

doi:10.3788/gzxb20174610.1011002

气动驱动渐变厚度变曲率反射镜技术

赵惠¹, 解晓蓬^{1,2}, 许亮¹, 丁蛟腾¹, 刘美莹¹, 樊学武¹, 王亚军¹

(1 中国科学院西安光学精密机械研究所 空间光学应用研究室, 西安 710119)

(2 中国科学院大学, 北京 100039)

摘 要:在完善基于有限元分析的跨平台综合优化流程的基础上, 获得了反射镜最优结构参数, 并通过 21 阶 Zernike 多项式面形拟合得到球差是导致反射镜形变过程中面形精度退化的主导像差模式. 根据有限元优化得到的最优结构参数研制了第二块气动驱动渐变厚度变曲率反射镜样片(口径 135 mm, 中心厚度 8 mm, 初始曲率半径 2 807 mm)并进行了曲率变化能力及面形精度保持试验研究. 研制工艺的改进使本文所研制的变厚铝合金反射镜初始面形精度优于 $\lambda/80$ (632.8 nm), 当驱动气压达到约 0.07 MPa 时, 反射镜中心形变量接近 37 μm 并且去掉球差影响后的面形精度可以优于 $\lambda/40$ (632.8 nm). 与前期所研制的第一块样片相比, 第二块样片的中心形变能力以及面形精度保持能力均显著提升.

关键词: 光学变焦; 无运动部件变焦; 变曲率反射镜; 气动驱动; 变厚; 薄板弹性理论

中图分类号: O439

文献标识码: A

文章编号: 1004-4213(2017)10-1011002-11

Pressurization Actuation Based Variable Curvature Mirror Having Variable Thickness

ZHAO Hui¹, XIE Xiao-peng^{1,2}, XU Liang¹, DING Jiao-teng¹,
LIU Mei-ying¹, FAN Xue-wu¹, WANG Ya-jun¹

(1 Xi'an Institute of Optics and Precision Mechanics, Chinese Academy of Sciences,
Space Optics Lab, Xi'an 710119, China)

(2 University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100039, China)

Abstract: The Finite Element Analysis (FEA) based optimization procedure aiming to obtain the optimum mirror parameters was first improved, it was found that the degradation of surface figure accuracy was mainly caused by spherical aberrations through Zernike polynomial surface fitting using 21 terms. After that, another duralumin prototype VCM (aperture 135 mm, central thickness 8 mm and initial curvature radius 2 807 mm) was fabricated and tested. Because of the improvement of the fabrication process, the initial surface figure accuracy of the second mirror is superior to $\lambda/80$ (632.8 nm). When a pressure of about 0.07 MPa is imposed, the saggigus variation reaches nearly 37 μm and the corresponding surface figure accuracy is still superior to $\lambda/40$ (632.8 nm) with spherical aberrations removed. Compared with the first prototype VCM, the performance of the second one has been improved prominently.

Key words: Optical zooming; Zooming without macroscopic moving elements; Variable curvature mirror; Pressurization actuation; Variable mirror thickness; Elasticity theory of thin plate

OCIS Codes: 110.2990; 120.0120; 220.0220; 220.2740; 230.4040

0 引言

变曲率反射镜是一种主动光学元件, 可根据需要改变自身的曲率半径. 变曲率反射镜并非新概念器件,

基金项目: 中科院西部青年学者项目 (No. XAB2015A09) 和陕西省青年科技新星项目资助

第一作者: 赵惠 (1981—), 男, 副研究员, 博士, 主要研究方向为光学成像技术及图像处理技术. Email: zhaohui@opt.ac.cn

收稿日期: 2017-05-18; 录用日期: 2017-07-04

<http://www.photon.ac.cn>

其原型最早可追溯到 1973 年耶路撒冷希伯来大学研制的样片镜^[1].之后,国内外众多科研机构都相继开展了变曲率反射镜技术研究,但绝大多数研究都致力于解决高能固体激光器由热透镜效应带来的输出光束品质下降问题^[2-4].近年来,在美国 Sandia 国家实验室及海军实验室的引领下,变曲率反射镜在可见光变焦成像^[5-8]及高速高精度调焦领域^[9-11]也受到了关注.通过将变曲率反射镜与光学杠杆效应光学设计相结合,反射镜所产生的微量中心形变就能够被映射为系统焦距的大幅度转换.与此同时,当应用于变焦成像时,由于至少有一个变曲率反射镜通常被放置于光瞳上,所以也就具备了高精度调焦的能力.

当应用于热透镜效应补偿时,由于激光器工作波段较长,所以对变曲率反射镜的面形精度要求相对宽松,研究重点在于反射镜是否能够提供足够大的中心形变以补偿热透镜效应产生的离焦和球差.然而,当应用于可见光变焦成像时,对变曲率反射镜的初始面形精度及形变过程中的面形精度保持要求均大大提高.实际上,无论对于哪一种应用,产生较大中心形变的同时始终保持较高的面形精度水平都是变曲率反射镜得以实用化的关键因素.

实现反射镜曲率变化的方式非常多,其中从环形线负载驱动机理出发构建的推力环-支撑环两环结构是实现曲率变化的最简单形式,美国 Sandia 国家实验室联合海军实验室所开展的研究工作就是一个典型.研究人员于 2006 年研制了两块口径为 25.4 mm、厚度分别为 1 mm 和 3.2 mm 的变曲率反射镜样片.前者在极限 18.4 μm 中心形变以内,其面形精度(Root-Mean-Squares, RMS)可优于在 $\lambda/10$ (1 054 nm);后者在极限 1.87 μm 中心形变以内,其面形精度 RMS 可接近 $\lambda/50$ (1 054 nm)^[12].此后,国内科研人员也开展了类似的研究工作,并将反射镜的口径增大.2010 年,中科院长春光机所研制了口径为 100 mm、厚度为 8 mm 的平面硅材料变曲率反射镜,在 225 N 的作用力下实现了最大 3 μm 的中心形变^[13].2012 年,中科院大连化物所研制了口径为 100 mm、厚度为 5 mm 的平面单晶硅材料变曲率反射镜,在 400 N 的作用力下实现了接近 1 μm 的中心形变^[14].2013 年~2014 年,中科院西安光机所研制了口径为 100 mm、厚度为 2 mm 的球面铍青铜变曲率反射镜,实现了超过 30λ (λ 为 632.8 nm) 接近 19 μm 的中心形变^[15-17].

由文献[12-14]以及[15-17]可知,环形线负载驱动变曲率反射镜虽然能够实现较大的中心形变,但其面形精度的退化速度非常快,当反射镜口径和径厚比逐渐增大时这种情况更加凸显,所以只适用于较小口径、较小径厚比的情况.通过分析环形线负载驱动的机理及其存在的缺陷,以薄板弹性理论作为工具,文献[18]推导并获得了一种均匀气压驱动结合变厚反射镜结构的曲率变化模型,研制了原型样片并进行了实测试验.结果表明,这种新型的变曲率反射镜不但能提供超过 20 μm 的中心形变,而且极限形变时的面形精度也能够优于 $\lambda/20$ (632.8 nm),性能远好于环形线负载驱动变曲率反射镜.本文针对气动驱动渐变厚度变曲率反射镜,完善了反射镜最优结构参数的优化流程,获得了最优反射镜参数并通过有限元分析得出了曲率变化时导致面形精度退化的主要像差模式;在分析第一块样片试验数据的基础上,明确了提升气动驱动变曲率反射镜性能的技术途径,基于改进的渐变厚度超薄反射镜研制工艺研制了第二块样片,所获的验证试验效果与理论分析预测高度一致.

1 气动驱动渐变厚度变曲率反射镜的设计机理

文献[18]表明:只有在反射镜的边缘仅仅施加弯曲线矩时,反射镜才能够产生纯粹的曲率变化.然而由于这种方式很难完全消除形变过程中剪切应力对曲率变化模式的破坏,且在物理上很难实现.所以,才利用与之近似等价的推力环-支撑环环形线负载结构^[12-14, 15-17],通过内外环产生的轴向驱动力之间的差异来产生与弯曲扭矩等效的效果,这就是环形线负载结构实现曲率变化的材料力学机理.

研究表明^[15-17],典型的环形线负载驱动曲率变化结构具有两个明显的特点:1)反射镜的厚度恒定不变;2)反射镜与支撑结构之间相互独立.正是因为这两个特点,导致环形线负载驱动变曲率反射镜面向较大口径较大径厚比应用时难以兼顾大的中心形变和高的面形精度保持.

首先,恒定的反射镜厚度意味着镜体任意位置处的刚性是固定不变的,也就是说镜面各个位置抵抗因外力引起的变形响应是相同的.研究表明,当施加环形驱动时,由于作用力集中于推力环与反射镜背部的接触区域,所以推力环附近及其所覆盖的镜面区域的压应力响应也相对较为集中.此时由于反射镜恒定刚性的限制,反射镜无法选择性对抗外部驱动力导致的变形,所以应力响应集中的区域会产生较大的变形,而应力响应较小的区域则产生较小的变形,从而导致整个面形发生巨大改变,直接引起反射镜的面形精度迅速退化.

其次,根据薄板弹性理论,环形线负载驱动要实现较大的中心形变,反射镜的边缘必须处于一种近似无约束的简单支撑状态,即反射镜产生形变时沿径向可以伸缩.实现简支无约束状态最简单的方法就是令反射镜与支撑结构之间相互独立.然而,这种方式的弊端在于反射镜的空间位置完全由前表面的支撑和后表面的推力环通过挤压来保证.由于反射镜与支撑结构是相互独立的两个部件,所以反射镜形变时产生的径向收缩会使其与支撑结构之间出现空隙.如果部件加工或者安装不同心或者施加的推力非对称,那么这个空隙就不是均匀的,意味着反射镜将侧向滑动,即有些位置处的空隙越来越大,而有些位置处的空隙则越来越小,从而引起支撑结构对反射镜边缘产生非均匀挤压,进而导致反射镜的面形同样迅速劣化.

因此,如果反射镜的厚度设计可以与压应力响应相适应以抵消镜面有效口径之内的集中应力,并且通过改进结构设计在满足简支条件的基础上保持反射镜空间位置,那么就有可能构建出能兼顾大形变和高精度面形保持的新型变曲率反射镜模型.气动驱动渐变厚度变曲率反射镜正是应这两种要求而产生,并且具有坚实的理论基础.

令 $Z(r)$ 代表反射镜薄板光学表面在极坐标系 $(r-\theta)$ 下的起伏情况.假设反射镜的厚度并非恒定,那么其刚度 D 将随径向坐标的变化而变化,即 $D(r) = Et(r)^3 / [12(1-\nu^2)]$.其中,其中 E 和 ν 分别代表反射镜材料的弹性模量和泊松比.

根据薄板弹性理论^[19-21],无论是厚度渐变还是厚度恒定,反射镜形变过程中所承受的径向弯曲力矩和切向弯曲力矩都可以分别表示为 M_r 和 M_t ,即

$$M_r = D \left(\frac{d^2 Z}{dr^2} + \frac{\nu}{r} \frac{dZ}{dr} \right), M_t = D \left(\nu \frac{d^2 Z}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dZ}{dr} \right) \quad (1)$$

在形变过程中,在薄板的某一个位置 r 处的径向弯曲力矩、切向弯曲力矩以及剪切力之间存在静态的平衡,可以表示为

$$M_r + r \frac{dM_r}{dr} - M_t + rQ_r = 0 \quad (2)$$

将式(1)带入式(2),并给式(2)的两边都除以 rD ,得

$$\frac{d^3 Z}{dr^3} + \left(\frac{1}{D} \frac{dD}{dr} + \frac{1}{r} \right) \frac{d^2 Z}{dr^2} + \left(\frac{\nu}{rD} \frac{dD}{dr} - \frac{1}{r^2} \right) \frac{dZ}{dr} = -\frac{Q_r}{D} \quad (3)$$

将 $\nabla^2 Z(r) = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dZ}{dr} \right)$ 带入式(3),式(3)又可以进一步简化为

$$D \frac{d}{dr} (\nabla^2 Z) + \left(\frac{d^2 Z}{dr^2} + \frac{\nu}{r} \frac{dZ}{dr} \right) \frac{dD}{dr} = -Q_r \quad (4)$$

根据式(4)可以得到薄板,即反射镜的刚度 D 随径向坐标变化的关系式为

$$\frac{dD}{dr} = -\frac{R}{1+\nu} Q_r \quad (5)$$

可以看到,反射镜刚度 D 沿径向的变化与形变过程中的单位长度剪切力 Q_r 直接相关.此时,当在反射镜的背部施加一个均匀的单位面积作用力 q 时,反射镜的边缘位置由于结构的约束会产生相应的剪切力,且在沿径向的任何一个位置都满足动态平衡条件,即

$$\pi r^2 q + 2\pi r Q_r = 0 \quad (6)$$

此时,由式(6)可以获得单位长度剪切力的表达式,将其带入式(5)并且进行积分之后就可以获得反射镜刚度的解析表达式,即

$$D = -\frac{qR}{4(1+\nu)} (\text{constan } t - r^2) \quad (7)$$

式中 R 代表反射镜的曲率半径.

可以看到,厚度渐变设计带来的最大好处就是不需要在反射镜的边缘引入一个在物理上难以实现的弯曲力矩,而仅通过在其背部施加一个均匀的单位面积作用力 q 就能够实现曲率的变化.令 $D(a)$ 等于 0,那么刚度 D 随径向变化的函数就重新表示为

$$D = -\frac{qa^2 R}{4(1+\nu)} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \quad (8)$$

式中, a 代表反射镜的半口径. 此时, 反射镜厚度就可以表示为

$$t = - \left[3(1-\nu) \frac{qR}{Ea} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \right]^{1/3} a = -C \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^{1/3} \quad (9)$$

式中, 参数 C 能够控制变厚反射镜的中心厚度.

因此, 当反射镜的厚度分布按照式(9)从中心向边缘逐渐减小时, 通过在反射镜的背部均匀地施加作用力就能够产生曲率的变化. 由于气动驱动是最简单的并且没有任何污染的均匀压力驱动方式, 所以通过将气动均匀压力驱动与渐变厚度反射镜设计结合起来就能够形成新型的高性能变曲率反射镜. 由于每一个 r 所处的位置其剪切力与作用力之间都进行了相应的平衡, 而且这个平衡的强度与不同 r 处不同的刚度 D 有关, 所以反射镜工作表面因残余应力而导致的面形精度劣化就可以得到有效控制, 从而为实现兼顾大的中心形变和高的面形精度保持提供了保证.

2 建模、有限元优化及性能分析

2.1 结构设计及有限元建模

由分析可知, 气动驱动变曲率反射镜的最大特点在于反射镜的厚度不再均匀分布, 而是呈现中间厚、边缘薄、由中心向边缘其厚度逐渐减小的状态. 根据式(9), 参数 C 主要用于改变反射镜的中心厚度, 而厚度的相对变化较小. 图 1 给出了参数 C 取两个典型值时的厚度分布曲线之间的差别.

由图 1 可知, 式(9)对反射镜厚度分布的控制相对较弱, 这是因为式(9)由解析分析直接得出, 灵活性较差而不利于后续优化, 所以本文将式(9)扩展为由多参数联合控制的形式, 即

$$t = C \cdot [1 - k \cdot r^m]^n \quad (10)$$

式中 C 依然代表中心厚度, 而参数 k, m 和 n 则共同实现对反射镜厚度分布曲线的控制.

无论是式(9)还是其所对应的扩展形式式(10), 均是基于薄板弹性形变理论而产生, 由于其间不涉及形变过程中的面形精度保持, 所以随意设置的反射镜参数 k, m 以及 n 将难以起到兼顾大形变及保持较高面形精度的要求, 因此必须结合有限元分析来获得最优的渐变厚度变曲率反射镜的结构参数.

要进行有限元分析, 首先就必须建立变曲率反射镜的结构模型. 如图 2 所示, 气动驱动渐变厚度变曲率反射镜结构由反射镜本体和支撑底盘两部分组成, 并形成用于充气加压的密闭空腔. 在反射镜本体中, 渐变厚度反射镜与支撑结构——环形超薄连接壁通过一体化成型加工构成一个整体, 既满足简单支撑的要求, 也可以保证反射镜形变过程中空间位置的稳定. 此时通过向空腔内充气加压就可以实现曲率半径的变化.

由图 2 与式(10)可知, 反射镜厚度分布控制参数 k, m 与 n 以及超薄环形连接壁的壁厚将共同决定变曲率反射镜的性能. 因此, 本文利用 SOLIDWORKS、ANSYS 以及 MATLAB 构建了跨平台的综合优化框架, 用以获得气动驱动渐变厚度变曲率反射镜的最优结构参数.

首先, 利用 ANSYS 软件, 按照点→线→面→体的 CAD 建模方法根据由 SOLIDWORKS 中导出的反射镜结构数据创建反射镜模型, 在镜体内下表面、内侧面与支撑底板上表面模拟压力作用, 而将反射镜的外侧面与底板下表面 6 个自由度全部约束. 其次, 利用 ANSYS 计算在给定结构参数条件下的反射镜形变, 并将提取到的镜体工作表面面形数据输入 Matlab 进行处理, 进而给出在不同充气压强下镜体工作表面的 RMS

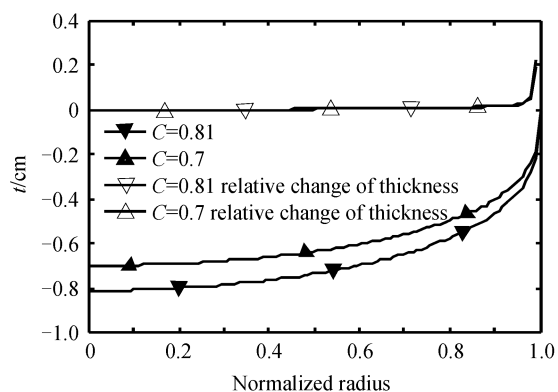


图 1 不同参数 C 对厚度分布曲线的控制

Fig.1 The influence of parameter C on thickness variation

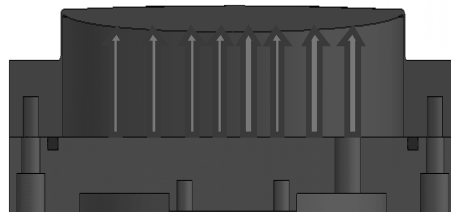


图 2 气动驱动变厚变曲率反射镜结构

Fig.2 Structure design of pressurization actuation based variable curvature mirror having variable thickness

值和对应的曲率半径,并以极限驱动气压反射镜面形精度优于 $1/50\lambda$ 作为评价函数,通过动态搜索获得最优的反射镜结构参数.

利用 ANSYS 建立变曲率反射镜模型时,由于结构上旋转对称,因而只需创建反射镜模型的 $1/2$ 旋转截面,之后通过旋转一周得到完整实体模型.由于反射镜本体其上下边线是不规则的几何对象,因而在创建实体模型的 $1/2$ 旋转截面时,首先利用上下边线所满足的方程在其上下边线上分别取了 200 个节点,然后通过样条曲线的方式将它们依次连接成线,以此获得 $1/2$ 旋转截面的上下边线,如图 3 所示.图 4 则给出了与之相对应的完整的反射镜实体有限元模型.另外,考虑到实体模型的不规则性,为了让网格划分质量更好,在利用 $1/2$ 旋转截面旋转获得反射镜实体模型时,将实体模型划分成了 10 份.

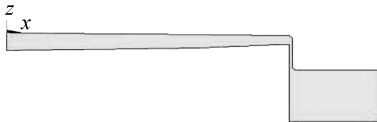


图 3 渐变厚度反射镜 $1/2$ 旋转截面模型
Fig.3 Rotating cross section of $1/2$ model of mirror having variable thickness

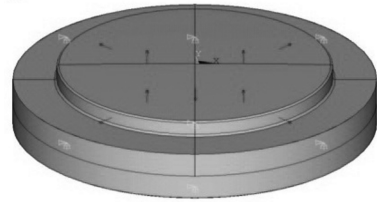


图 4 渐变厚度反射镜的完整实体模型
Fig.4 Complete model of mirror having variable thickness

2.2 结构参数的有限元优化及性能分析

假定拟研制的反射镜口径 135 mm,中心厚度 8 mm(式(10)中的 C),曲率半径 2 807 mm,镜面材料采用超硬铝(弹性模量 72 GPa,泊松比 0.33)且环形超薄连接壁的壁厚为 0.62 mm,那么根据图 5 所示的优化流程就能够实现对式(10)中最优参数 k 、 m 以及 n 的获取.其中,目标函数为:形变后的面形精度应优于 $1/50\lambda$;而优化约束为:极限驱动气压小于 0.1 MPa 且形变量大于 $20 \mu\text{m}$.图 5 所示的优化流程并不以全局优化为目标,任何一个满足上述要求的局部最优解都是可以接受的.

气动驱动渐变厚度变曲率反射镜结构参数的优化是典型的不等式约束多目标多参数优化问题.为了降低优化的难度,以参数 k 、 m 和 n 的理论值(1、2 和 0.33,对应于式(9))作为初始值通过局部搜索实施优化,并在优化的过程中同步分析三个参数对渐变厚度变曲率反射镜性能的影响.

通过有限元优化,可以得到三个结论:

1) 当控制反射镜厚度分布函数参数 m 和 n 一定范围内变化时,反射镜面形精度 RMS 随 k 值的变化趋势都是先减小后增大.因此,当参数 m 和 n 确定时,总能在某一特定 k 值的附近找到与面形精度 RMS 最小值对应的最优 k 值.具体来说,当选择 m 和 n 分别为 2 和 0.33 时,对应的最优 k 值应为 0.87,如图 6.

2) 参数 m 和 n 对镜面 RMS 值随 k 值的变化曲线会起到一定的平移作用,即当 m 增大时,RMS 值随 k 值的变化曲线将向右平移,即 RMS 值达到最小时所对应的 k 值将增大,如图 7 所示;而当 n 增大时,RMS 值随 k 值的变化曲线将向左平移,即 RMS 值达到最小时所对应的 k 值将减小,分析表明:参数 n 每增加 0.01,最优 k 值就会减少约 0.02.因此,通过改变 m 和 n 来寻求满足面形精度的结构参数的同时,按照此规律也能够同步寻找极值点所对应的 k 值,并能够在此 k 值附近寻找不但满足面形精度要求而且曲率半径变化范围更大的 k 值.

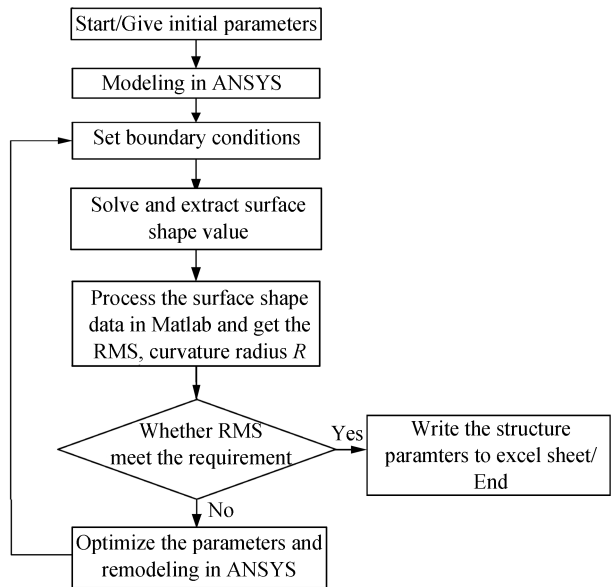


图 5 气动驱动变厚变曲率反射镜结构参数优化流程
Fig.5 Optimization procedure used to obtain the optimum parameters of variable curvature mirror having variable thickness

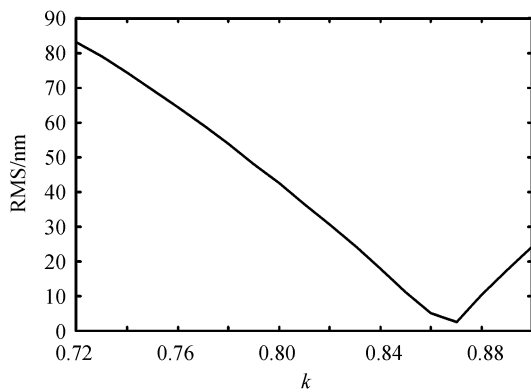


图6 面形精度 RMS 值随参数 k 的变化曲线(固定 m 和 n)

Fig.6 Relationship between surface figure accuracy RMS and parameter k with fixed parameters m and n

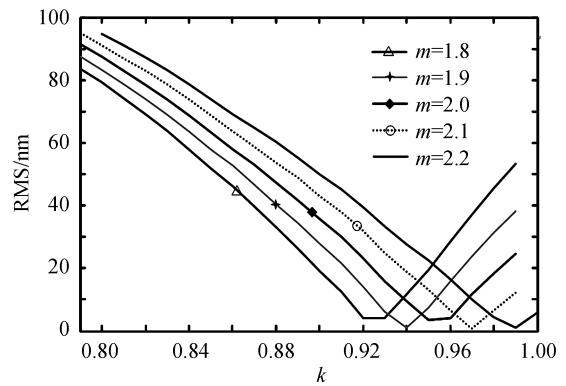


图7 参数 m 对(RMS- k 值)关系曲线的影响

Fig.7 Influence of parameter m on relationship curve between RMS and optimum value of parameter k

3) 反射镜面形精度 RMS 值和曲率半径与充气压强近似成线性关系。随着驱动压强逐渐增大,面形精度 RMS 逐渐增大,即面形精度逐渐劣化,但曲率半径的变化范围也同步增大(充气压强每增加 0.01 MPa,反射镜的曲率半径就将减小 13 mm),如图 8 所示。因此,在满足要求的条件下,不应该过度地追求曲率半径的变化范围,否则就要以牺牲面形精度为代价。

因此,通过优化实际上可以获得许多组最优的参数集合,其中任意一组在理论上都能够实现兼顾大形变和高面形精度保持的目的。

根据结论 3),既然面形精度肯定会随驱动气压的增加而劣化,那么就非常有必要分析一下导致面形精度退化的主要像差模式。这里,选取一组典型优化参数($k=0.84, m=1.8, n=0.33$)进行分析。

取前 21 阶 Zernike 多项式对加压形变后的反射镜面形进行拟合,可以获得相应的泽尼克系数大小分布,如图 9 所示。可以看到,第 0 阶(刚体位移)和第 3 阶(离焦)泽尼克多项式系数较大,即刚体位移与离焦在面形拟合中所占比重较大,说明泽尼克多项式对加压形变后面形的拟合主要由这两阶决定。而后 17 阶泽尼克多项式则代表拟合残差,且各阶系数较之前 4 阶泽尼克多项式系数来说相对较小,可以用来评价加压形变后的反射镜面形精度。

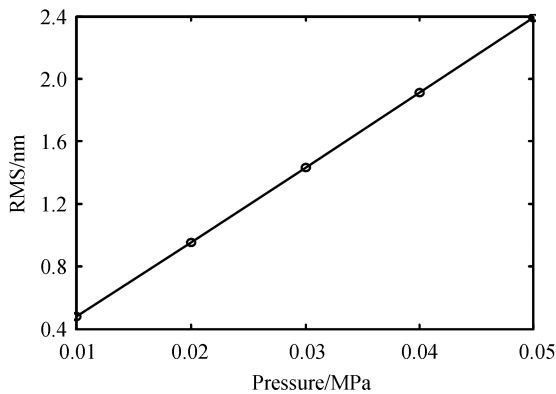


图8 面形精度 RMS 随驱动气压变化的规律

Fig.8 Influence of actuation pressure on surface figure accuracy RMS

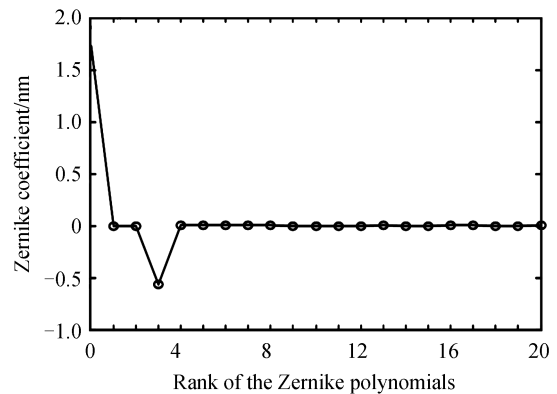


图9 反射镜加压形变后前 21 阶泽尼克多项式系数分布

Fig.9 Coefficients of 21 ranks of Zernike polynomials after being actuated

为进一步分析形变后面形精度与泽尼克多项式系数的关系,将前 4 阶 Zernike 多项式系数置零,并且选取当前最优 k 值前后两个接近的点来考察不同阶次泽尼克项对面形精度的影响。图 10 给出了三种 k 值对应的加压形变后反射镜面形 Zernike 多项式系数分布($Z_4 \sim Z_{20}$)。由图 10 可知,当 RMS 取最小值,即 $k=0.84$ 时,前 21 阶泽尼克多项式系数基本趋近于零,拟合面形趋近于球面。当 k 值分别取极值点两侧 0.83 和 0.85 时,通过面形拟合得到的第 10 阶多项式(球差)系数互为相反数,其他各阶系数近似相等且其取值远小于 Z_{10} 。由此可以看出,第 10 阶多项式在面形拟合中起着主要作用。

图 11 进一步给出了不同 k 值条件下通过泽尼克多项式拟合得到的反射镜面形精度 RMS 与相应第 10

阶泽尼克系数之间的关系.可以看到,RMS值越大,对应的第10阶系数的绝对值也越大,由此可以充分认证 Z_{10} ,即球差项是制约反射镜面形拟合精度的主要因素,是形变导致的面形退化的主导模式.

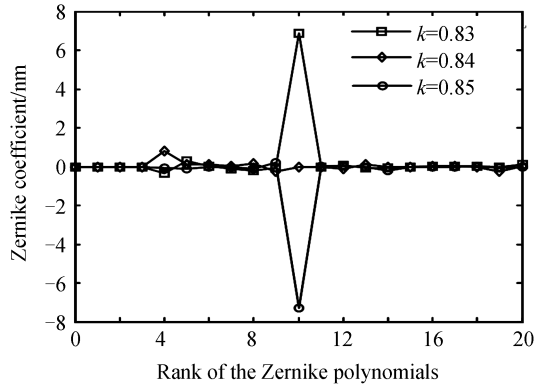


图10 $Z_4 \sim Z_{20}$ 阶泽尼克多项式系数分布
Fig.10 Coefficients of $Z_4 \sim Z_{20}$ ranks of the Zernike polynomials

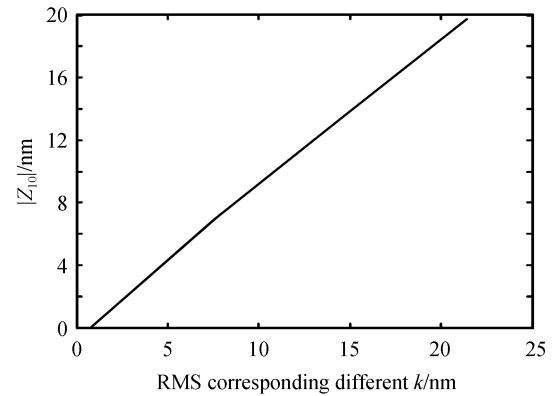


图11 $|Z_{10}|$ 与面形精度RMS的对应关系图
Fig.11 Variation of RMS with respect to different $|Z_{10}|$

3 样片研制及试验

3.1 变曲率反射镜样片的研制工艺及改进

变曲率反射镜样片的研制包含两大部分.其一是带有支撑结构的超薄变厚反射镜本体研制,其二是气动驱动系统的研制.本文在文献[18]的基础上,对反射镜本体以及气动驱动控制系统同步进行了研制工艺改进,从而获得了更好的试验效果.

1) 渐变厚度反射镜

文献[18]研制的第一块超硬铝变曲率反射镜样片采用镜面加工流程:首先,在三坐标系统的监控下,使用数控加工中心分别对反射镜的工作表面和背面进行成型加工,使实际加工获得的面形与理想模型之间的偏差最小.其次,考虑到超硬铝材料直接抛光到高精度光学表面较为困难,所以经过粗加工研磨以后,就利用单点金刚石车削加工技术快速达到适合精密抛光的水平.此时需要注意的是,超硬铝材料与玻璃类材料相比具有较大的热膨胀系数,所以在进入金刚石车削加工之前必须利用多轮次的热处理流程通过时效处理来消除粗加工阶段引入的应力,使得反射镜在后续抛光和使用的时候不会因为温度变化而影响几何及光学面形.再次,完成单点车削加工之后,将反射镜本体与支撑底盘粘接并在高温下快速固化达到稳定状态.最后,采用古典应力盘抛光方法将粘接由支撑底盘的反射镜加工直至达到光学表面要求.

用该加工流程获得的第一块样片反射镜的初始面形精度测量RMS已经达到了 $\lambda/50$.通过给反射镜进行加压测试并记录每一档气压对应的面形精度以及中心形变量可知,当中心矢高变化量接近 $22 \mu\text{m}$ 时,反射镜的面形精度依然优于 $\lambda/20$ (632.8 nm),与环形线负载驱动达到同等量级形变时的面形精度相比大大提高^[18].

最小二乘拟合表明:面形精度与中心形变大小之间呈线性关系——与理论分析获得的趋势完全一致,如图12所示;而面形精度的变化(退化)则随着中心形变的增加以二次多项式的形式减小,如图13所示,而这就意味着:只要反射镜的初始面形精度够高,那么达到同等量级形变的时候就将具有更好的面形精度.

因此,本文将新型的离子束抛光技术引入到第二块超硬铝渐变厚度反射镜的加工中,其中口径和中心厚度与第一块相同^[18],分别为 135 mm 和 8 mm .在完成古典抛光流程以后,通过离子束抛光将面形精度提升到更高的等级,以便于形后面形精度能够达到更高的水平.如图14所示,在完成离子束抛光最后一步加工之后,超薄渐变厚度反射镜的面形精度从原先的 $\lambda/50$ 提升至优于 $\lambda/80$,为提升气动驱动渐变厚度变曲率反射镜的性能提供了保证.

2) 气动驱动系统

文献[18]研制的气动驱动系统由产生压缩空气的空气压缩机、监测反射镜密闭气腔压力数值的压力传感器、控制压缩空气进气量的高精度比例伺服阀以及控制气动驱动系统的工控机及开关阀等部件组成.其中,压力传感器使气动驱动系统闭环,可以高精度地稳定在设定的压力数值.

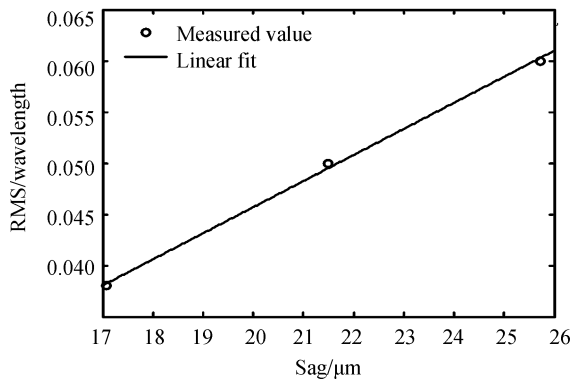


图 12 基于最小二乘拟合的面形精度与中心形变的关系
Fig.12 Relationship between surface figure accuracy RMS and saggitus variation based on least square fit

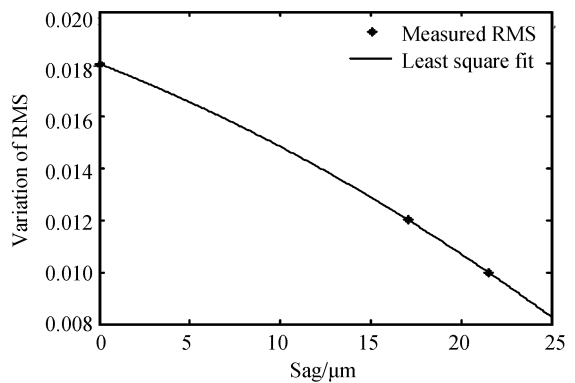


图 13 面形精度变化与中心形变的关系
Fig.13 Relationship between variation of surface figure accuracy RMS and saggitus variation

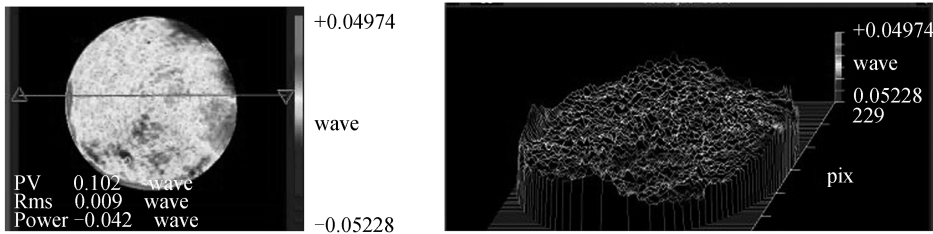


图 14 经过离子束抛光后反射镜面形精度

Fig.14 Surface figure accuracy after finishing ion beam polishing

原型系统的极限驱动压强为 0.1MPa, 气压控制精度约为 0.008 MPa. 然而, 该原型系统存在噪声大、输气管连接繁琐且控制精度不够高的问题, 所以本文对其进行了改进. 采用微型气泵替代空气压缩机产生所需的驱动气压, 由于微型泵的自循环特性而无需进行空气净化; 与此同时, 更换了更高精度的压力传感器并且采用片上控制技术替代工控机并与微型泵集成. 这样, 不但大大减小了驱动系统的体积, 而且实现了静音效果. 与此同时, 驱动气压的控制精度也达到了约 0.001 MPa 水平, 从而允许更加精细地控制反射镜. 改进后的气动驱动系统工作流程见图 15, 相应的实物图见图 16.

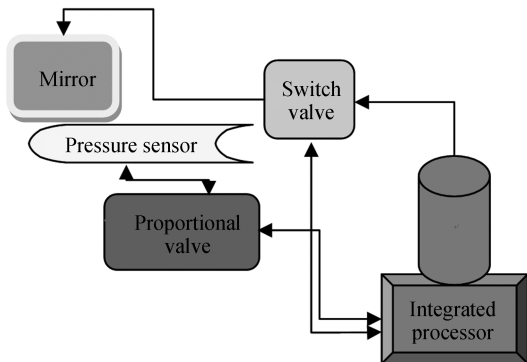


图 15 改进的气动驱动系统工作流程

Fig.15 Improved working procedure of pressurization actuation system

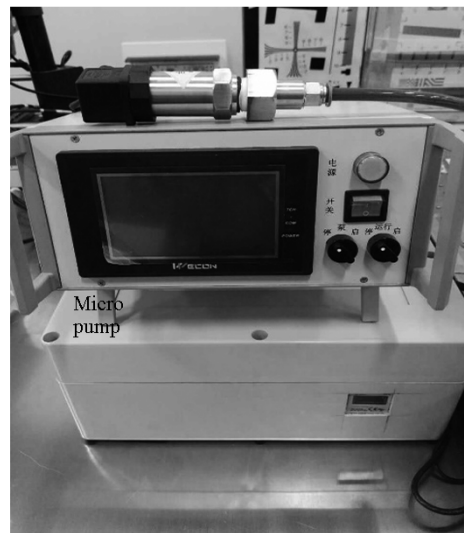


图 16 改进的气动驱动系统实物

Fig.16 Improved pressurization based actuation system

在将渐变厚度反射镜本体与气动驱动系统连接时, 需要注意的是, 气动驱动系统需要气腔的密闭性足够好才可以保证测量的精确性. 如果在加压的情况下存在漏气现象, 那么在气动驱动系统自身闭环补偿的作用下必然存在反复充放气的现象, 从而导致干涉条纹无法稳定下来, 影响每一档驱动压强对应的面形精度的测

量准确程度.因此,除了要将反射镜各个连接结构位置处进行胶封密封处理以外,还需要对各个部件接口处进行细致的密封处理,以杜绝漏气现象,为面形精度检测提供保证.改进的驱动控制系统由于结构上更加简化,所以在一定程度上也减小了漏气的隐患.

3.2 曲率变化与面形精度保持能力试验

同样,曲率变化与面形精度保持能力的试验将基于 Zygo 干涉仪进行,其中利用干涉仪获得反射镜动态曲率变化数值的原理见图 17.在图 17 中,未加压形变之前的反射镜曲率半径为 R_1 (2 807 mm).当反射镜向右平移 L_{12} 的距离时,通过气压驱动引起的曲率变化使干涉仪测量数据中的 Power 量值逐步接近零,就认为新位置处的干涉仪焦点与半径为 R_2 的凸面曲率中心重合,那么 $R_2 = R_1 - L_{12}$.同理如果反射镜向左平移 L_{13} 的距离,通过气压驱动引起的曲率变化使干涉仪测量数据中的 Power 量值逐步接近零,干涉仪焦点与半径为 R_3 的凸面曲率中心重合,那么 $R_3 = R_1 + L_{13}$.

在初始未加压状态下,干涉条纹应为平直条纹,加压之后就会转变为同心对称环状条纹,反射镜与干涉仪之间距离的变化可以将环状条纹重新拉直.根据此原理,以未加压状态为参考,按照一定的步长增量逐渐加压驱动反射镜形变,之后通过改变反射镜与干涉仪之间的距离对曲率变化引起的离焦进行补偿,并由此获得每一档驱动气压对应的曲率半径及面形精度.图 18 给出了反射镜在 0.02 MPa、0.036 MPa、0.053 MPa 及 0.07 MPa 驱动气压下形变引起的离焦经补偿后的面形精度测量结果.

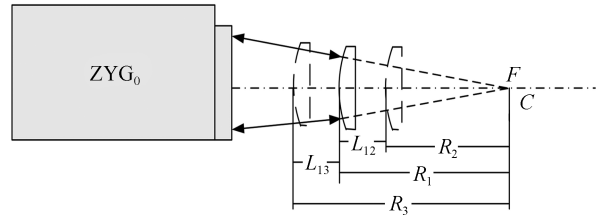


图 17 基于 Zygo 的动态曲率半径测量原理
Fig.17 Principle of dynamic curvature radius based on the Zygo interferometer

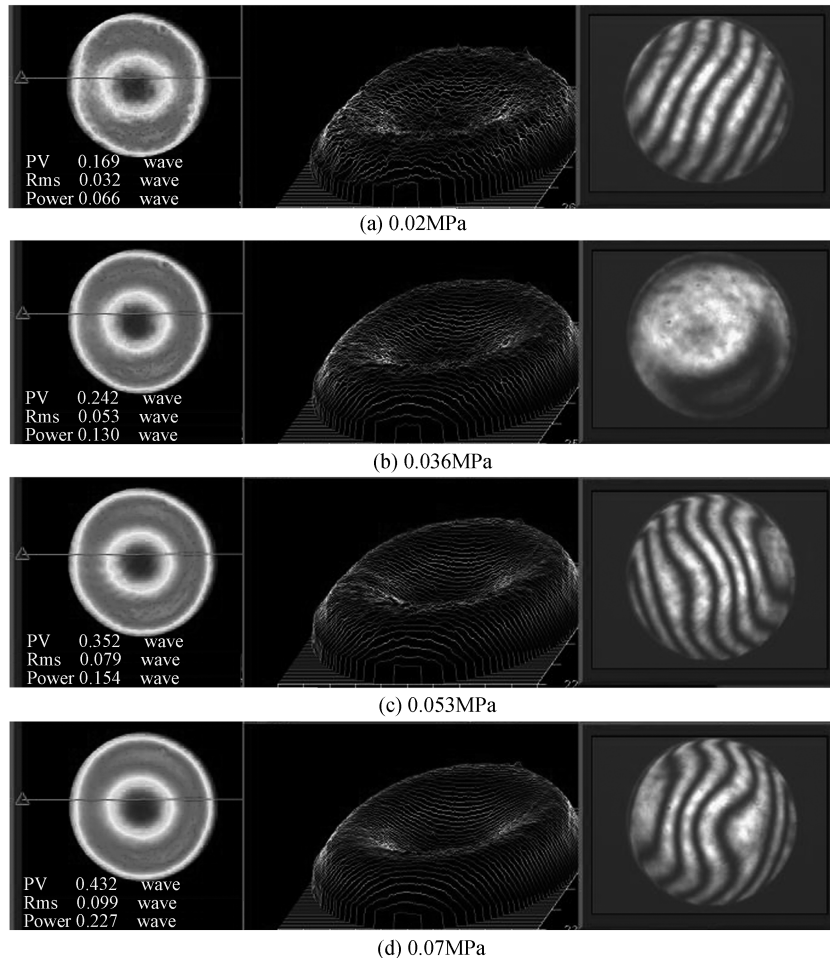


图 18 不同驱动气压对应的面形精度测量结果

Fig.18 Results of the corresponding surface figure accuracy under different pressure

可以看到,新的气动驱动渐变厚度变曲率反射镜在加压形变时,主导面形精度退化的像差的确是球差,这与 2.2 节的分析完全一致.在将球差的影响移除以后,如图 19 所示,较大驱动气压下的面形精度也有着较高的水平,当驱动气压达到 0.07 MPa,对应中心形变接近 $37 \mu\text{m}$ 时,移除球差影响后的面形精度也接近 $1/40\lambda$.与图 18 和图 19 相对应的数据,包括驱动气压、中心形变、面形精度(移除球差前)和面形精度(移除球差后)显示于表 1 中.

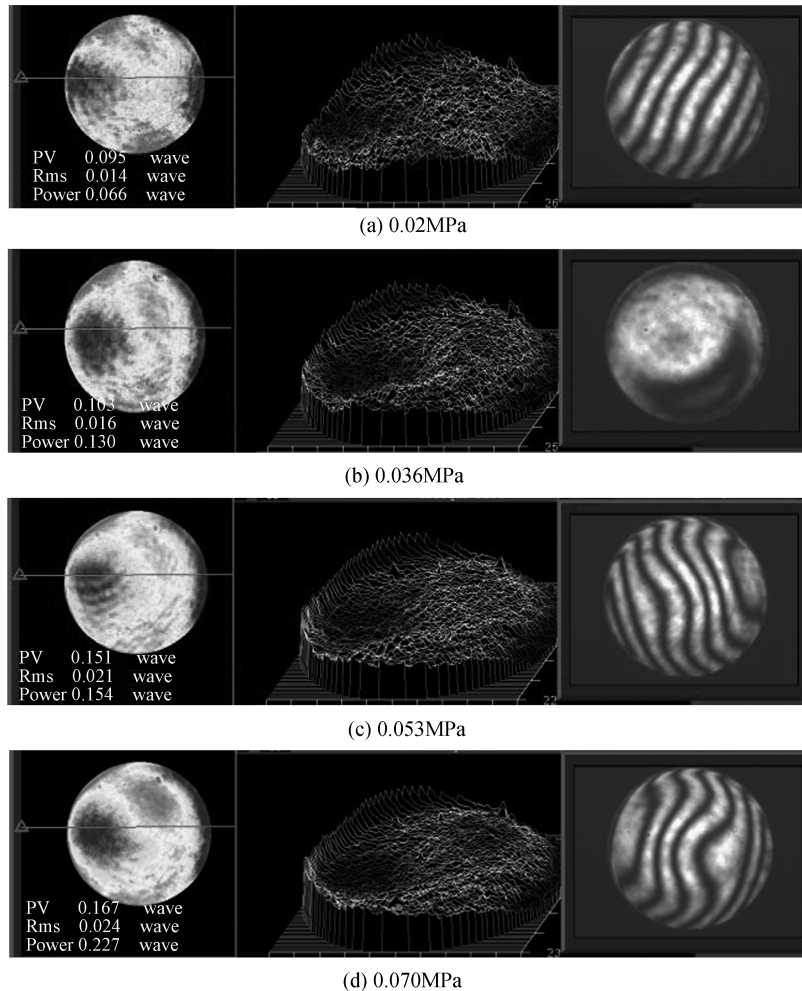


图 19 去除球差后的面形精度测量结果

Fig.19 Measurement results of surface figure accuracy under different pressure after removing the spherical aberration

表 1 面形精度与中心形变测试结果

Table 1 Experimental results of surface figure accuracy and corresponding saggitus variation

Pressure/MPa	Centre deflection/ μm	Surface accuracy(with Spherical) / λ	Surface accuracy(without Spherical)/ λ
0	0	0.012	0.012
0.02	11.14	0.032	0.014
0.036	19.85	0.053	0.016
0.053	28.44	0.079	0.021
0.07	36.89	0.099	0.024

文献[18]中所研制的第一块样片,随着加压的增大,对称和非对称像差模式都显著提升.而如表 1 所示的第二块样片,加压形变后,除了球差以外,其他影响面形精度退化的由加工装配引起的非对称像差不再跟随驱动气压的增加而增大.这一点改进对于固体激光器的热透镜效应补偿来说,产生纯粹的球差就能够使变曲率反射镜在补偿热透镜效应固有球差的时候不引入其他导致波前退化的因素;而对于无运动部件变焦成像来说,纯粹的尺度可控的球差类似于在成像系统中引入球差编码,这种旋转对称的编码经过复原滤波就能够轻松消除.因此,相比于第一块样片^[18],本文研制的第二块样片的性能提升显著,已经接近实用化状态.

4 结论

本文围绕气动驱动渐变厚度变曲率反射镜技术开展研究.首先,在完善跨平台综合优化流程的基础上,对气动驱动变厚变曲率反射镜的结构参数进行了优化并同步分析了各参数组合对反射镜性能的影响,与此同时得到了一个重要的结论,即反射镜形变过程中的面形精度退化主要受球差的影响.其次,在分析第一块样片性能的基础上,得出了改进反射镜性能的技术途径—提升初始面形精度来保证加压形变后的面形精度.之后将新型的离子束抛光工艺引入到反射镜镜面加工中,使初始面形精度提升至优于 $\lambda/80$.最后,利用新的样片开展了加压形变试验.结果表明,新的样片展现出了非常好的性能:1)形变时的面形精度退化主要由球差导致,其他非对称的像差不随驱动气压的增加而增加,与理论分析完全一致,从侧面也间接证明了加工装配的成效;2)大尺度形变(接近 $37\ \mu\text{m}$)时的反射镜在去除球差影响后,面形精度能够接近 $1/40\lambda$,从而进一步证明了气动驱动变曲率反射镜的确能够兼顾大的中心形变和高的面形精度.在以后的研究中,将继续针对该技术开展研究工作,重点突破实用化时可能面临的问题,并且结合拟应用的仪器开展集成验证试验.

参考文献

- [1] BIN N E, DOTHAN D F. Mirror with adjustable radius of curvature[J]. *Review of Scientific Instruments*, 1973, **44**(4): 512-513.
- [2] GREINER U J, KLINGENBERG H H. Thermal lens correction of a diode-pumped Nd : YAG laser of high TEM₀₀ power by an adjustable-curvature mirror[J]. *Optics Letters*, 1994, **19**(16): 1207-1209
- [3] APOLLONOV V V, VDOVIN G V, OSTROVSKAYA L M, et al. Active correction of a thermal lens in a solid-state laser. I. Metal mirror with a controlled curvature of the central region of the reflecting surface[J]. *Soviet Journal of Quantum Electronics*, 1991, **21**(1): 116-117
- [4] 清华大学. 一种调节反射镜曲率半径的装置: 中国, CN 102684055 A[P]. 2012-09-19.
- [5] SEIDL K, RICHTER K, KNOBBE J, et al. Wide field-of-view all-reflective objectives designed for multispectral image acquisition in photogrammetric applications[C]. SPIE, 2011, **8172**: 817210.
- [6] SEIDL K, KNOBBE J, GRUGER H. Design of an all-reflective unobscured optical-power zooming objective[J]. *Applied Optics*, 2009, **48**(21): 4097-4107.
- [7] YU Hung-lin, YEN Liang-liu, SU Guo-dung-J. Optical zoom module based on two deformable mirrors for mobile device application[J]. *Applied Optics*, 2012, **51**(11): 1804-1810.
- [8] ZHAO Hui, FAN Xue-wu, ZOU Gang-yi, et al. Prototype design of an all-reflective non-coaxial optical zooming system for space camera application without moving elements based on deformable mirror[C]. SPIE, 2012, **8557**: 855713.
- [9] BARRY J R, JAMES B H, BURLESON T. All-reflective four-element zoom telescope: design and analysis[C]. SPIE, 1990, **1354**: 669-675.
- [10] WICK D V, MARTINEZ T Y, PAYNE D M, et al. Active optical zoom system[C]. SPIE, 2005, **5798**: 151-157.
- [11] BAGWELL B E, WICK D V, COWAN W D, et al. Active zoom imaging for operationally responsive space[C]. SPIE, 2007, **6467**: 64670D.
- [12] SCHWARZ J, RAMSEY M, HEADLEY D, et al. Thermal lens compensation by convex deformation of a flat mirror with variable annular force[J]. *Applied Physics*, 2006, **B82**: 275-281.
- [13] FENG Zhi-qing, BAI Lan, ZHANG Zeng-bao, et al. Thermal deformation compensation of high-energy laser mirrors [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2010, **18**(8): 1781-1787.
冯志庆, 白兰, 张增宝, 等. 高能激光反射镜热变形补偿[J]. *光学精密工程*, 2010, **18**(8): 1781-1787.
- [14] 中国科学院大连化学物理研究所. 一种可变曲率反射镜装置: 中国, CN 102147524 A[P]. 2011-08-10.
- [15] XIE Xiao-peng, ZHAO Hui, LI Chuang, et al. Annular force based on variable curvature mirror technique[J]. *Acta Photonica Sinica*, 2016, **45**(8): 0822001.
解晓蓬, 赵惠, 李创, 等. 环形线负载驱动变曲率反射镜技术[J]. *光子学报*, 2016, **45**(8): 0822001.
- [16] ZHAO Hui, XIE Xiao-peng, WEI Jing-xuan, et al. Annular force based variable curvature mirror aiming to realize non-moving element optical zooming[C]. SPIE, 2015, **9678**: 967807.
- [17] 解晓蓬. 用于无运动部件变焦的变曲率反射镜技术研究[D]. 硕士学位论文, 内蒙古大学, 2015.
- [18] ZHAO Hui, XIE Xiao-peng, XU Liang, et al. Pressurization actuation based variable curvature mirror having variable thickness[J]. *Acta Photonica Sinica*, 2016, **45**(11): 1122001.
赵惠, 解晓蓬, 许亮, 等. 气动驱动变厚变曲率反射镜技术[J]. *光子学报*, 2016, **45**(11): 1122001.
- [19] TIMOSHENKO S P, KRIEGER S W. Theory of plates and shells[M]. 2nd edition. Singapore: McGraw-Hill Book Company, 1959.
- [20] YOUNG W C, BUDYNAS R G. Roark's formulas for stress and strain[M]. 7th edition, the United States of America: McGraw-Hill Companies, 2002: 487-488, 491-492.
- [21] LEMAITRE G R. Astronomical optics and elasticity theory[M]. Springer, 2009.