

光学读出非制冷红外成像技术的光学灵敏度分析

程 腾¹ 张青川^{1*} 高 杰¹ 毛 亮¹ 伍小平¹ 陈大鹏²

(¹ 中国科学技术大学中国科学院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027)
² 中国科学院微电子研究所, 北京 100029)

摘要 不同于传统的非制冷红外成像技术,提出了基于微电子机械系统(MEMS)的新概念光学读出非制冷红外成像技术。它的光学读出系统基于空间刀口滤波原理,具有高灵敏度、高分辨率和高抗震性等优点,但同时也受到了反光板的弯曲变形、粗糙度等复杂因素的影响。在大量实验数据的基础上,利用夫琅禾费近场衍射理论,建立了复杂因素下光学灵敏度的理论分析模型,详细分析了刀口滤波位置、反光板的长度、曲率半径、粗糙度、LED光源的强度以及扩展宽度等对光学灵敏度的影响,并提出了通过极限操作使系统的光学灵敏度最大化的光学优化方法。

关键词 成像系统;光学读出;非制冷红外成像;焦平面阵列;无基底

中图分类号 O438.2 文献标识码 A doi: 10.3788/AOS201232.0204002

Analysis of Optical Readout Sensitivity for Uncooled Infrared Imaging Based on Optical Readout

Cheng Teng¹ Zhang Qingchuan¹ Gao Jie¹ Mao Liang¹ Wu Xiaoping¹ Chen Dapeng²

¹Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials of Chinese Academy of Sciences, University of Science and Technology of China, Hefei, Anhui 230027, China
²Institute of Microelectronics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100029, China

Abstract Much different from the conventional uncooled infrared imaging technique, a new optical readout uncooled infrared detector based on micro-electro-mechanical system (MEMS) is proposed. This optical readout system employs a knife filter, which has the advantages of high sensitivity, high resolution, and being highly aseismic. However, it is also influenced by various factors such as the radius and roughness of the reflector. According to the experimental validations and the theory of Fraunhofer diffraction, a theoretical model of the optical sensitivity is established, and the influences of various factors (such as the location of the knife filter, the length of the reflector, the radius of the reflector, the roughness of the reflector, the intensity of the LED, the width of the LED) to the optical sensitivity are analyzed. Based on these analyses, an optimization operation to maximize the optical sensitivity is also established.

Key words imaging systems; optical readout; uncooled infrared imaging; focal plane array; substrate-free

OCIS codes 040.6808; 070.6110; 230.4685

1 引言

红外(IR)辐射是一种在自然界广泛存在的电磁波能量,一切温度高于绝对零度的有生命和无生命的物体都在不停地辐射红外能量。自 1800 年英

国天文学家赫歇尔首次发现红外辐射的热效应以来,红外探测技术取得了长足发展,已广泛应用于军事、工业、医疗、监控和科研等诸多领域^[1,2]。根据探测原理的不同,红外探测技术可分为两大类:量子

收稿日期: 2011-07-10; 收到修改稿日期: 2011-09-25

基金项目: 国家自然科学基金(11072233,10872189,10732080,11102201)、中国博士后科学基金(20100480684)和中央高校基本科研业务费专项资金(WK2090050017)资助课题。

作者简介: 程 腾(1983—),男,博士后,主要从事光测实验固体力学及非制冷红外成像技术等方面的研究。

E-mail: chteng@ustc.edu.cn

* 通信联系人。E-mail: zhangqc@ustc.edu.cn

型红外探测技术(制冷型)和热型红外探测技术(非制冷型)^[3]。

目前,商业化红外热像仪全部采用电学读出技术,即在焦平面阵列(FPA)的探测单元内部集成高信噪比的微读出电路。通过该微读出电路,将与红外辐射成比例的电学信号以逐行方式检出。这种电学读出技术已经发展得十分成熟,但仍存在一些不足之处:1)微读出电路使探测单元的工艺结构复杂,生产成本昂贵。随着FPA像素数目的增加,其研发难度呈指数级增长,难以同时兼顾高帧频(大于等于60 frame/s)、高分辨率(大于等于1024 pixel×1024 pixel)的技术需求。2)微读出电路在探测单元内部产生附加热量,将引起焦耳噪声,使红外辐射的探测精度降低。3)针对非制冷红外探测器,微读出电路使用的金属材料会增加探测单元的热导,降低热隔离效果和探测灵敏度。

针对上述不足,光学读出技术逐渐受到人们的关注,并在非制冷红外成像应用中取得了许多阶段性成果^[4~7]。在这些成果中使用的FPA均为有基底结构,即通过牺牲层工艺制作悬浮于硅基底上的微悬臂梁阵列,红外辐射从FPA一侧透过硅基底后被探测单元吸收,可见光从FPA另一侧入射,用于探测由红外辐射导致的某种物理参量的变化。

本课题组从1999年开始研究基于微电子机械系统(MEMS)的光读出非制冷红外成像技术,在关键技术方面:1)提出了在FPA谱平面上进行空间刀口滤波的光学读出方法^[8~11]。与其他光学读出方法相比,它采用了非相干的LED光源,具有高灵敏度、高分辨率和高抗震性等优点。2)设计并实现了基于双材料微悬臂梁阵列的新概念无基底FPA^[12]。和传统的有基底FPA相比,它不仅制作工艺简单,避免了额外的能量损失和粘连失效问题,还大幅度提高了FPA探测单元的热转换效率和热机械变形效率。这些关键技术使本课题组成为国内第一个实现非制冷红外成像、国际上继美国UC Berkeley、日本Nikon Corp.之后第三个实现光学读出非制冷红外成像的研究团队。截至目前,已制作了多批次、不同结构的无基底FPA,系统级噪声等效温度差(NETD)最高已达到100 mK^[13~18],与当前商用非制冷红外热像仪的典型指标相当。针对本课题组提出的光学读出方法,本文利用夫琅禾费(Fraunhofer)近场衍射理论,详细分析了探测单元反光板的弯曲变形、粗糙度以及LED扩展光源等复杂因素对光学灵敏度的影响,并提出了可使光学灵敏度最大化的极限

操作方法。

2 光学读出非制冷红外成像技术

2.1 系统的框架结构

如图1所示,所提出的基于光学测量技术的非制冷红外成像系统包括5个子系统:红外集像、无基底FPA、真空腔(含恒温环)、光学测量系统和信号采集处理系统。各子系统的主要功能如下。

1) 红外集像:它负责将场景的红外辐射(波长8~14 μm)成像在无基底FPA上。

2) 无基底FPA:它由MEMS工艺制作,是红外成像系统的核心,其结构如图2(a)所示,探测单元直接生长于“井”字型支撑框架,在二维方向呈等间隔排列。在无基底FPA的有效区域,硅基底被完全腐蚀镂空,红外辐射可以直接被探测单元吸收。这种结构设计消除了红外辐射透过硅基底时的能量损失和探测单元与硅基底之间的粘连失效问题。各探测单元如图2(b)所示,由反光板(吸收板)、热隔离梁和双材料变形梁组成。为了提高探测单元的热隔离效果和热变形效率,使用了多回折间隔镀金设计(图中为两折)。当无基底FPA吸收红外辐射并产生温升后,由于材料热膨胀系数的差异,双材料微悬臂梁会发生热致弯曲变形,并导致探测单元产生伴随偏转,偏转角的大小与探测单元吸收的红外辐射成正比,并通过光学读出方法检出。

3) 真空腔(含恒温环):它是使无基底FPA高性能、高精度工作的保障系统。

4) 光学测量系统:它由LED光源、透镜组、分光镜和刀口滤波器组成,负责将FPA探测单元的热致偏转角转化为可见光的光强变化。光强的变化幅度与探测单元的偏转角成正比。

5) 信号采集处理系统:它是基于CCD图像传感器的数字信号处理(DSP)系统,CCD芯片负责采集并量化可见光的光强信号,DSP芯片负责信号处理,并向用户显示/输出红外图像。

2.2 系统的性能表征

本课题组在分析上述基于MEMS的光学读出非制冷红外成像系统时,主要使用NETD评估其红外成像性能。根据物理定义,NETD可表述为

$$D_{\text{NETD}} = \frac{I_{\text{noise}}}{\Delta I / \Delta T_s}, \quad (1)$$

式中 I_{noise} 为系统的总体噪声, $\Delta I / \Delta T_s$ 为系统的热响应灵敏度,定义为系统的输出信号 ΔI (CCD成像芯片输出的图像灰度值)与红外目标的温度变化

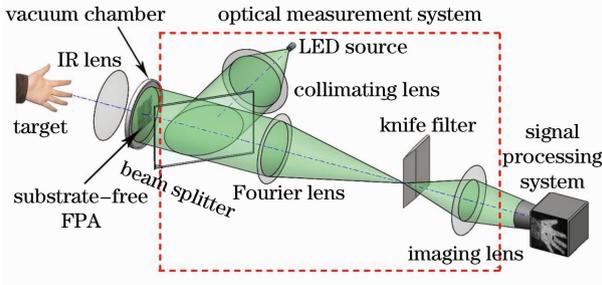


图 1 基于 MEMS 的光学读出非制冷红外成像系统
Fig. 1 Optical readout uncooled infrared imaging system based on MEMS

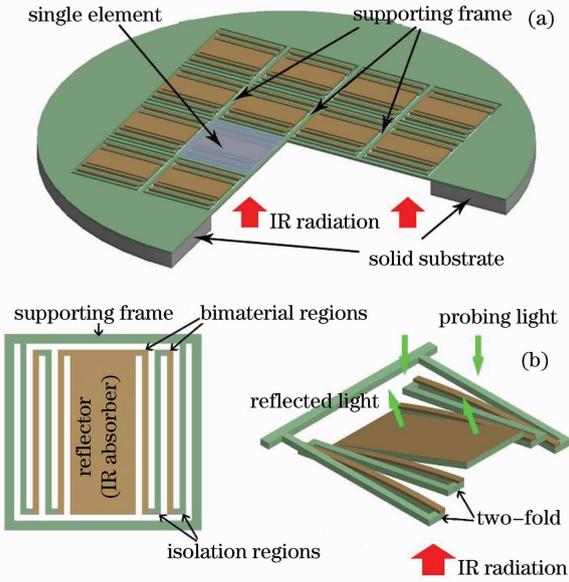


图 2 (a)无基底 FPA 和(b)单个探测单元的示意图
Fig. 2 Schematic of (a) substrate-free FPA and
(b) a single element

ΔT_s 的比值。根据系统的物理量转换关系,热响应灵敏度 $\Delta I/\Delta T_s$ 可进一步表述为

$$\frac{\Delta I}{\Delta T_s} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_s} \times \frac{\Delta \theta}{\Delta T_c} \times \frac{\Delta I}{\Delta \theta} = HS_T \Theta, \quad (2)$$

式中 H 为无基底 FPA 的热转换效率,定义为探测单元的温度变化 ΔT_c 与红外目标的温度变化 ΔT_s 的比值; S_T 为无基底 FPA 的热变形效率,定义为探测单元的热致偏转角 $\Delta \theta$ 与探测单元的温度变化 ΔT_c 的比值; Θ 为光学灵敏度,定义为系统的输出信号 ΔI 与探测单元的偏转角 $\Delta \theta$ 的比值。本文主要讨论空间刀口滤波技术对基于无基底 FPA 的非制冷红外成像中光学灵敏度 Θ 的影响。

3 光学读出技术

3.1 光学灵敏度的理论模型

光学读出系统是影响红外成像性能的重要因素

之一。课题组提出的基于空间刀口滤波原理的光学读出系统具有高灵敏度、高分辨率和高抗震性等优点,但同时也受到了诸如反光板的弯曲变形^[19]和粗糙度以及 LED 扩展光源等复杂因素的影响,对此,本文以大量实验数据为基础,根据夫琅禾费近场衍射理论,建立了复杂因素下光学灵敏度的理论分析模型,并分别分析了这些因素对光学灵敏度的影响。

为了便于讨论,建立如图 3 所示的坐标系和符号定义,并假设探测单元的反光板长度为 L ,曲率半径为 R ,受单色平面光波垂直照射,光波的振幅为 A ,波长为 λ 。由于探测单元的矩形反光板的衍射谱在长度和宽度方向上相互独立,而刀口滤波器仅在长度方向上进行空间滤波,因此,光学读出系统的灵敏度分析可以简化为一维问题。

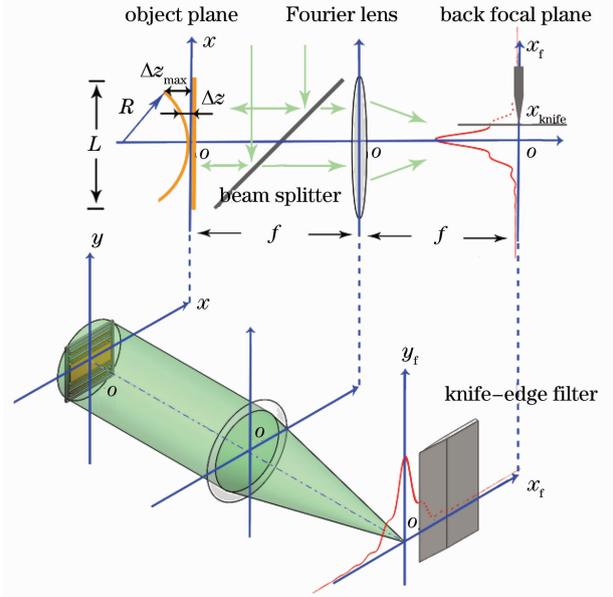


图 3 坐标系及符号定义

Fig. 3 Notations and coordinate systems used in the optical model

物平面上,反光板在坐标 x 处的离面位移 Δz 的一阶近似为 $x^2/2R$,因此,由反光板弯曲引起的相位延迟为 $2\pi x^2/\lambda R$ 。

谱平面上,根据夫琅禾费近场衍射理论,反光板的衍射谱为

$$U(x_f) = (A/j\lambda f) \int_{-\infty}^{+\infty} \text{rect}(x/L) \exp[j2\pi x^2/(\lambda R)] \times \exp[-j2\pi x x_f/(\lambda f)] dx, \quad (3)$$

式中 f 是傅里叶透镜的焦距, $j = \sqrt{-1}$ 。因此,谱平面上的光强分布为

$$I(x_f) = |U(x_f)|^2 = [A^2 R / (8f^2 \lambda)] \times \left| \operatorname{erf} \left[\left(\frac{1}{2} - \frac{i}{2} \right) \frac{(fL - Rx_f)}{f} \sqrt{\frac{\pi}{R\lambda}} \right] + \operatorname{erf} \left[\left(\frac{1}{2} - \frac{i}{2} \right) \frac{(fL + Rx_f)}{f} \sqrt{\frac{\pi}{R\lambda}} \right] \right|^2 = [A^2 R / (8f^2 \lambda)] F_{\operatorname{erf}}(x_f), \quad (4)$$

式中 $\operatorname{erf}(\cdot)$ 是误差函数, $F_{\operatorname{erf}}(x_f)$ 的引入是为了简化表达。最后, 根据物理定义, 系统的光学灵敏度 Θ 可以表示为

$$\Theta = \frac{d}{d\theta} \left[\int_{-\infty}^{x_{\text{knife}}} I(x_f) dx_f \right] = [A^2 R / (4f\lambda)] F_{\operatorname{erf}}(x_{\text{knife}}), \quad (5)$$

式中 x_{knife} 是刀口滤波器在谱平面上的工作位置, 它定义了一个谱平面上 $[-\infty, x_{\text{knife}}]$ 的通光区间, 同时, 上式还使用了关系式 $dx_f = 2fd\theta$ 。可以看出, 光学灵敏度 Θ 是关于光波振幅 A (或光强)、反光板长度 L 、曲率半径 R 和刀口滤波器位置 x_{knife} 的函数。

3.2 反光板弯曲变形对光学灵敏度的影响

3.2.1 反光板弯曲变形后的衍射谱特征

根据傅里叶光学可知, 反光板的弯曲变形将导致衍射谱弥散, 从而影响系统的光学灵敏度, 因此, 首先对比分析理想反光板和弯曲反光板的衍射谱差异。

对于理想反光板 (即曲率半径 $R = +\infty$), 根据 (4) 式, 图 4 显示了它在谱平面的归一化光强分布,

可以看出:

1) 归一化光强的峰值随着反光板长度 L 的减小而减小。

2) 归一化光强的谱宽随着反光板长度 L 的减小而变大。

对于弯曲反光板, 根据本课题组制作的反光板的曲率半径典型值, 图 5 显示了曲率半径 $R = 6 \text{ mm}$ 的反光板在谱平面的归一化光强分布, 与理想反光板对比, 可以看出:

1) 反光板的衍射谱被高度弥散。当反光板长度相同时, 弯曲反光板的归一化光强和理想反光板相比, 其峰值变小, 谱宽变大。

2) 反光板长度 L 越长, 衍射谱的弥散程度越严重。

3) 存在一些光强峰值 (如: I_A, I_B, I_C, \dots) 和与之对应的特征板长。当反光板的长度是这些光强峰值的特征板长时, 反光板的归一化光强分布与理想反光板较为接近, 换言之, 此时反光板的弯曲变形对衍射谱的影响最小。

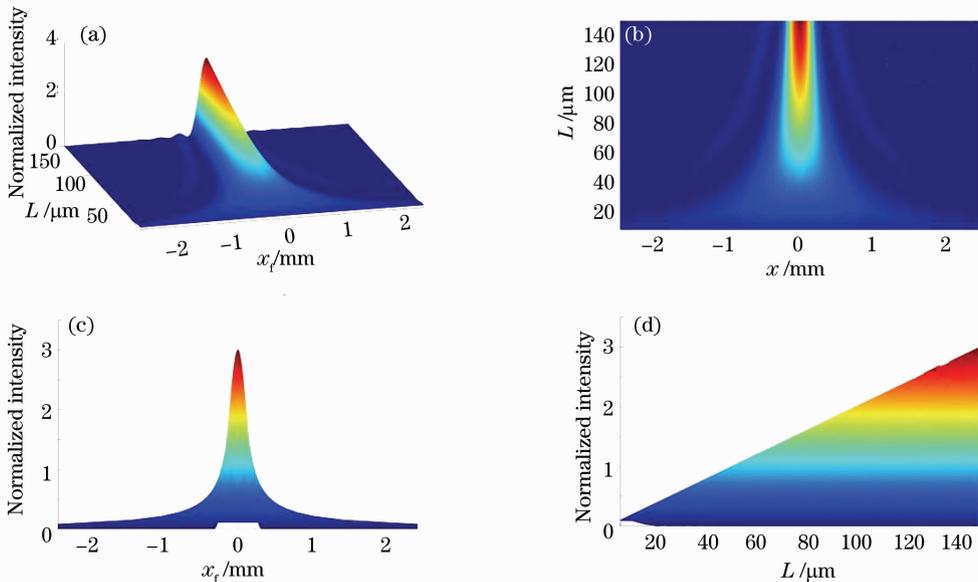


图 4 理想反光板在谱平面的归一化光强分布 ($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_f < 2.5 \text{ mm}$)。 (a) 右前斜视图; (b) 上视图; (c) 前视图; (d) 左视图。

Fig. 4 Normalized intensity distributions of the ideal reflector ($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_f < 2.5 \text{ mm}$). (a) Right anterior oblique view; (b) top view; (c) front view; (d) left view

本质上,图 5 中的光强峰值分布与光波相位的周期性变化有关,即与(3)式中的相位因子项有关,即

$$\exp(j2\pi x^2/\lambda R)\exp[-j2\pi x x_f/(\lambda f)]. \quad (6)$$

对此,可做如下定性分析。假设谱平面上任意位置 x_f 处的初始相位为 0,随着物平面上坐标值 x 的增大,由 x 处反射的入射光波在 x_f 处的相位延迟也会不断增加。根据光波的叠加原理,在一个周期 ($0\sim 2\pi$)内,当相位延迟小于 $\pi/2$ 时,它对光强是正贡献,当相位延迟大于 $\pi/2$ 时,它对光强是负贡献。换言之,当坐标 x_f 处的相位延迟等于 $\pi/2 + 2n\pi$

($n=0,1,2,\dots$)时,其光强达到极值。因此,与图 5 所示的光强峰值相对应的特征板长 L 可表示为

$$\frac{1}{2\lambda R}L^2 - \frac{x_f L}{\lambda f} = \frac{1}{2} + 2n. \quad (n=0,1,2,\dots) \quad (7)$$

图 6 显示了归一化光强分布曲面在 $x_f=0$ 处的截线,图中与光强峰值 I_A 对应的特征板长在 $50\ \mu\text{m}$ 附近,这与(7)式的预测值基本相同。需要说明的是,由于(7)式只是入射光波在谱平面上叠加的简化分析,在估算与光强峰值 I_A, I_B, I_C, \dots 对应的特征板长 L 时存在一定的偏差。

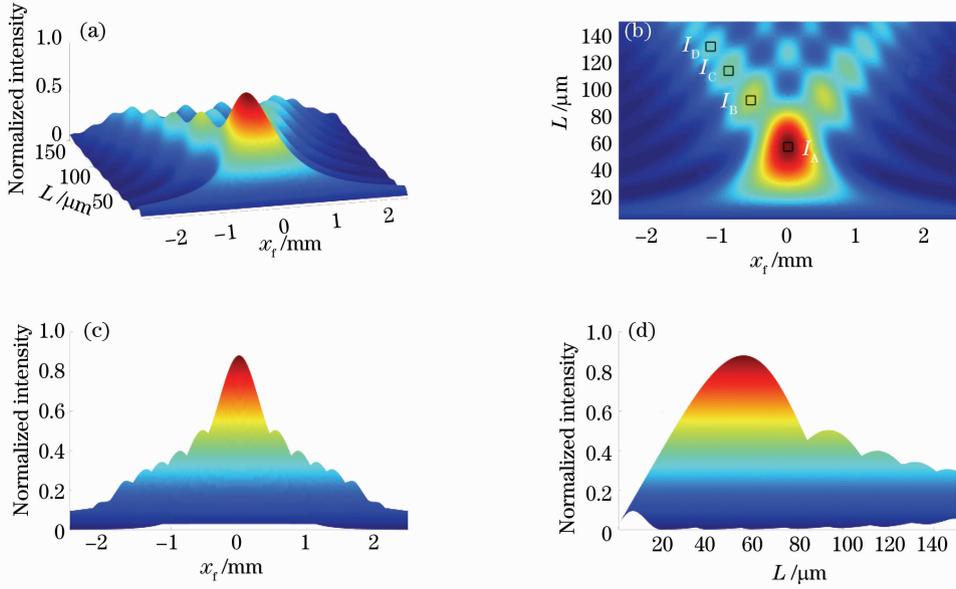


图 5 曲率半径 $R=6\ \text{mm}$ 的反光板在谱平面上的归一化光强分布 ($0 < L \leq 150\ \mu\text{m}$, $-2.5\ \text{mm} < x_f < 2.5\ \text{mm}$)。 (a) 右前斜视图; (b) 上视图; (c) 前视图; (d) 左视图

Fig. 5 Normalized intensity distributions of the $R=6\ \text{mm}$ reflector ($0 < L \leq 150\ \mu\text{m}$, $-2.5\ \text{mm} < x_f < 2.5\ \text{mm}$). (a) Right anterior oblique view; (b) top view; (c) front view; (d) left view

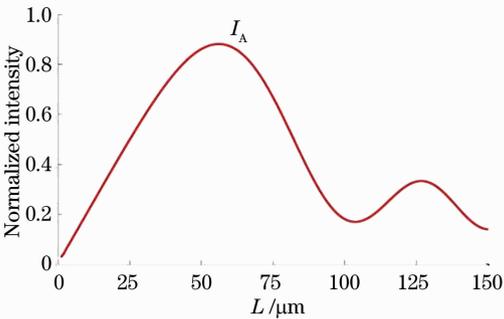


图 6 归一化光强分布曲面在 $x_f=0$ 处的截线

Fig. 6 Cutting line of the intensity surface shown in Fig. 4 at $x_f=0$

3.2.2 常规操作下的光学灵敏度

由于 CCD 成像芯片的动态范围有限,入射平面光波的光强(即振幅 A)不能超过其满量程,即系统

的 LED 光强存在隐性约束条件,对此,定义如下常规操作:

1) 当没有刀口滤波器时,调节 LED 光源(即振幅 A),使 CCD 成像芯片接收的光强刚好达到其满量程,即入射光波的振幅 A 被约束为

$$\int_{-\infty}^{+\infty} I(x_f) dx_f = [A^2 R / (8f^2 \lambda)] \int_{-\infty}^{+\infty} F_{\text{eff}}(x_f) dx_f = I_{\text{CCD}}. \quad (8)$$

2) 当系统工作时,刀口滤波器固定在反光板衍射谱的中心位置,即 $x_{\text{knife}}=0$ 。

在上述常规操作下,系统的光学灵敏度 Θ 是反光板长度 L 和曲率半径 R 的函数,可表示为

$$\Theta = \frac{d}{d\theta} \left[\int_{-\infty}^0 I(x_f) dx_f \right] = 2fI_{\text{CCD}}F_{\text{erf}}(0) / \int_{-\infty}^{\infty} F_{\text{erf}}(x_f) dx_f. \quad (9)$$

利用 Parseval 恒等式, (9)式可进一步简化为

$$\Theta = \frac{2I_{\text{CCD}}}{\lambda L} \left| \int_{-\infty}^{\infty} \text{rect}(x/L) \exp[j2\pi x^2/(\lambda R)] dx \right|^2. \quad (10)$$

根据(10)式,并结合课题组设计的无基底 FPA 的参数范围,图 7 显示了光学灵敏度 Θ 随反光板长度 L 和曲率半径 R 的变化关系,其中,图 6(a),(b)是三维灵敏度曲面的斜视图。图 6(a)中的实心曲线显示了在三个典型的曲率半径下($R=8, 11, 23$ mm),光学灵敏度随反光板长度的变化关系,图 6(c)为这三条实心曲线向 $\Theta-L$ 面的投影。图 6(b)中的实心曲线显示了在三个典型的反光板长度下($L=50, 90, 180 \mu\text{m}$),光学灵敏度随曲率半径的变化关系,图 6(d)为这三条实心曲线向 $\Theta-R$ 面的投影。从图 7 可以看出:

1) 在总体趋势上,如果反光板长度越长,曲率

半径越大,则光学灵敏度越高。

2) 对某一特定的曲率半径,反光板存在一些可使光学灵敏度达到峰值的特征长度,并且该特征长度值随着曲率半径的减小而减小。这为无基底 FPA 的结构设计提供了重要的理论指导,即为了获得最优的光学灵敏度,需要根据当前的 MEMS 工艺水平和加工制作的反光板的曲率半径,设计与该曲率半径的特征长度相对应的反光板板长。

3) 对某一特定的反光板长度,反光板的曲率半径存在临界阈值。当小于该阈值时,光学灵敏度随曲率半径的减小而迅速降低。当大于该阈值时,光学灵敏度趋于饱和,几乎不受反光板曲率半径的影响。这表明,基于空间刀口滤波技术的光学读出系统不必要求反光板绝对平整,只要它的曲率半径大于对应板长的临界阈值,就可以获得良好的光学灵敏度。同时可以发现,该临界阈值随着反光板长度的减小而减小。换言之,随着探测单元尺寸的减小,光学读出系统对反光板的平整度(或 MEMS 工艺水平)要求将进一步降低。

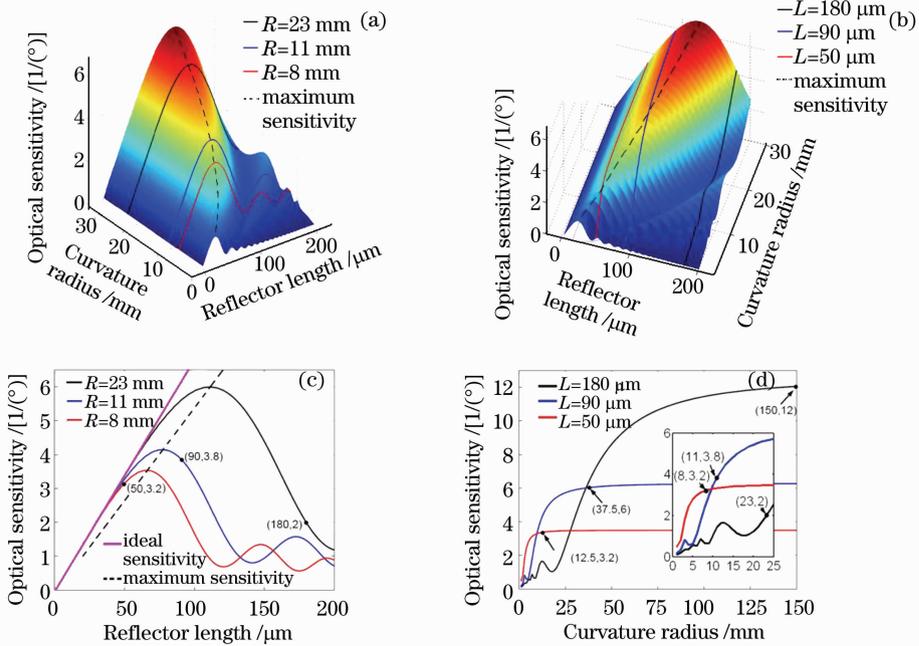


图 7 常规操作下的光学灵敏度

Fig. 7 Optical sensitivity with the convention operation

3.2.3 极限操作下的光学灵敏度

常规操作是一种简便易行的操作方法,但根据(5)式可知,光学灵敏度 Θ 是关于光波振幅 A (或光强)、反光板长度 L 、曲率半径 R 和刀口滤波器位置 x_{knife} 的函数。为了获得最大的光学测量灵敏度,需要综合考虑各影响因素的影响,对此,(8)式所示的

光强约束条件可以进一步加强,即定义如下极限操作:

- 1) 刀口滤波器的工作位置不局限于反光板谱平面的中心。
- 2) 当刀口滤波器工作在谱平面上某处 x_{knife} 时,调节 LED 光源,使 CCD 成像芯片接收的光强刚好

达到其满量程,即入射光波的振幅 A 被约束为

$$\int_{-\infty}^{x_{\text{knife}}} I(x_f) dx_f = [A^2 R / (8f^2 \lambda)] \int_{-\infty}^{x_{\text{knife}}} F_{\text{erf}}(x_f) dx_f = I_{\text{CCD}}. \quad (11)$$

在该极限操作下,光学灵敏度可表示为

$$\Theta = 2f I_{\text{CCD}} F_{\text{erf}}(x_{\text{knife}}) / \int_{-\infty}^{x_{\text{knife}}} F_{\text{erf}}(x_f) dx_f. \quad (12)$$

根据(12)式,并结合本课题组制作的反光板曲率半径典型值,对比分析了理想反光板($R = +\infty$)和弯曲反光板($R = 6 \text{ mm}$)的光学测量灵敏度差异。

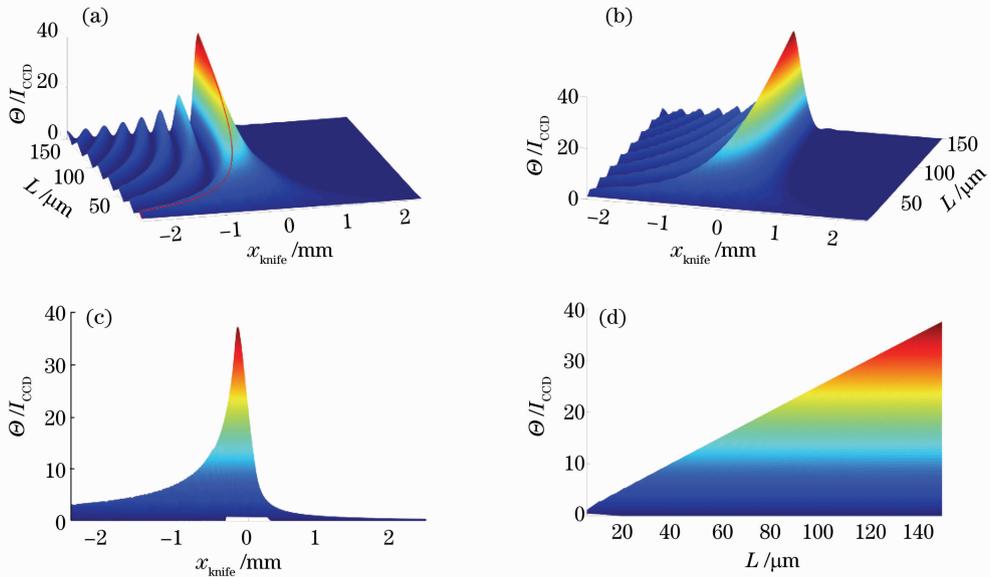


图 8 理想反光板在极限操作下的光学灵敏度($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_{\text{knife}} < 2.5 \text{ mm}$)。 (a)右前斜视图; (b)左前斜视图; (c)前视图; (d)左视图

Fig. 8 Optical sensitivities of ideal plane reflector ($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_{\text{knife}} < 2.5 \text{ mm}$). (a) Right anterior oblique view; (b) left anterior oblique view; (c) front view; (d) left view

图 9 显示了弯曲反光板($R = 6 \text{ mm}$)在极限操作下的光学灵敏度,可以看出:

1) 反光板的弯曲变形大幅降低了系统的光学灵敏度,其整体水平远远低于理想反光板。

2) 存在一些光学灵敏度峰值,即图 9 中标示的 S_A, S_B, S_C, \dots , 它们与图 5 中的光强峰值相对应。根据(12)式,可以认为系统的光学灵敏度受两个因素调制:分子项,代表入射光波的调制;分母项,代表刀口滤波器工作位置的调制。在弯曲反光板中,入射光波相位的周期性变化引起了光强峰值,即 I_A, I_B, I_C, \dots 。通常情况下,在光强峰值处的光学灵敏度最大,但由于入射光波的光强和刀口滤波器工作位置的调制,光学灵敏度的峰值位置发生了偏移。对比图 5 和图 9 可知,灵敏度峰值(S_A, S_B, S_C, \dots)分别

图 8 显示了理想反光板在极限操作下的光学灵敏度,可以看出:

1) 光学灵敏度随着反光板板长 L 的减小而减小。

2) 对于特定的板长 L ,当刀口滤波器工作在其特征位置 $x_{\text{knife_max}}$ 时,光学灵敏度达到最大。需要强调的是,该特征位置如图 8(a)中的红色曲线所示,它随着反光板板长 L 的减小,在谱平面上沿 $-x_f$ 方向移动,而不在谱平面的中心(即 $x_{\text{knife_max}} \neq 0$)。

向各自对应的光强峰值(I_A, I_B, I_C, \dots)的左下方偏移。

3) 当反光板长度约为 $50 \mu\text{m}$,且刀口滤波器工作在 $x_{\text{knife}} = -0.38 \text{ mm}$ 时,系统的光学灵敏度最大。图 10 显示了灵敏度曲面(图 9)在 $x_f = -0.38 \text{ mm}$ 和 0 处的截线,同时,图中还显示了理想反光板在常规操作下的光学灵敏度(黑色虚线)。图 11 显示了灵敏度曲面(图 8 和图 9)在 $L = 50 \mu\text{m}$ 处的截线。红色实线代表曲率半径 $R = 6 \text{ mm}$ 的反光板,蓝色虚线代表理想反光板,红色方框代表理想反光板在常规操作下的光学灵敏度。可以发现,对于曲率半径 $R = 6 \text{ mm}$ 的反光板,如果其长度约为 $L = 50 \mu\text{m}$,则可以获得较高的光学灵敏度。在极限操作下,即使刀口滤波器工作在谱平面的中心位置($x_{\text{knife}} = 0$),其光学

灵敏度($6.0I_{\text{CCD}}$)仍高于理想反光板在常规操作下的灵敏度($3.5I_{\text{CCD}}$)。如果刀口滤波器工作在特征位置 $x_{\text{knife_max}} = -0.38 \text{ mm}$, 其光学灵敏度将进一步提高 ($8.7I_{\text{CCD}}$)。当然, 如果使用理想反光板, 系统的光学

灵敏度将进一步提高。此时, 当刀口滤波器工作在理想反光板的特征位置 $x_{\text{knife_max}} = -0.47 \text{ mm}$ 时, 光学灵敏度将达到 $12.8I_{\text{CCD}}$, 比常规操作提高约 2.6 倍。

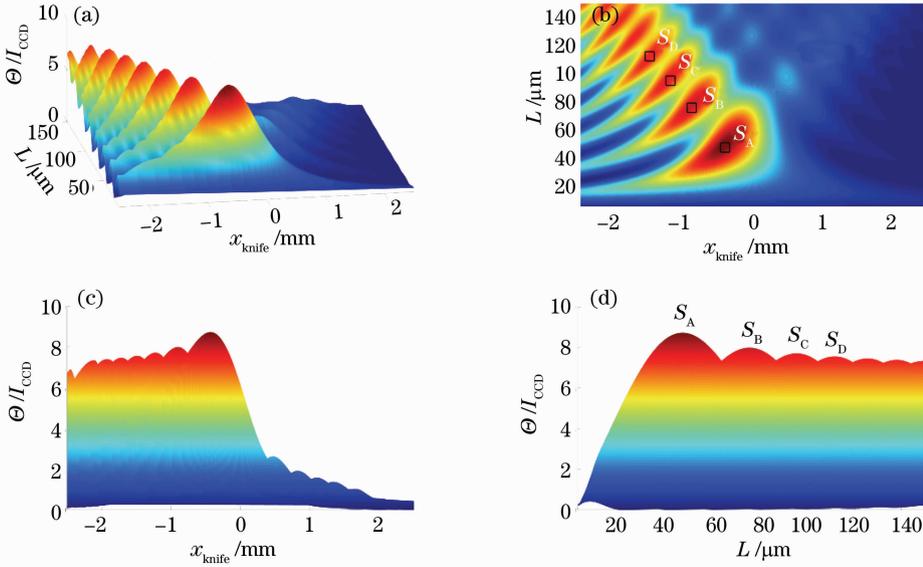


图 9 曲率半径 $R=6 \text{ mm}$ 的反光板在极限操作下的光学测量灵敏度 ($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_{\text{knife}} < 2.5 \text{ mm}$)。 (a) 右前斜视图; (b) 上视图; (c) 前视图; (d) 左视图

Fig. 9 Optical sensitivities of the $R=6 \text{ mm}$ reflector ($0 < L \leq 150 \mu\text{m}$, $-2.5 \text{ mm} < x_{\text{knife}} < 2.5 \text{ mm}$). (a) Right anterior oblique view; (b) top view; (c) front view; (d) left view

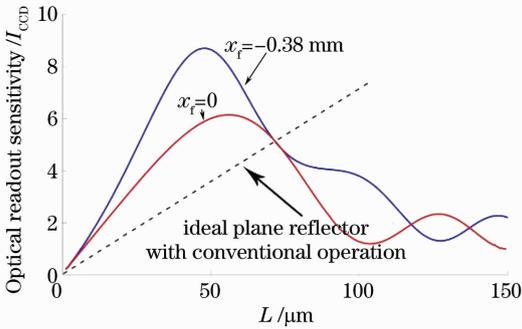


图 10 光学灵敏度曲面(即图 9)在 $x_i = -0.38 \text{ mm}$ 和 0 处的截线

Fig. 10 Cutting lines of the sensitivity surface shown in Fig. 9 at $x_i = -0.38 \text{ mm}$ and 0

3.2.4 针对反光板弯曲变形的光学优化方法

上述分析表明, 虽然反光板的弯曲变形会降低系统的光学灵敏度, 但在极限操作下, 通过光学优化方法, 可使弯曲反光板的光学灵敏度最大化, 甚至高于相同长度的理想反光板在常规操作下的灵敏度。所述光学优化方法的具体操作如下:

1) 在设计无基底 FPA 时, 首先确定反光板的使用材料以及各种材料的厚度比。

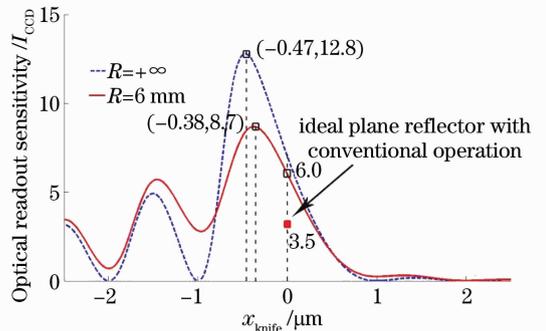


图 11 光学灵敏度曲面(即图 8 和图 9)在 $L=50 \mu\text{m}$ 处的截线

Fig. 11 Cutting lines of the sensitivity surfaces shown in Figs. 8 and 9, respectively, at $L=50 \mu\text{m}$

2) 根据当前的 MEMS 工艺水平, 通过理论分析或实验测量获取反光板的曲率半径 R 。

3) 根据理论分析模型, 即(12)式, 计算曲率半径为 R 时的光学灵敏度分布曲面。

4) 根据计算结果, 选取最佳的光学灵敏度峰值, 并确定与该灵敏度峰值对应的反光板长度 L 和刀口滤波器工作位置 $x_{\text{knife_max}}$ 。比如, 与图 9 所示的灵敏度峰值 S_A 对应的反光板长度 $L=50 \mu\text{m}$, 工作

位置 $x_{\text{knife_max}} = -0.38 \text{ mm}$ 。

5) 根据确定的反光板长度 L , 设计并制作无基底 FPA。

6) 系统工作时, 将刀口滤波器放置于确定的工作位置 $x_{\text{knife_max}}$ 处, 并调节 LED 光强至 CCD 成像芯片的满量程。

上述光学优化方法可以最大化地提高系统的光学灵敏度, 从而将弯曲变形引起的灵敏度损失降低到最小程度。

3.3 粗糙度对光学灵敏度的影响

当前, 由 MEMS 工艺制作的反光板不仅可能产生弯曲变形, 还存在一定的粗糙度。根据傅里叶光学可知, 这同样会造成反光板衍射谱的弥散, 因此, 需要分析反光板的粗糙度对光学灵敏度的影响。

为简化分析, 假定光学读出系统工作在常规操作下。设反光板的粗糙度为函数 $r(x)$, 则反光板的总相位延迟为 $2\pi x^2/\lambda R + 4\pi r(x)/\lambda$ 。当刀口滤波器工作在反光板衍射谱的中心位置时, 可得到常规操

作下的光学灵敏度为

$$\Theta = \frac{2I_{\text{CCD}}}{\lambda L} \times \left| \int_{-\infty}^{+\infty} \text{rect}(x/L) \exp(j2\pi x^2/\lambda R) \exp[j4\pi r(x)/\lambda] dx \right|^2. \quad (13)$$

粗糙度函数 $r(x)$ 根据实际反光板的粗糙度模拟产生。利用 WYKO NT1100 表面干涉测量系统, 分别测定了两组曲率半径相同 ($R=11 \text{ mm}$) 的无基底 FPA 的表面粗糙度参数 (见图 12)。根据该测量结果, 模拟产生的粗糙度函数 $r(x)$ 的取值范围介于实际测量粗糙度的最大和最小值之间, 并呈正态分布。它的算术平均粗糙度 R_a 、均方根粗糙度 R_q 、相关长度均与实际测量结果的统计特性一致。根据 (4) 式, 图 13 显示了系统在此情况下的光强分布和光强积分分布。

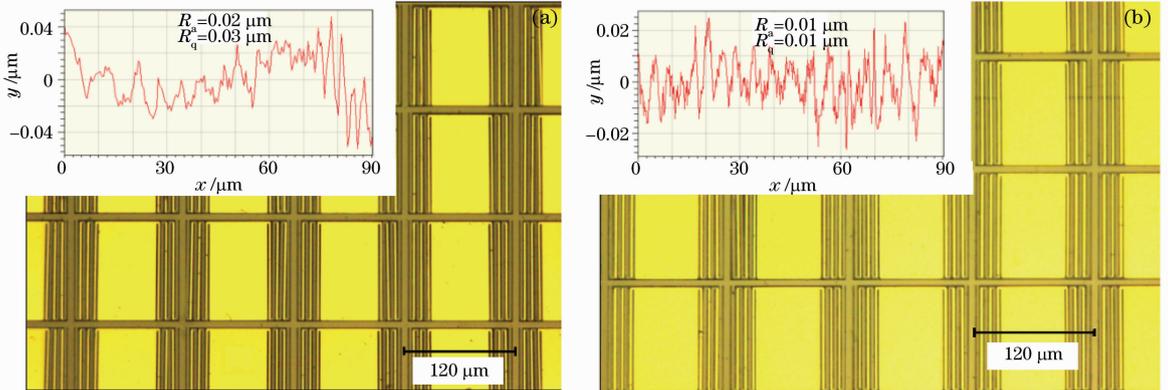


图 12 反光板长度为 $90 \mu\text{m}$, 曲率半径为 11 mm 的无基底 FPA 的光学显微照片和表面粗糙度测量曲线
Fig. 12 Optical microscope images and roughness measurement curves of the $L=90 \mu\text{m}$, $R=11 \text{ mm}$ reflector

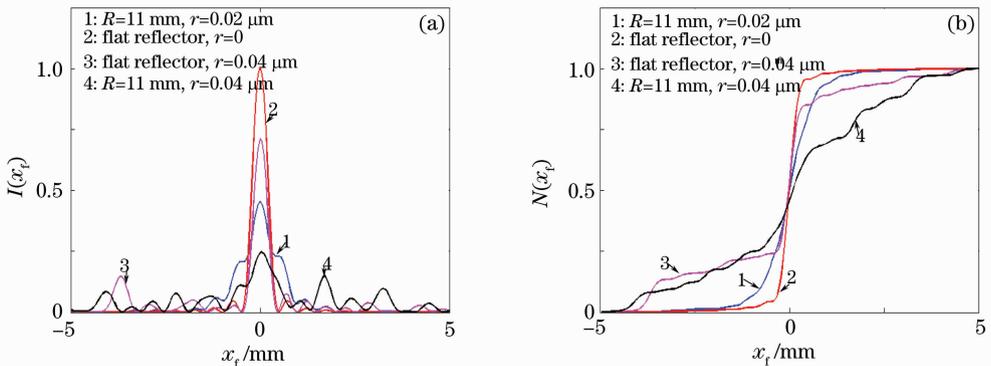


图 13 反光板长度为 $90 \mu\text{m}$, 曲率半径为 11 mm 的无基底 FPA 在耦合粗糙度函数 $r(x)$ 后, 谱平面的 (a) 归一化光强分布和 (b) 光强积分分布

Fig. 13 (a) Normalized intensity distributions and (b) integral intensity distributions of the $L=90 \mu\text{m}$, $R=11 \text{ mm}$ reflector, coupled with the roughness function $r(x)$

由图 13 可知,粗糙度使能量向衍射谱高阶移动,即随着粗糙度的增加,零级衍射谱的峰值越来越小,光强积分曲线的斜率(等效于光学测量灵敏度)也逐渐减小。根据(13)式,图 14 显示了当反光板长度为 $90\ \mu\text{m}$ 时,系统的光学灵敏度 Θ 随曲率半径 R 和粗糙度 r 的变化关系。图 14(a) 的蓝色实线显示了当反光板的曲率半径 $R=11\ \text{mm}$ 时,光学灵敏度

随粗糙度的变化曲线,图 14(c) 为该曲线向 $\Theta-r$ 面的投影。图 14(b) 显示了当粗糙度分别满足 $\lambda/r=10$ 和 25 时,光学灵敏度随曲率半径的变化曲线,图 14(d) 为这两条曲线向 $\Theta-R$ 面的投影,此外,图 14(d) 还显示了当反光板绝对平整时,光学灵敏度随曲率半径的变化关系(黑色实线)。

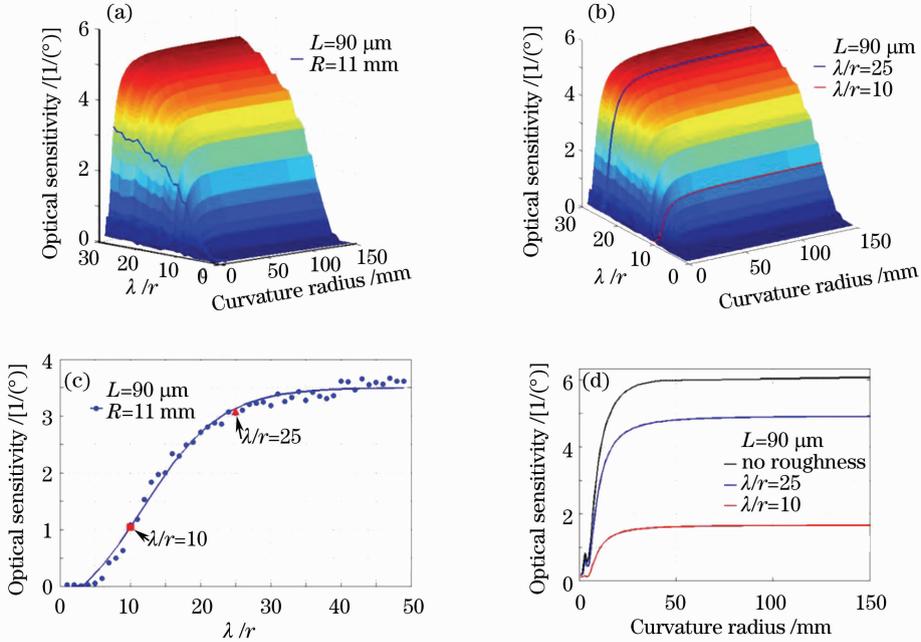


图 14 光学灵敏度随粗糙度和曲率半径的变化关系
Fig. 14 Variation of the optical sensitivity with the roughness and the radius

从图 14(c) 可知,随着粗糙度的减小,光学灵敏度逐渐趋于稳定。对于曲率半径 $R=11\ \text{mm}$ 的反光板,当粗糙度满足 $\lambda/r=25$ 时,光学灵敏度 $\Theta(3I_{\text{CCD}})$ 是饱和值 $\Theta_{\text{max}}(3.5I_{\text{CCD}})$ 的 85%,当粗糙度满足 $\lambda/r=10$ 时,光学灵敏度 $\Theta(1I_{\text{CCD}})$ 只有饱和值 Θ_{max} 的 28%。从图 14(d) 可知,随着粗糙度的增加,光学灵敏度逐渐减小。当粗糙度满足 $\lambda/r=25$ 时,其最大光学灵敏度为理想情况(即反光板绝对平整)的 80%,而当粗糙度满足 $\lambda/r=10$ 时,其最大光学灵敏度仅为理想情况的 30%。

通过上述分析可知:反光板的粗糙度同样会影响系统的光学灵敏度。粗糙度越大,光学灵敏度越小;粗糙度越小,光学灵敏度越大,但存在如图 14(c) 中红色三角所示的临界粗糙度值($\lambda/r=25$)。当粗糙度小于该临界值后,光学灵敏度趋于稳定,随粗糙度的变化很小。换言之,只要加工制作的

反光板粗糙度小于该临界值即可,无需一味地减小反光板粗糙度。

3.4 光源扩展宽度对光学灵敏度的影响

照明光源在上述理论分析中均被假定为单色点光源,但实际为准单色的扩展光源,因此,需要分析光源的扩展宽度对光学灵敏度的影响。

图 15 显示了透镜准直 LED 光源的示意图。设光源的横向半宽度为 H ,坐标 ξ 处的点光源发出的光线被准直后偏转角为 β ,并假定透镜焦点附近的点光源在谱平面上的衍射谱与透镜焦点处的点光源的衍射谱形状相同,仅发生了整体性的平移。根据几何光学可知,对于坐标 ξ 处的点光源,其衍射谱的中心位置 x_{f_0} 为

$$x_{f_0} = \beta f = -\xi. \quad (14)$$

假设 LED 光源的发光强度处处均匀,则在 ξ 处的点光源的衍射谱光强分布可表示为

$$I_{\xi}(x_f) = (A/\lambda f)^2 \left| \int_{-\infty}^{+\infty} \text{rect}(x/L) \exp(j2\pi x^2/\lambda R) \exp[-j2\pi x(x_f + \xi)/\lambda f] dx \right|^2. \quad (15)$$

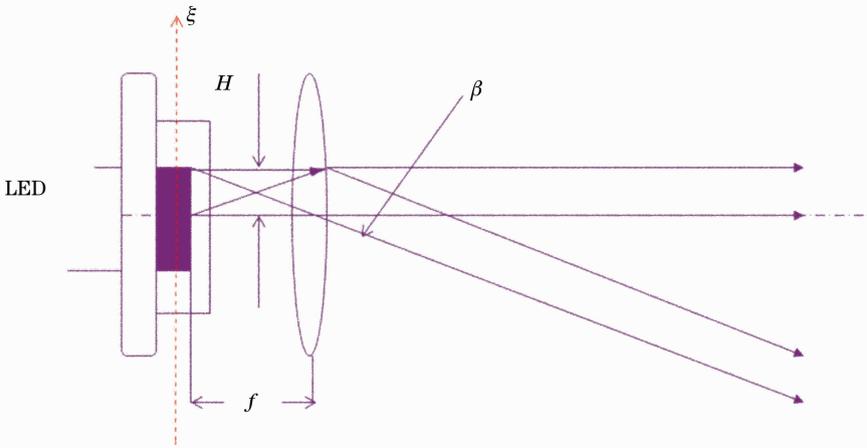


图 15 透镜准直 LED 扩展光源的示意图

Fig. 15 Schematic of the extended light source (LED) collimated by a lens

由于不同 ξ 处的点光源为完全非相干光源，因此，反光板衍射谱的光强分布 $\Pi(x_f)$ 为所有点光源衍射谱的光强叠加，即

$$\Pi(x_f) = \int_{-H}^H dI_{\xi}(x_f), \quad (16)$$

其归一化光强分布为

$$\Pi_{\text{nor}}(x_f) = \Pi(x_f) / \int_{-\infty}^{+\infty} \Pi(x_f) dx_f. \quad (17)$$

根据(17)式，图 16 显示了理想反光板衍射谱中心处的归一化光强和 LED 光源半宽度的关系，其中图 16(a)反光板长度为 $180 \mu\text{m}$ ，图 16(b)反光板长

度为 $50 \mu\text{m}$ 。容易发现，随着光源扩展宽度的增加，衍射谱中心处的归一化光强(可等效为光学灵敏度)逐渐减小，同时可以发现，反光板的长度越长，光源扩展宽度对光学灵敏度的影响越大。若定义使衍射谱中心处的归一化光强降低至 90% 时的光源半宽度为临界半宽度 H_c ，则对于 $180 \mu\text{m}$ 长的理想反光板， H_c 仅为 0.09 mm ，对于 $50 \mu\text{m}$ 长的理想反光板， H_c 为 0.32 mm 。本课题组当前使用的 LED 光源的半宽度约为 0.2 mm ，且反光板长度小于 $50 \mu\text{m}$ ，因此，在前述理论分析中，将 LED 光源考虑为点光源的假设是合理的。

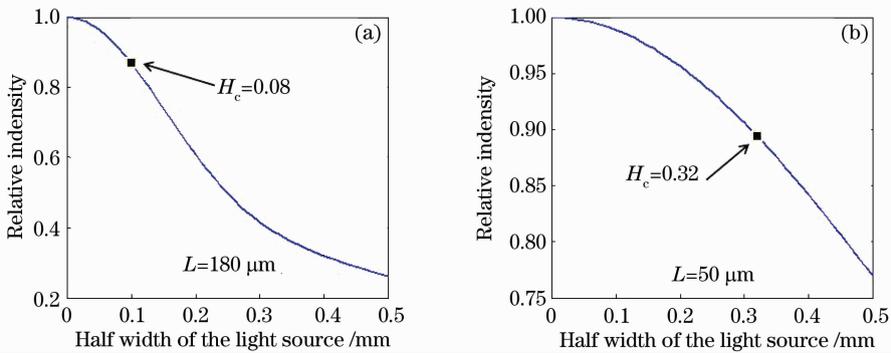


图 16 理想反光板衍射谱中心处的归一化光强和 LED 光源半宽度的关系。(a)反光板长度 $180 \mu\text{m}$ ；
(b)反光板长度 $50 \mu\text{m}$

Fig. 16 Relationship between the normalized intensity and the half width of the light source for the ideal reflector.

(a) $L=180 \mu\text{m}$ reflector; (b) $L=50 \mu\text{m}$ reflector

通过上述分析可知：光源扩展宽度也会影响系统的光学灵敏度。扩展宽度越大，光学灵敏度越小；扩展宽度越小，光学灵敏度越大，但如图 16 所示，当扩展宽度小于 2 倍临界半宽度后，光学灵敏度趋于

最大值。换言之，只要加工制作的光源扩展宽度小于 2 倍临界半宽度 H_c ，即可获得较高的光学灵敏度，而无需一味地减小光源扩展宽度。此外，光源扩展宽度对光学灵敏度的影响程度随反光板长度的减

小逐渐减弱。

3.5 灵敏度理论模型的实验验证

针对上述理论分析,对光学灵敏度的理论模型进行了相关实验验证。实验选取的无基底 FPA 的单元尺寸为 $60\ \mu\text{m} \times 60\ \mu\text{m}$,反光板长度为 $50\ \mu\text{m}$ 。通过 Veeco 光学轮廓仪,测得该无基底 FPA 的反光板的曲率半径约为 $6\ \text{mm}$ (见图 17)。

实验测量时,无基底 FPA 固定在精密旋转台上,并被放置于成像光路中。当以 0.005° 的步进量转动旋转台时,系统的输出信号将随着探测单元的偏转而发生变化,由此可以检测系统的光学灵敏度。根据图 9 的理论分析结果,实验分别测量了极限操作下,刀口滤波器工作在 $x_{\text{knife}}=0$ 和 $-0.38\ \text{mm}$ 时的光学灵敏度,同时,为了便于对比,实验还测量了常规操作下的光学灵敏度。图 18 显示了系统的输出灰度值与反光板偏转角的实验测量曲线,在刀口滤波器工作位置 x_{knife} 处的曲线斜率就等效于系统的光学灵敏度。为了便于对比观察,上述刀口滤波器的 3 个不同工作位置在图中被等效变换到了坐标轴 0.15° 处。对于制

作的曲率半径为 $6\ \text{mm}$ 的反光板,在常规操作下的光学灵敏度为 $11600\ (\text{^\circ})^{-1}$ 。在极限操作下,当刀口滤波器放置于 $x_{\text{knife}}=0$ 处时,系统的光学灵敏度为 $21200\ (\text{^\circ})^{-1}$,比常规操作提高了约 80% ;当刀口滤波器进一步工作于 $x_{\text{knife}}=-0.38\ \text{mm}$ 处时,系统获得了最大的光学灵敏度,为 $30100\ (\text{^\circ})^{-1}$,比常规操作提高了约 1.6 倍。实验测得的刀口滤波器工作于 $x_{\text{knife}}=-0.38\ \text{mm}$ 和 0 处的光学灵敏度之比为 1.42 ($30100/21200$),与理论分析模型的预测值之比 1.45 ($8.7/6$) 基本吻合。这在很大程度上验证了光学灵敏度理论模型的正确性。针对粗糙度和光源扩展宽度的理论分析结果,本文虽然未做直接的实验验证,但其所有分析均以光学灵敏度的理论模型为基础,在确保该理论模型正确性的基础上,有关粗糙度和光源扩展宽度的理论分析结果同样具有科学性。此外,3 种工况下的光学灵敏度的实验值均大幅度小于理论模型的预测值,这主要由无基底 FPA 中各探测单元初始转角的非均匀性导致。

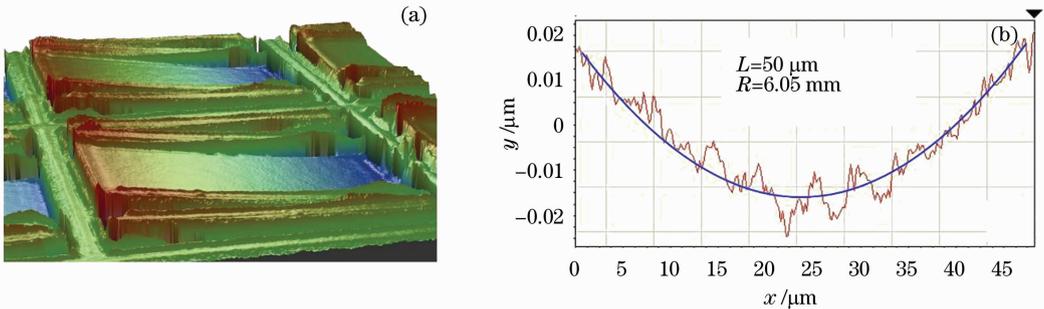


图 17 Veeco 光学轮廓仪测得的(a)反光板三维形貌及(b)曲率半径

Fig. 17 (a) 3D profile and (b) curvature radius of the reflector, measured experimentally by a Veeco profiler

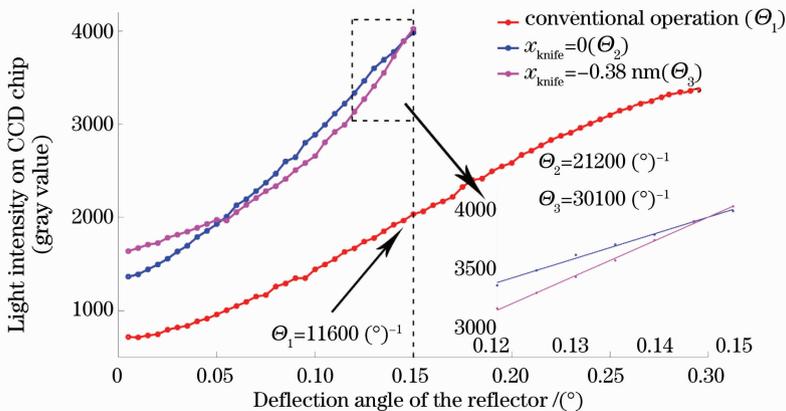


图 18 曲率半径 $R=6\ \text{mm}$ 的反光板在极限操作 ($x_{\text{knife}}=0, -0.38\ \text{mm}$) 和常规操作下的光学灵敏度的实验值

Fig. 18 Optical sensitivities of the $R=6\ \text{mm}$ reflector with the optimization operation ($x_{\text{knife}}=0, -0.38\ \text{mm}$) and the conventional operation, which are determined experimentally

4 结 论

利用夫琅禾费近场衍射理论,建立了光学读出非制冷红外成像系统在复杂因素下的光学灵敏度理论模型,详细分析了反光板的弯曲变形对光学灵敏度的影响。分析发现:反光板的弯曲变形会降低系统的光学灵敏度,但在极限操作下,通过光学优化方法,可使弯曲反光板的光学灵敏度最大化,甚至高于相同长度的理想反光板在常规操作下的灵敏度。比如,对于长度 $L=50\ \mu\text{m}$ 、曲率半径 $R=6\ \text{mm}$ 的反光板,它在极限操作下的最高灵敏度 ($8.7I_{\text{CCD}}$) 可比相同长度的理想反光板在常规操作下的灵敏度 ($3.5I_{\text{CCD}}$) 提高约 1.5 倍。分析了反光板粗糙度、LED 光源扩展宽度对光学灵敏度的影响,并从理论上证明了将 LED 扩展光源假设为点光源的合理性。

参 考 文 献

- 1 J. M. Lloyd. Thermal Imaging Systems [M]. New York: Plenum Press, 1975
- 2 J. L. Miller. Principles of Infrared Technology [M]. New York: Van Nostrand Reinhold, 1994
- 3 A. Rogalski. Infrared detectors: status and trends [J]. *Progress in Quantum Electron.*, 2003, **27**(4): 59~210
- 4 J. Varesi, J. Lai, T. Perazzo *et al.*. Photothermal measurements at picowatt resolution using uncooled micro-optomechanical sensors [J]. *Appl. Phys. Lett.*, 1997, **71**(3): 306~308
- 5 Y. Zhao, M. Mao, R. Horowitz *et al.*. Optomechanical uncooled infrared imaging system: design, microfabrication, and performance [J]. *J. Micro Electro Mechanical Systems*, 2002, **11**(2): 136~146
- 6 T. Ishizuya, J. Suzuki, K. Akagawa *et al.*. 160×120 pixels optically readable bi-material infrared detector [C]. *IEEE Micro Electro Mechanical Systems*, 2002. 578~581
- 7 M. Erdtmann, L. Zhang, G. Jin *et al.*. Optical readout photomechanical imager: from design to implementation [C]. *SPIE*, 2009, **7298**: 72980I
- 8 Duan Zhihui, Zhang Qingchuan, Wu Xiaoping *et al.*. Uncooled optically readable bimaterial micro-cantilever infrared imaging device [J]. *Chin. Phys. Lett.*, 2003, **20**(12): 2130~2132
- 9 Miao Zhengyu, Zhang Qingchuan, Guo Zheyang *et al.*. An optical readout method for microcantilever array sensing and its sensitivity analysis [J]. *Opt. Lett.*, 2007, **32**(6): 594~596
- 10 Shi Haitao, Zhang Qingchuan, Qian Jian *et al.*. Optical sensitivity analysis of deformed mirrors for microcantilever array IR imaging [J]. *Opt. Express*, 2009, **17**(6): 4367~4381
- 11 Cheng Teng, Zhang Qingchuan, Jiao Binbin *et al.*. Optical readout sensitivity of deformed microreflector for uncooled infrared detector: theoretical model and experimental validation [J]. *J. Opt. Soc. Am. A*, 2009, **26**(11): 2353~2361
- 12 Pan Liang, Zhang Qingchuan, Wu Xiaoping *et al.*. MEMS based optomechanical infrared imaging [J]. *J. Experimental Mechanics*, 2004, **19**(4): 403~406
- 潘亮, 张青川, 伍小平等. 基于 MEMS 的光学红外成像 [J]. *实验力学*, 2004, **19**(4): 403~406
- 13 Miao Zhengyu, Zhang Qingchuan, Chen Dapeng *et al.*. Bi-material microcantilever array room-temperature IR imaging [J]. *Acta Physica Sinica*, 2006, **55**(7): 3208~3214
- 缪正宇, 张青川, 陈大鹏等. 双材料微梁阵列室温物体红外成像 [J]. *物理学报*, 2006, **55**(7): 3208~3214
- 14 Xiong Zhiming, Zhang Qingchuan, Chen Dapeng *et al.*. Optical-readout micro-cantilever array IR imaging system and performance analysis [J]. *Acta Physica Sinica*, 2007, **56**(5): 2529~2535
- 熊志铭, 张青川, 陈大鹏等. 光学读出微梁阵列红外成像及性能分析 [J]. *物理学报*, 2007, **56**(5): 2529~2535
- 15 Dong Fengliang, Zhang Qingchuan, Chen Dapeng *et al.*. An uncooled optically readable infrared imaging detector [J]. *Sensor and Actuator A*, 2007, **133**(1): 236~242
- 16 Xiong Zhiming, Zhang Qingchuan, Gao Jie *et al.*. The pressure-dependent performance of substrate-free FPA in uncooled infrared imaging system [J]. *J. Appl. Phys.*, 2007, **102**(11): 113524
- 17 Dong Fengliang, Jiao Binbin, Zhang Qingchuan *et al.*. Advance in optically readable uncooled infrared imaging [J]. *J. Experimental Mechanics*, 2007, **22**(3): 401~406
- 董风量, 焦斌斌, 张青川等. 光学读出非制冷红外成像的最新进展 [J]. *实验力学*, 2007, **22**(3): 401~406
- 18 Cheng Teng, Zhang Qingchuan, Wu Xiaoping *et al.*. Uncooled infrared imaging using a substrate-free focal plane array [J]. *IEEE Electron Device Lett.*, 2008, **29**(11): 1218~1221
- 19 Wang Zhi, Xu Xiangdong, Zhou Dong *et al.*. Study on effect of thermal stress on microbridges of uncooled IRFPA and controlling methods [J]. *Acta Optica Sinica*, 2011, **31**(3): 0331002
- 王志, 许向东, 周东等. 热应力对非制冷红外焦平面微桥的影响及控制研究 [J]. *光学学报*, 2011, **31**(3): 0331002

栏目编辑:李文喆