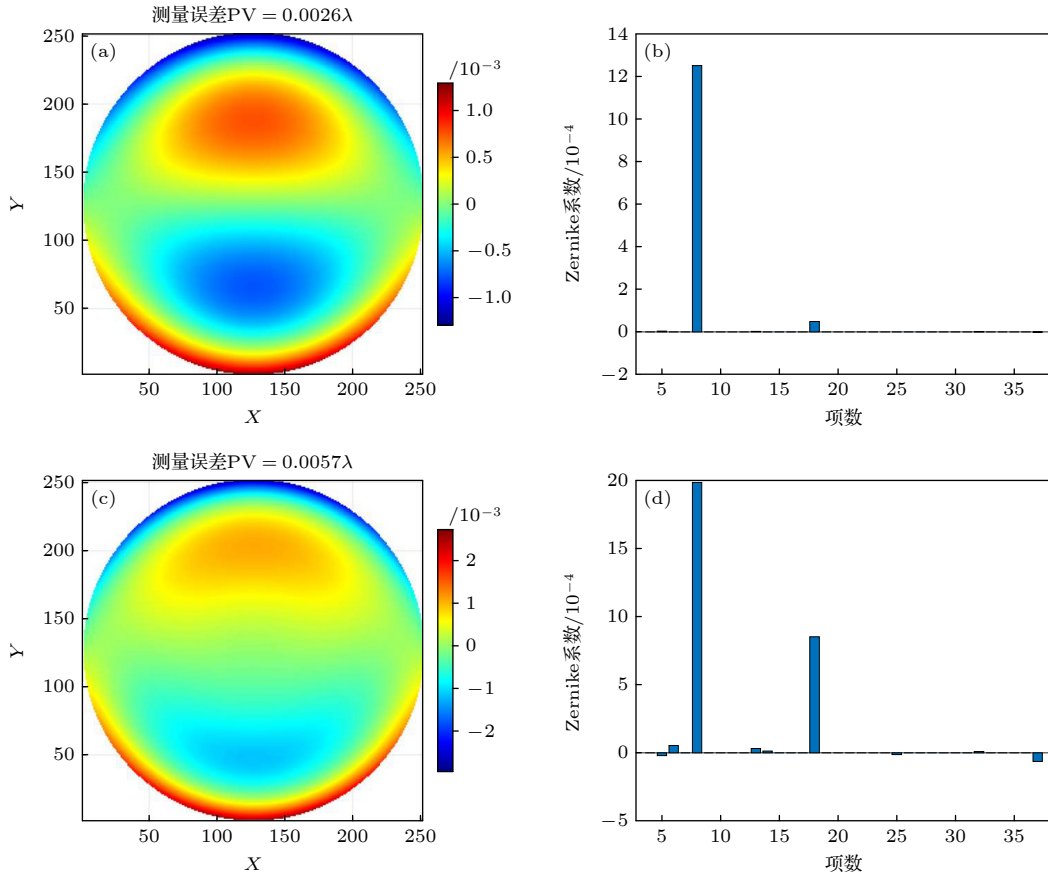


图9 多条纹测量误差 (a) $R_2 = 800$ mm 测量误差; (b) $R_2 = 800$ mm 误差 Zernike 系数; (c) $R_2 = 100$ mm 测量误差; (d) $R_2 = 100$ mm 误差 Zernike 系数

Fig. 9. Non-null retrace error: (a) $R_2 = 800$ mm wavefront map; (b) $R_2 = 800$ mm Zernike coefficients; (c) $R_2 = 100$ mm wavefront map; (d) $R_2 = 100$ mm Zernike coefficients.

成为主动补偿量去消除离焦, 设定镜间距调节精度为 ± 0.01 mm. 图 10(c) 显示 90% 概率可以满足透射波前 $PV \leq 0.5\lambda$, 波前梯度 $\leq 20 \mu\text{rad}$, 波前的主要成分是彗差, 镜间距的补偿范围为 ± 0.5 mm.

表3 6inF7.2 标准球面镜头公差表

Table 3. Tolerance allocation of 6inF7.2 transmission sphere.

	公差项	数值	公差项	数值
材料公差	折射率	± 0.0005		
	光圈	3	局部光圈	0.3
加工公差	厚度公差	± 0.03 mm	面倾斜	$\pm 1'$
	装配公差	元件偏心	± 0.05 mm	元件倾斜

研制的 6inF7.2 标准球面镜头实物如图 11(a) 所示, 基于上述镜间距主动补偿策略, 搭建图 11(b) 所示实验装置. 以标准平晶反射的准直波前为参考, 根据齐明面自反射波前结果消除离焦成分, 降低 $F'C$ 误差. 干涉结果如图 12(a) 所示, 实测透射波前 $PV = 0.3161\lambda$, $RMS = 0.0540\lambda$, 受调节精度

限制, 波前残余离焦系数为 0.03λ . 从波前 Zernike 系数还可以看出, 彗差项 Z6 和 Z7 水平优于公差预期, 中心偏差测量结果 (图 12(b)) 显示, 两个镜片的相对偏心为 $41.79 \mu\text{m}$, 光轴夹角为 $53.29''$, 装配效果较好.

3.2 回程差规律验证

为了对上文的仿真规律进行验证, 本文设计了一系列较为极端的测量场景以凸显回程误差的显著性. 扰动来源均为将被测沿水平方向平移至 10 根干涉条纹左右, 将多条纹测量结果与零条纹测量结果作差获得回程误差, 具体测试组如表 4 所列, 其中 4inF3.3 为 Zygo 公司提供的成品标准球面镜头.

根据前文的理论分析和仿真结果可知, 当被测产生倾斜条纹时, 光瞳畸变会在回程误差中贡献彗差成分, 测试组 2 的回程误差分布如图 13(a) 所示. 考虑到回程误差中初阶以上像差的存在, 光瞳畸变

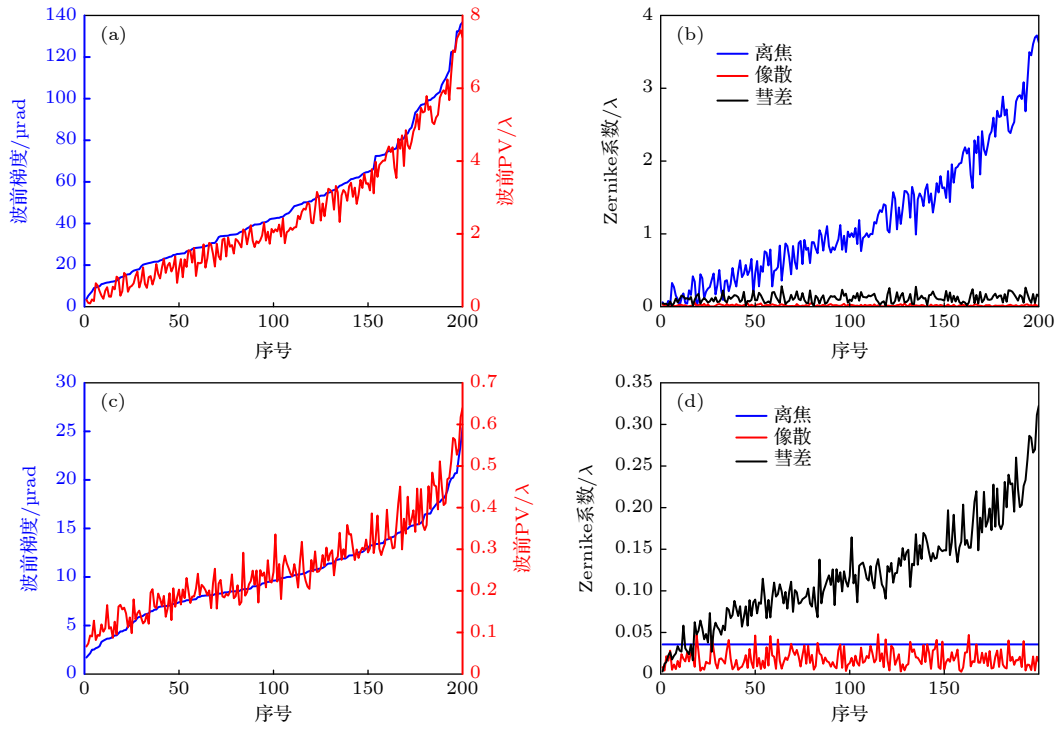


图 10 公差分析结果, 即无镜间距补偿下的 (a) 波像差和 (b) Zernike 系数; 镜间距主动补偿下的 (c) 波像差和 (d) Zernike 系数
 Fig. 10. Tolerance results: (a) Wavefront error and (b) Zernike coefficients without lens spacing compensation; (c) wavefront error and (d) Zernike coefficients with lens spacing compensation.

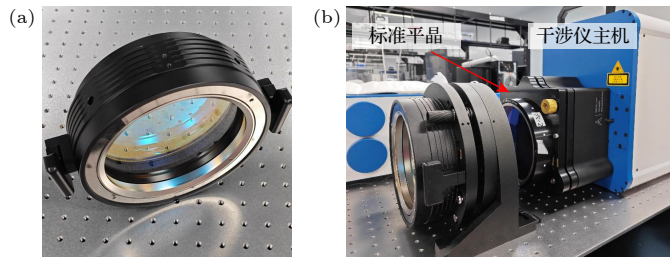
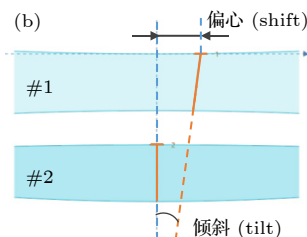
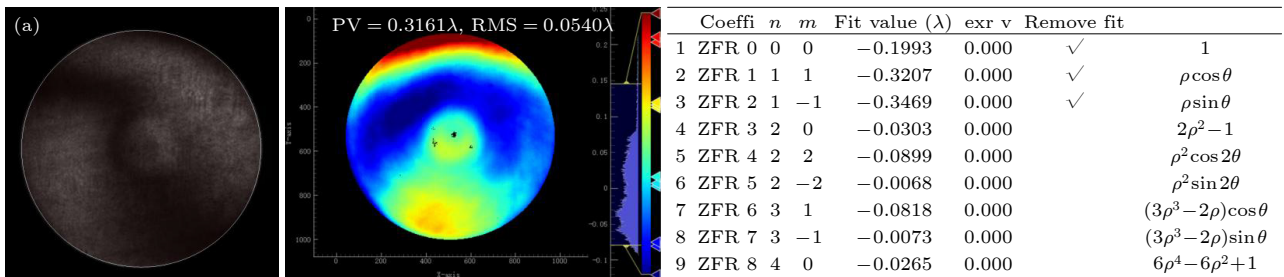


图 11 6inF7.2 标准球面镜头 (a) 实物图; (b) 透射波前测量场景
 Fig. 11. Picture of (a) 6inF7.2 transmission sphere and (b) wavefront measurement setup.



OptiCentric® Report
 created with Trioptics OptiCentric

Label: group analysis Reference: opticalaxis-lens 2

#	Group	Z-position/ mm	Shift/μm			Tilt/(°)		
			X	Y	abs	X	Y	abs
1	Lens 1	0.000	-36.23	20.82	41.79	-39.44	-35.83	53.29
2	Lens 2	32.100	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

图 12 6inF7.2 标准球面镜头测试结果 (a) 透射波前; (b) 中心偏差

Fig. 12. Testing results of 6inF7.2 transmission sphere: (a) Wavefront error; (b) centering error.

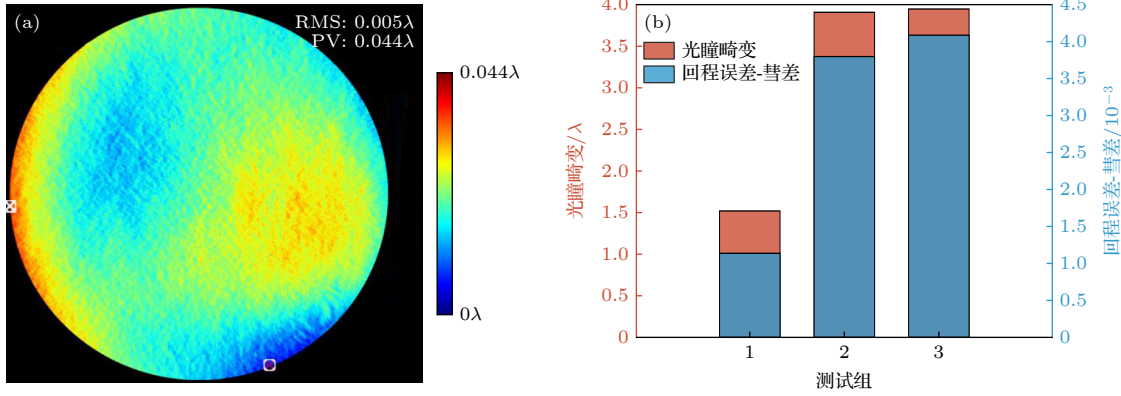


图 13 回程误差实验测量结果 (a) 回程误差分布图; (b) 彗差与光瞳畸变关系图

Fig. 13. Retrace error measurement results: (a) Error map; (b) relationship between induced coma and pupil distortion.

引起的 $\rho^2 \cos \phi$ 综合考虑了初阶彗差 Z_6 和 Z_7 项及二阶彗差 Z_{13} 和 Z_{14} 项, 系数合成方法如下:

$$W_{\text{retrace-coma}} = \sqrt{\frac{Z_6^2 + Z_7^2}{8} + \frac{Z_{13}^2 + Z_{14}^2}{12}}. \quad (21)$$

基于仿真给出的彗差系数以及镜头参数计算的本征光瞳畸变, 各测试组的总光瞳畸变系数与回程误差中彗差系数的关系如图 13(b) 所示. 可以看出二者保持了良好的一致性, 说明本文提出的基于光瞳像差的标准球面镜头设计理论能精确预测镜头实际工作引入的测量误差.

表 4 回程误差测试分组

Table 4. Test group of retrace error measurement.

测试组	标准球面镜头	被测镜形状	被测曲率半径/mm
1	6inF7.2	凸	100
2	4inF3.3	凸	100
3	4inF3.3	凹	27.61

4 结 论

本文提出将光瞳像差理论与标准球面镜头设计相结合, 基于成像像差与光瞳像差的转化关系, 从理论上建立了该类型镜头各项像差对干涉仪球面测量空腔误差、回程误差的传递链路. 区别于前人对测量误差进行整体建模与仿真、给出规律性结论, 本文从理论上推导了光瞳像差对回程误差产生的影响, 将各项光瞳像差拆解为相应轴外成像像差和本征像差. 本征光瞳像差主要受镜头 $F\#$ 、被测曲率半径这类初阶参数的影响, 无法通过光学设计进行优化, 而光阑平移效应会导致轴外成像像差随被测发生变化, 本文给出了光瞳像差随测量范围的

变化规律. 出于研制成本与周期的考虑, 本文主要展示了 6inF7.2 标准球面镜头的仿真与实验结果, 但是基于本文提出的理论, 上述规律可以推演到其他口径、 $F\#$ 的标准球面镜头. 基于镜间距补偿研制了 6inF7.2 标准球面镜头, 波前测试结果显示其具有良好的齐明性. 设计了不同标准球面镜头、不同被测样品的回程误差测量实验, 在线性载波测试场景下, 验证了主导的光瞳畸变与其在测量误差中引入的彗差分量的相关性, 验证了理论的正确性. 综上, 本文提出的设计理论对于深入理解球面干涉测量误差具有指导意义, 对于通用型标准球面镜头的优化设计, 优化策略即控制球差及彗差, 使其透射波前梯度尽可能低以降低空腔误差, 同时在适用的测量范围内使光瞳畸变尽可能贴近本征光瞳畸变的水平, 降低回程误差. 对于具有较高设计难度的小 $F\#$ 标准球面镜头, 其本征光瞳畸变幅值较高, 需要合理的设计目标, 避免对光瞳畸变的过度校正. 另一方面, 在超高精度、非球面等极端测量场景下, 可利用该理论对特定被测设计专用标准球面镜头, 实现测量精度的突破, 对高端光学测量仪器的性能提升和行业发展具有重大意义.

参考文献

- [1] Huang C S 2007 *Quantum Optics, Optical Data Storage, and Advanced Microlithography* Beijing, China, November 11–15, 2007 p682723
- [2] Okazaki M, Ciari R, James L, Meng B, Thompson M, Dai H, Xu X, Liu I, Dorflinger D, Yung B, Ngai C 2008 *IEEE/SEMI Advanced Semiconductor Manufacturing Conference* Cambridge, Massachusetts, United States, May 5–7, 2008 p356
- [3] Glatzel H, Ashworth D, Bremer M, Chin R, Cummings K, Girard L, Goldstein M, Gullikson E, Hudyma R, Kennon J, Kestner B, Marchetti L, Naulleau P, Soufli R, Spiller E 2013

- Extreme Ultraviolet (EUV) Lithography IV* San Jose, California, United States, February 24–28, 2013 p867917
- [4] Shintake T 2022 *International Conference on Extreme Ultraviolet Lithography 2022* Monterey, California, United States, September 25–29, 2022 p1229209
- [5] Marchetti L A 2004 *Advances in Mirror Technology for X-Ray, EUV Lithography, Laser, and Other Applications* San Diego, California, United States, August 3–8, 2003 p1
- [6] Goldberg K A, Naulleau P P, Denham P E, Rekawa S B, Jackson K, Anderson E H, Liddle J A 2004 *J. Vac. Sci. Technol. B* **22** 2956
- [7] Goldstein M, Hudyma R, Naulleau P, Wurm S 2008 *Opt. Lett.* **33** 2995
- [8] Xu L, Tan Y D, Zhang S L, Sun L Q 2015 *Chin. Phys. Lett.* **32** 090701
- [9] Wang W H, Wang Y J, Wang Y H, Wu Z, Zhang W X 2025 *Acta Phys. Sin.* **74** 210701 (in Chinese) [王炜豪, 王永杰, 王亚慧, 伍洲, 张文喜 2025 物理学报 **74** 210701]
- [10] Mallick S, Malacara D 2007 *Optical Shop Testing* (Hoboken: John Wiley & Sons, Ltd) pp97–121
- [11] Truax B 2013 *Optifab* Rochester, New York, United States, October 14–17, 2013 p178
- [12] Sykora D M 2008 *Frontiers in Optics 2008* Rochester, New York, United States, October 21–24, 2008 pOWB7
- [13] JóŹwicki R 1991 *Appl. Opt.* **30** 3119
- [14] Huang C S 1993 *Appl. Opt.* **32** 7016
- [15] Wang D D, Yang Y Y, Chen C, Zhuo Y M 2011 *Appl. Opt.* **50** 2024
- [16] Groot P D, Dresel T, Truax B 2015 *Surf. Topogr.: Metrol. Prop.* **3** 044004
- [17] Murphy P E, Brown T G, Moore D T 2000 *Appl. Opt.* **39** 6421
- [18] Gao Z S 2004 *Chin. J. Lasers* **31** 793 (in Chinese) [高志山 2004 中国激光 **31** 793]
- [19] Yuan Q, Gao Z S, Dou Y M, Yao Y X, Chen L 2018 *Appl. Opt.* **57** 263
- [20] Yuan Q, Ji W, Gao Z S 2020 *J. Appl. Opt.* **41** 858 (in Chinese) [袁群, 季文, 高志山 2020 应用光学 **41** 858]
- [21] Kreischer C B 2013 *Optifab* Rochester, New York, United States, October 14–17, 2013 p88840X
- [22] Zhou P 2009 *Ph. D. Dissertation* (Tucson: The University of Arizona)
- [23] Sullivan J J 2015 *Ph. D. Dissertation* (Tucson: The University of Arizona)
- [24] Peng W J, Ho C F, Lin W L, Yu Z R, Huang C Y, Kuo C H, Hsu W Y 2017 *Opt. Eng.* **56** 035105
- [25] Koerber J, Boreman G D, Suleski T J 2022 *Opt. Continuum* **1** 1067
- [26] Sasian J 2006 *International Optical Design Conference* Vancouver, British Columbia, Canada, June 4–8, 2006 p634208
- [27] Kidger M J 2001 *Fundamental Optical Design* (Bellingham: SPIE Press) p115–120

Design and measurement error analysis of transmission sphere based on pupil aberration theory*

LIU Anqi¹⁾ ZHANG Yixin¹⁾ ZHAO Sizepeng¹⁾²⁾ RONG Shuangquan³⁾
 ZHANG Yibo¹⁾ YANG Shuai¹⁾ HU Liang¹⁾
 WU Zhou¹⁾²⁾ ZHANG Wenxi^{1)2)†}

¹⁾ (Department of Optical Precision Measurement Technology, Aerospace Information Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100094, China)

²⁾ (School of Optoelectronics, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

³⁾ (Department of Intelligent Components Research, Jianghuai Advance Technology Center, Hefei 230088, China)

(Received 2 December 2025; revised manuscript received 13 January 2026)

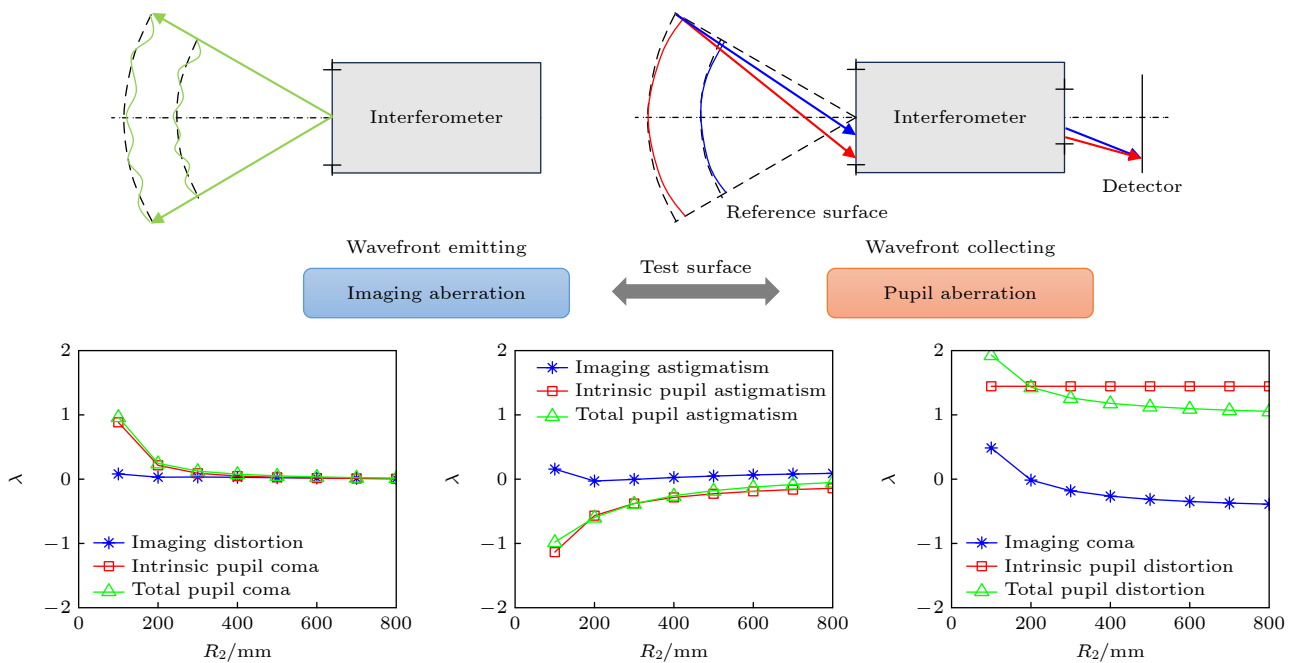
Abstract

High-end optical manufacturing imposes stringent demands on the irregularity and wavefront error of optical components. The Fizeau interferometer serves as a critical instrument in optical precision metrology, offering high accuracy and sensitivity. The transmission sphere is the key component for achieving high-precision measurement of the surface figure of spherical elements and the wavefront error of optical lenses, fulfilling the dual role of generating the reference wavefront and collecting the test wavefront. On one hand, it must provide a highly precise transmitted wavefront to suppress cavity-induced measurement error. On the other hand, it should minimize errors arising from the uncommon optical path between the reference and test wavefronts. Existing research basically addresses the design challenge of the transmission sphere using isolated

* Project supported by the Science and Disruptive Technology Program, AIRCAS (Grant No. 2024-AIRCAS-SDTP-10) and the Dreams Foundation of Jianghuai Advance Technology Center, China (Grant No. 2023-ZM01C001).

† Corresponding author. E-mail: zhangwx@aircas.ac.cn

metrics—such as wavefront slope, $F'C$ error, and mapping geometry. Owing to the lack of in-depth understanding of the underlying measurement error mechanism, lens design relies on conventional optimization approaches that aim for comprehensive correction of multiple aberrations. This strategy not only increases design complexity but also reduces cost-effectiveness in engineering due to over-design. Therefore, this paper analyzes the origin of measurement error in Fizeau interferometry and establishes a theoretical model linking pupil aberration and retrace error. It reveals the fundamental mechanism by which the $F\#$ of the transmission sphere and the radius of curvature of the test object influence pupil aberration, thereby affecting retrace error. A 6-inch $F/7.2$ transmission sphere is designed, and simulation analyses are performed to validate the relationship among imaging aberrations, intrinsic pupil aberrations, and total pupil aberrations. The correlation between pupil aberrations and retrace errors across different test objects is also demonstrated, with the observed trend closely aligned with stop-shift effects at the theoretical level. Tolerance analysis and prototype assembly are carried out for this lens. By actively compensating the lens spacing, a transmitted wavefront with a defocus term of 0.03λ and an overall wavefront PV of 0.32λ is achieved, exceeding tolerance expectations. Retrace error measurement experiments are conducted by shifting the test objects to generate 10 interference fringes. The retrace error is obtained by subtracting the null measurement result from the non-null measurement result. The test groups are as follows: 1) measurement of a convex surface ($R = 100$ mm) using the self-developed 6-inch $F/7.2$ transmission sphere; 2) measurement of a convex surface ($R = 100$ mm) using a commercial 4-inch $F/3.3$ transmission sphere; 3) measurement of a concave surface ($R = 27.61$ mm) using a commercial 4-inch $F/3.3$ transmission sphere. Based on the theoretical analysis and simulation results, pupil distortion is found to contribute to coma in the retrace error. Statistical analysis of the total pupil distortion coefficient and the Zernike coefficient of the coma component in the retrace error for each test group show strong consistency, confirming that the proposed design methodology grounded in pupil aberration theory can accurately predict retrace errors introduced by transmission spheres. In summary, the design theory proposed in this paper advances the understanding of the interrelationships among imaging aberration, pupil aberration of the transmission sphere, and the corresponding cavity and retrace errors in spherical surface metrology. It facilitates the establishment of reasonable design objectives and efficient optimization strategies for transmission spheres. Moreover, it offers a potential pathway for extreme measurement scenarios such as ultra-high precision and aspheric testing by enabling pupil aberration compensation tailored to specific test objects.



Keywords: optical design, aberration theory, Fizeau interferometer, transmission sphere

DOI: 10.7498/aps.75.20251651

CSTR: 32037.14.aps.75.20251651



基于光瞳像差的标准球面镜头设计与误差分析

刘安琪 张艺馨 赵思泽鹏 荣双全 张逸博 杨帅 胡亮 伍洲 张文喜

Design and measurement error analysis of transmission sphere based on pupil aberration theory

LIU Anqi ZHANG Yixin ZHAO Sizepeng RONG Shuangquan ZHANG Yibo YANG Shuai HU Liang
WU Zhou ZHANG Wenxi

引用信息 Citation: *Acta Physica Sinica*, 75, 090406 (2026) DOI: 10.7498/aps.75.20251651

CSTR: 32037.14.aps.75.20251651

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.7498/aps.75.20251651>

当期内容 View table of contents: <http://wulixb.iphy.ac.cn>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

用于空间相机设计的高精度光线追迹方法

High precision ray tracing method for space camera in optical design

物理学报. 2023, 72(8): 084201 <https://doi.org/10.7498/aps.72.20222463>

亚角秒空间分辨的太阳极紫外宽波段成像光谱仪光学设计

Optical design of sub-angular second spatially resolved solar extreme ultraviolet broadband imaging spectrometer

物理学报. 2024, 73(3): 039501 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20231481>

“机器微纳光学科学家”：人工智能在微纳光学设计的应用与发展

“Machine micro/nano optics scientist” : Application and development of artificial intelligence in micro/nano optical design

物理学报. 2023, 72(11): 114204 <https://doi.org/10.7498/aps.72.20230208>

紧凑型冷原子高分辨成像系统光学设计

Design of compact high resolution imaging system for cold atom experiments

物理学报. 2024, 73(6): 066701 <https://doi.org/10.7498/aps.73.20231689>

本振光功率锁定方法应用于激光外差辐射计的研究

Research on application of local oscillator power locking method to laser heterodyne radiometer

物理学报. 2023, 72(9): 093201 <https://doi.org/10.7498/aps.72.20230261>

基于平面电极的非球面双液体透镜的设计与分析

Design and analysis of aspherical double-liquid lens based on planar electrode

物理学报. 2023, 72(15): 154206 <https://doi.org/10.7498/aps.72.20230758>