

光学读出微梁阵列红外成像及性能分析*

熊志铭¹⁾ 张青川^{1)†} 陈大鹏²⁾ 伍小平¹⁾ 郭哲颖¹⁾ 董凤良¹⁾ 缪正宇¹⁾ 李超波²⁾

1) 中国科学技术大学, 中国科学院材料力学行为和 Design 重点实验室, 合肥 230027)

2) 中国科学院微电子研究所, 北京 100029)

(2006 年 6 月 22 日收到, 2006 年 9 月 1 日收到修改稿)

在构建的光学读出微梁阵列(焦平面阵列 FPA)非制冷红外成像系统中, 实现了无硅基底 FPA 置于空气中对人体的热成像. 通过 FPA 在不同真空度环境条件下的成像结果进行比较, 分析了热导和系统噪声值随气压变化的关系, 以及对系统成像性能的影响, 并对气体分子热运动自由程大于空气传热层特征尺度时的气体热传导模型进行了修正分析和实验验证. 实验结果表明, FPA 置于空气中时, 气体分子撞击微梁引起的微梁反光板无序振动产生的光学读出噪声成为系统噪声的主要来源. 当真空度小于 1 Pa 时, 总热导和光学读出噪声值的变化都趋于平缓; 当真空度小于 10^{-2} Pa 时, 空气热导的影响可忽略, 总热导降低到微梁感热像素的辐射极限, 光学读出噪声也降低到一极小值. 实验结果与理论分析相符合.

关键词: 非制冷红外成像, 光学读出, 双材料微梁阵列, 热导

PACC: 0710C, 0762, 4410

1. 引言

在军用和民用领域都具有迫切需求的红外成像技术分为量子型(制冷)和非量子型(非制冷)两大类. 量子型红外探测器是基于光电效应. 由于室温物体辐射的红外光子(8—14 μm)的能量与室温下电子热运动的能量相当, 为了有效避免电子热运动的影响, 量子型的红外探测器一般都工作在液氮的温度下(~ 77 K), 导致系统复杂, 价格昂贵. 传统的热型红外探测器采用电学读出方式, 通过微阵列读出电路检测感热像素热致温升所产生的物理性能的变化(如电导率等)进行热成像. 与量子型红外探测器相比, 它不需要附加的制冷装置, 制作成本和能耗都大大降低, 更易于普及^[1]. 但是, 热型探测器灵敏度的提高与减小探测器单元热导密切相关, 而电学读出方式需要为每个探测器单元制作读出电路, 相应的金属连接提高了探测器单元的热导, 降低了探测器单元的热隔离, 结果降低了温升效果. 同时, 读出电流在探测器单元上产生了附加热量, 会导致误差. 另外, 高信噪比的微集成读出电路也提高了其技术难度和成本. 针对这些问题, 近年来, 随着 MEMS 工

艺的发展, 采用无读出电路的双材料微梁阵列作为焦平面阵列, 并利用各种光学读出方式^[2-4]检测微梁阵列热致变形的非制冷红外成像技术日益受到重视. 1997 年至今, Berkeley 研究小组发展了基于光学干涉读出方式的系统检测微梁阵列的离面位移, 在 2001 年获得了人体的热图像^[3,4]. 以上小组制作的双材料微梁阵列都是用牺牲层工艺制作站立在硅基底上的微梁阵列, 微梁与基底间隙约为 2 μm , 红外辐射穿过硅基底被微梁吸收, 读出光从微梁上方照明检测变形. 这样不仅存在牺牲层制作工艺上的难度, 也带来了透过基底的红外辐射能损失和微梁与基底的粘连失效问题. 为此我们提出利用高灵敏度并抗振的光学刀口谱平面滤波方法, 读出微梁阵列在吸收红外辐射后产生的热变形转角, 设计制作微悬臂梁阵列, 在 2003 年得到了 200°C 热物体的红外图像^[5,6], 2005 年实现了对室温物体的红外成像^[7,8]. 本文针对设计制作的无硅基底 FPA 在不同真空度环境中空气热导的影响进行实验和理论分析, 特别是气体分子热运动自由程大于器件中空气传热层间隙尺度时的气体热传导模型及其对系统成像性能进行了理论模型分析和实验验证.

* 国家自然科学基金(批准号: 10232030, 50076040 和 10472111)资助的课题.

† E-mail: zhangqc@ustc.edu.cn

2. 原 理

我们在之前的工作中提出了利用双材料微梁阵列吸收红外辐射引起热变形,微梁的转角和温升成线性关系,通过光学读出方式检测微梁阵列的热致转角,就可以得到被测物体的温度分布图像^[5].本文中 FPA 结构如图 1 所示,每个 FPA 单元由三部分组成:红外吸收板/反光板、双材料变形梁、热隔离梁.图 1(a)是制作的 FPA 微梁单元电镜照片,图 1(b)是微梁单元间隔镀金结构变形放大原理图,其中热隔离梁为单材料 SiN_x 膜,其余为双材料 SiN_x -Au 膜.红外吸收板镀金的一面用于反射读出光, SiN_x 面用于吸收入射红外辐射.梁的多重回折间隔镀金结构增加了热隔离梁和变形梁的长度,提高了微梁的绝热效果,即梁的温升,并提高了微梁单元的热变形效率.回折梁上间隔镀金结构实现了热隔离梁和变形梁的交替连接,使变形放大.

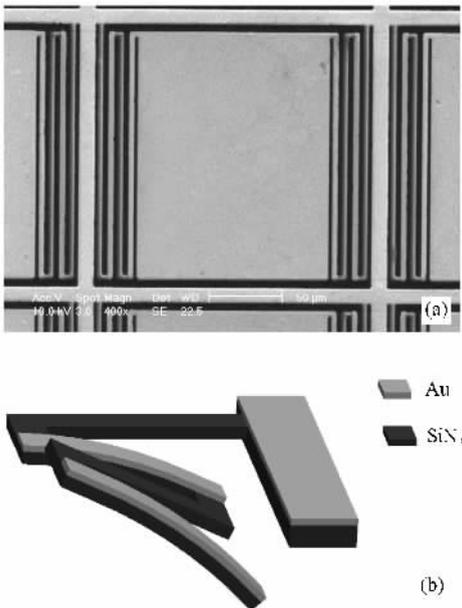


图 1 (a) FPA 微梁单元电镜照片 (b) 微梁单元间隔镀金结构变形放大原理图

光学读出系统如图 2 所示. FPA 置于真空室中,微梁单元红外吸收板的 SiN_x 面朝向红外镜头,镀金面朝向光学读出方.热物体经红外镜头成像于微梁阵列上,微梁吸热后的温升使双材料梁末端反光板产生一个转角.由 LED 发出的可见光经小孔后形成点光源,出射光由透镜准直成为平行光照射到微梁阵列表面,其反射光再次通过傅里叶变换透镜,

经半反镜转折,在后焦谱平面上用刀口滤波器进行滤波操作,最后由 CCD 相机成像.结果微梁阵列上的热致转角变形被转变为 CCD 靶面上微梁阵列像的光强变化,从而获得物体的红外热像.

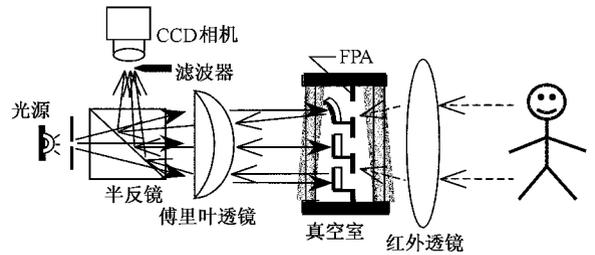


图 2 光学读出系统图

3. 理论模型分析

光学读出红外成像系统探测温度为 T 的物体,温度变化 ΔT_s 时,系统的响应信号为 ΔN (CCD 的灰度值变化),系统的噪声为 N_{noise} ,噪声等效温度差系统 (noise equivalent temperature difference, NETD) 可表述为

$$\text{NETD} = \frac{N_{\text{noise}}}{\Delta N / \Delta T_s}, \quad (1)$$

式中,目标物体单位温升所造成的 CCD 读出灰度值变化 $\Delta N / \Delta T_s$,代表系统探测灵敏度.在本文系统中,令目标物体上 ΔT_s 温升所对应的微梁单元热致转角为 $\Delta \theta$,则有

$$\frac{\Delta N}{\Delta T_s} = \frac{\Delta N}{\Delta \theta} \times \frac{\Delta \theta}{\Delta T_s}, \quad (2)$$

其中 $\Delta N / \Delta \theta$ 代表了光学探测部分的灵敏度,可用 CCD 的量化级数 N 所量化的微梁反光板衍射谱的半宽来表示^[9]:

$$\frac{\Delta N}{\Delta \theta} = \frac{2NL_y}{\lambda}, \quad (3)$$

式中 N 为 CCD 的量化级数,例如本文中所使用的 CCD 为 12 bit, 70 dB, $N = 4096$,其本底噪声经实验测量小于灰度级 2. λ 为读出光中心波长,若读出光为普通白光,中心波长 $\lambda = 0.5 \mu\text{m}$. L_y 为微梁反光板长度.

$\Delta \theta / \Delta T_s$ 代表红外探测部分的灵敏度,可以表示为^[3]

$$\frac{\Delta \theta}{\Delta T_s} = \frac{\Delta \theta}{\Delta T_c} \times \frac{\Delta T_c}{\Delta T_s} = S_T \times H, \quad (4)$$

S_T 表示微梁单位温升 ΔT_C 所产生的转角 $\Delta\theta$, 与双材料特性和结构参数相关^[8,10], 即

$$S_T = \chi(n+1)(\alpha_2 - \alpha_1) \frac{t_1 + t_2}{t_1^2} L_Y, \quad (5)$$

式中, n 为微梁单元支撑梁的回折数, α 为材料的热膨胀系数, t 为材料的厚度, $K = 4 + 6 \frac{t_2}{t_1} + 4 \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 + \left(\frac{E_2}{E_1} \right) \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^3 + \frac{1}{\frac{E_2}{E_1} \frac{t_2}{t_1}}$, E 为材料的杨氏模量, 下标 1, 2 分别代表 SiN_x 和 Au 两种材料。

H 称为热转换效率, 可用下式计算^[11]:

$$H = \frac{A_{\text{pixel}} \tau \epsilon \pi}{4 F^2 G_{\text{total}}} \frac{dL}{dT_S}, \quad (6)$$

式中, A_{pixel} 为微梁单元反光板的面积, τ 为红外光学系统(包括红外透镜和真空腔上红外玻璃)透过率, ϵ 为微梁红外吸收材料的热辐射系数, F 为红外透镜的数值孔径, dL/dT_S 称为单位温度辐射率, 在 8—14 μm 波段^[3], $dL/dT_S = 0.63 \text{ W/m}^2 \text{ Ksr}$, G_{total} 是微梁单元对外界的总热导, 由三部分组成^[4]:

$$G_{\text{total}} = G_{\text{leg}} + G_{\text{rad}} + G_{\text{gas}}, \quad (7)$$

G_{leg} , G_{rad} , G_{gas} 分别是梁的热导, 辐射热导和气体的热导。其中

$$G_{\text{rad}} = 4\alpha(\epsilon_1 + \epsilon_2) A_{\text{pixel}} T^3, \quad (8)$$

式中, 斯蒂芬-波尔兹曼常数 $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$, T 为绝对温度。

梁的热导为^[8]

$$G_{\text{leg}} = \frac{2}{n} \left(\frac{L_Y}{g_{\text{SiN}_x} A_{\text{SiN}_x} + g_{\text{Au}} A_{\text{Au}}} + \frac{L_Y}{g_{\text{SiN}_x} A_{\text{SiN}_x}} \right)^{-1} \quad (9)$$

式中, n 为支撑梁的回折数, g 为材料的导热系数, A 为其截面积。

气体的热导由热传导和热对流两部分组成, 在本文系统中的气体传热层尺度和微梁的温升条件下, 热对流的影响可忽略^[4]。气体的热导可写为

$$G_{\text{gas}} = \lambda_{\text{gas}} \frac{A_{\text{pixel}}}{d}, \quad (10)$$

式中, λ_{gas} 为气体的热传导系数, d 为气体传热层的特征尺度。

对于典型气体(如空气)而言, 热传导系数可以用下式来表示^[12]:

$$\lambda_{\text{gas}} = \frac{n_0 v c \bar{l}}{3}, \quad (11)$$

式中, v 为气体分子平均速度, c 为气体比热(空气

的平均比热为 1005 J/kgK), \bar{l} 为气体分子平均自由程, n_0 为单位体积内的气体分子数。在经典理论中, $n_0 \propto P$, $\bar{l} \propto P^{-1}$, 而 $v = v(T)$, 故气体的热导系数 λ_{gas} 不随气体压强 P 变化。但是当分子平均自由程大于气体传热层尺度时, 必须对经典理论(11)式中的分子自由程 \bar{l} 进行修正。

本文系统中, 气体传热层尺度 d 可以看作是 FPA 薄膜与封装玻璃之间的距离, 约为 2 mm , 见图 1 真空室。气体的热运动受到容器壁和 FPA 薄膜的限制, 根据统计关系, 一个气体分子在单位时间内发生碰撞的总概率 τ_c^{-1} 可以写为

$$\tau_c^{-1} = \tau_m^{-1} + \tau_d^{-1}, \quad (12)$$

其中 τ_m^{-1} 是与其他分子发生碰撞的概率, τ_d^{-1} 是与容器壁和 FPA 薄膜发生碰撞的概率。又因为 $\tau_m^{-1} = v/l_m$, $\tau_d^{-1} = v/d$, l_m 是气体在无限空间内的分子平均自由程, 则有

$$\frac{1}{\bar{l}} = \frac{1}{l_m} + \frac{1}{d}. \quad (13)$$

代入(11)式中可得

$$\frac{1}{\lambda_{\text{gas}}} = \frac{3\sqrt{2}\pi D^2}{cv} + \frac{1}{P} \frac{3}{cd} \sqrt{\frac{\pi M k_B T}{8}}. \quad (14)$$

上述推导用到了 $l_m = \frac{1}{\sqrt{2}\pi D^2 n_0}$, $n_0 = \frac{P}{k_B T}$ 以及 $v =$

$\sqrt{\frac{8k_B T}{\pi M}}$, 其中波尔兹曼常数 $k_B = 1.381 \times 10^{-23} \text{ J/K}$, T 为气体温度, D 为气体分子直径, P 为气体的压强, $M = 29$ 为空气的平均分子量。

在温度不变的情况下, 可将 λ_{gas} 表示为

$$\frac{1}{\lambda_{\text{gas}}} = \frac{1}{\lambda_{\text{lp}}} + \frac{1}{\lambda_{\text{lp}} P d}, \quad (15)$$

式中, λ_{lp} 为经典理论中的气体热传导系数, 与气压无关; γ_{lp} 是气压降低、分子平均自由程大于气体传热层尺度时对气体热传导系数进行修正的因子, 修正项是与气体压强和特征尺度相关的。代入(10)式可得

$$\frac{1}{G_{\text{gas}}} = \frac{1}{\lambda_{\text{lp}} A_{\text{pixel}}} + \frac{1}{\gamma_{\text{lp}} P} \frac{1}{A_{\text{pixel}}}. \quad (16)$$

(16)式说明, 当气压 P 很大, 分子平均自由程 \bar{l} 远小于气体传热层特征尺度 d 时(16)式右边的第二项可以忽略, $1/G_{\text{gas}} \approx d/\lambda_{\text{lp}} A_{\text{pixel}}$, 无需对经典理论进行修正; 当 P 减小, 分子平均自由程大于气体传热层特征尺度 d 时, 修正项的影响是不可忽略的。

根据 (16) 式,在常温常压条件下,对于国外研究组制作的双材料微梁阵列 FPA^[3,4],微梁与基底间隙约为 $2\ \mu\text{m}$,即 $d = 2\ \mu\text{m}$,则 G_{gas} 在 $10^{-4}\ \text{W/K}$ 量级,远大于微梁单元热导的特征大小($10^{-7}\ \text{W/K}$,见表 3),故难以获得室温物体的热图像.而本文制作的无基底 FPA,在构建的光学读出系统中, $d > 2\ \text{mm}$, G_{gas} 在 $10^{-7}\ \text{W/K}$ 量级,约降低到 10^{-3} ,与微梁单元热导的特征大小相当,故能够在常温常压条件下获得室温物体的热图像.

本文设计制作的微梁单元尺寸为 $200\ \mu\text{m} \times 200\ \mu\text{m}$,支撑梁的回折数 $n = 2$,表 2 给出了相关的几何参数,表 3 为计算所得的 FPA 性能参数.

表 1 SiN_x 和 Au 的热物理性能

	杨氏模量 $E(\text{GN/m}^2)$	热膨胀系数 $\alpha/10^{-6}\ \text{K}^{-1}$	热导系数 $g(\text{W/(m}\cdot\text{K)})$	辐射系数 ϵ
SiN_x	180	0.8	5.5	0.8
Au	73	14.2	296	0.01

表 2 微梁单元的几何尺寸参数(单位 μm)

L_y (腿长)	t_{Au} (Au 的厚度)	t_{SiN_x} (SiN_x 的厚度)	D_{leg} (腿宽)	反光板尺寸
186	0.2	1	2	186×154

表 3 计算所得的 FPA 性能参数

G_{rad} ($10^{-7}\ \text{W/K}$)	G_{leg} ($10^{-8}\ \text{W/K}$)	S_T ($10^{-3}\ \text{rad/K}$)	$(\Delta\theta/\Delta N)$ ($10^{-7}\ \text{rad}$)	λ_{hp} (W/Km)	γ_{lp} (m/sK)
1.42	5.45	1.521	3.28	0.0263	1.793

综合 (7) 式 (16) 式即可得到 G_{total} 随气压 P 变化的情况.如图 3 所示,常压下($10^5\ \text{Pa}$),总热导 G_{total} 主要来自的 G_{gas} 贡献,并且不随气压而变化.当气压降低到 $10^3\ \text{Pa}$ 时,分子平均自由程与气体传热层尺度($2\ \text{mm}$)相当, G_{gas} 开始随气压降低而减小.在气压降到 $1\ \text{Pa}$ 时, G_{gas} 与 $G_{\text{leg}} + G_{\text{rad}}$ 值相当.而在气压降到 $10^{-2}\ \text{Pa}$ 时, G_{gas} 可以忽略,总热导 G_{total} 达到微梁感热像素的辐射极限.

对于本文构建的系统,取红外光学系统的透过率 $\tau = 0.4$,数值孔径 $F = 0.7$,综上可得:

$$\text{NETD} \approx 2.3 \times N_{\text{noise}} G_{\text{total}} \times 10^4 (\text{K}). \quad (17)$$

真空度在 $1\ \text{Pa}$ 范围时,实验测量得到的系统噪声值为 $N_{\text{noise}} = 3\ \text{grey}^{[8]}$,该值大于所用 CCD 的本底噪声 ($< 2\ \text{grey}$).若 N_{noise} 不随气体压强变化,由 (17) 式就可得到本文系统的 NETD 值随气压变化的模拟曲线,如图 4 所示.根据模拟曲线所得结果,当系统内气压值为 $10^{-2}\ \text{Pa}$ 量级时,NETD 值约为 $15\ \text{mK}$;当系

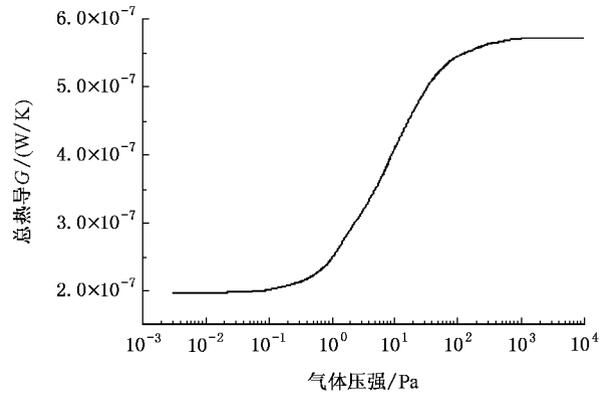


图 3 总热导 G_{total} 随气压 P 变化的曲线图

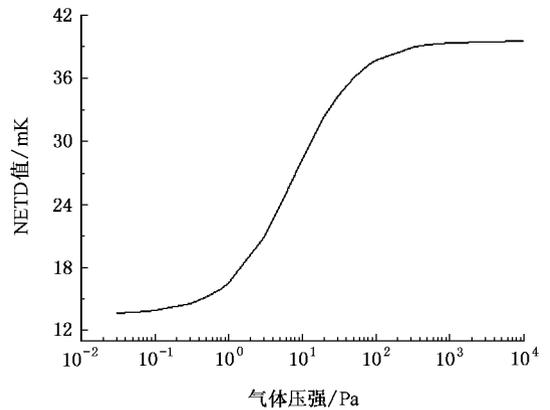


图 4 NETD 值随气压变化的模拟曲线

统内气压值上升到 $10^3\ \text{Pa}$ 量级后,NETD 值约为 $40\ \text{mK}$.系统 NETD 值与空气热导成正比变化.

4. 实验结果及分析

使用制作的 FPA 直接放在空气中($10^5\ \text{Pa}$ 气压

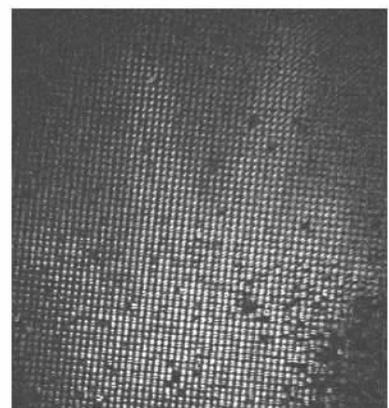


图 5 FPA 在空气中对手成像的效果图

下对室温物体进行成像,成像效果如图 5 所示. 实测环境温度为 16°C , 目标手掌温度为 35.2°C . 实验实现了 FPA 直接在空气中对室温物体成像的主要原因在于使用了新设计的无基底单层膜结构 FPA. 没有硅基底,就消除了传统制作的微梁与基底间的 $2\ \mu\text{m}$ 左右的空气间隙^[8],避免了由间隙导致的高温梯度的热传导,使空气热导减少为传统制作的有基底 FPA 的 $1/10^3$.

作为对比研究,将 FPA 置入真空室内进行成像实验.

实验测量了不同真空度下 FPA 对手掌所成的热像. 对所得热像,在灰度响应较为均匀的区域取 3×3 个 FPA 像素,将其所对应的 CCD 像素灰度值进行平均,作为该区域的灰度响应值. 图 6 给出了在不同气压下的人手掌的红外成像结果和图像灰度响应测量值.

实验所得的成像结果的灰度响应值与气压的关系如图 7 所示.

图 6、图 7 显示,成像灰度值和成像对比度随着气压的升高而减小. 这是由于一方面,气压上升导致空气热导系数增加,微梁的温升下降,转角变形减小,从而成像灰度响应减小. 另一方面,气体分子热运动会随着气压升高而加剧,撞击微梁使其产生无序振动,使得背景噪声灰度值变大,导致无热像区域也有灰度分布,因而成像对比度减小.

为了测定噪声灰度值随气压变化的情况,实验中在不同气压下各取 32 幅无热图像的背景图序列,对序列图中成像区域的每个像素点的灰度噪声涨落进行统计,绘出灰度涨落统计直方图. 气压灰度涨落关系如图 8 所示. 图 8(a)为在 $1\ \text{Pa}$ 气压下的灰度涨落统计结果,最大概率像素数所对应的灰度值为 3 grey,此值可考虑为该气压下的成像噪声灰度值

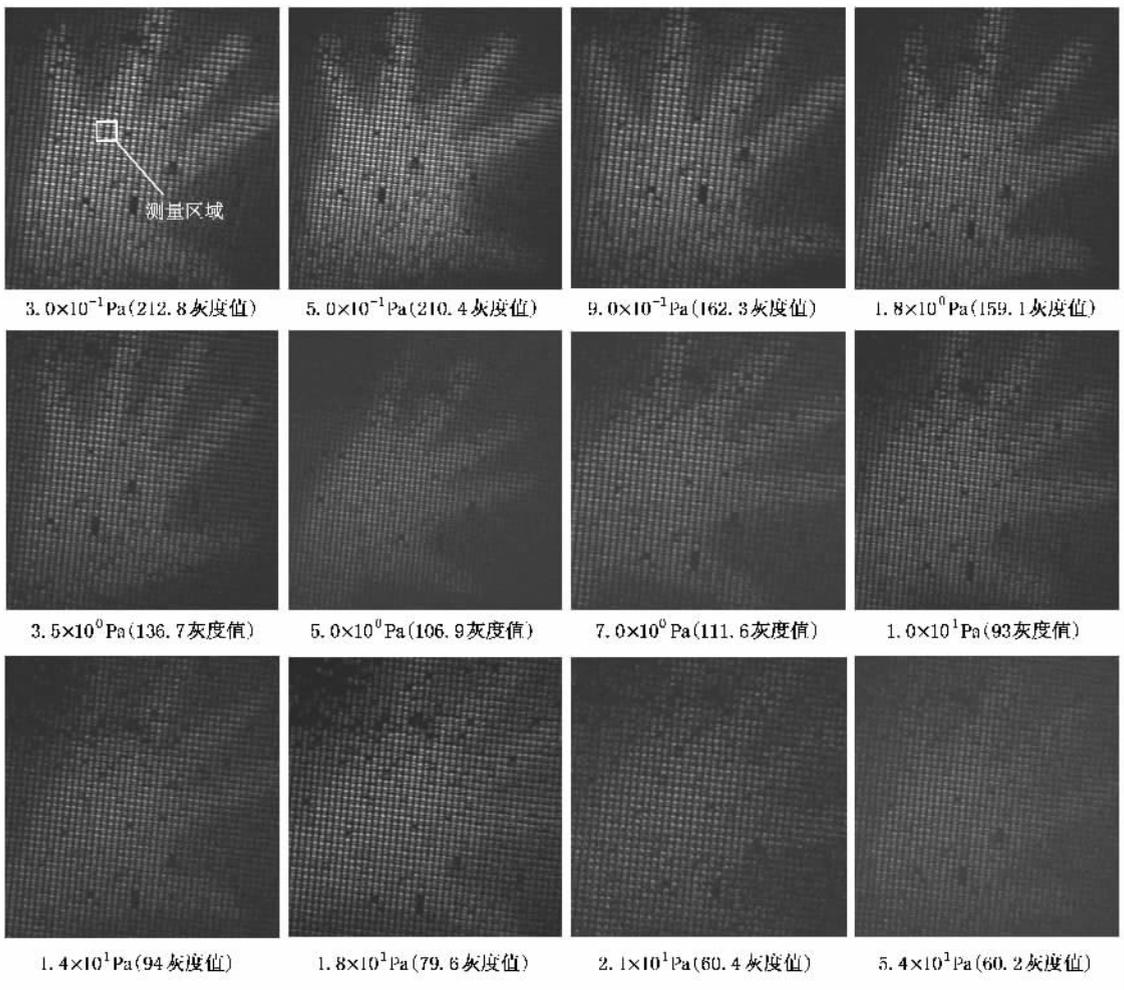


图 6 FPA 处于不同真空度下对手掌的成像效果(真空度变化所对应的图像灰度响应值 \bar{y} , 实测环境温度为 20°C , 目标(手掌)温度为 35.2°C)

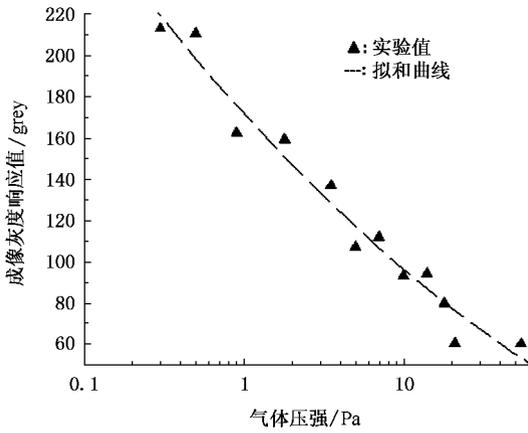


图 7 成像灰度响应值随气压变化的曲线图

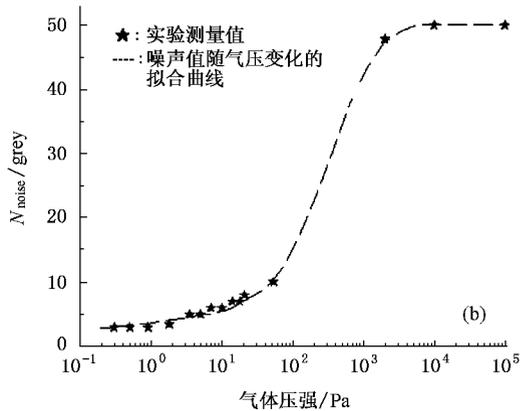
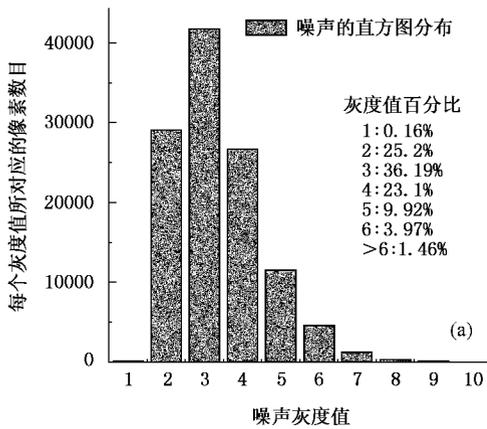


图 8 气压-噪声灰度涨落关系 (a) 噪声灰度值分布图(气压为 1 Pa) (b) 最小噪声灰度值随气压变化的情况

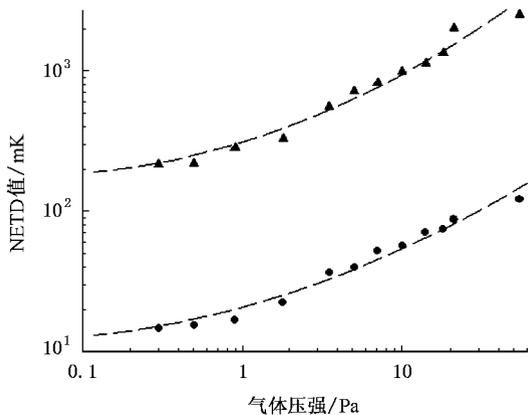


图 9 修正后系统 NETD 的实验值(▲)与理论预测值(●)的变化曲线

74 mK. 而在气压为 0.3 Pa 时, 相应值减小到 214 mK 和 15 mK. 根据拟和曲线判断, 当气压降至 10^{-1} Pa 量级, 系统 NETD 趋于稳定时, 实验值与理论预测值

N_{noise} . 根据实验中测得的数据, 图 8(b) 给出了 N_{noise} 值随气压变化的关系曲线. N_{noise} 值随气压的涨落而变化, 当气压小于 1 Pa 时, N_{noise} 值约为 3 grey, 当气压接近常压范围时, N_{noise} 趋于稳定值 50 grey.

系统 NETD 值不仅与成像灰度响应相关, 也和噪声值 N_{noise} 有关. 由实验测得的不同气压下的成像灰度响应值(图 7 实验结果)和对应的噪声值 N_{noise} (图 8(b) 实验结果)用 (1) 式计算得到的实验 NETD 值随气压的变化关系如图 9 中 ▲ 点所示. 把实验测得的 N_{noise} 代入 (17) 式进行修正后, 得到的理论预测值如图 9 中 ● 点所示. 由图可见, 系统 NETD 值随着气压的降低而相应减小, 在气压为 18 Pa 时, 系统 NETD 的实验测量值与理论预测值分别为 1.3 K 和

分别达到 190 mK 和 15 mK, 实验值比理论预测值平均大约 12 倍, 如图 9 所示. 这主要是由实验测定与理论分析中系统光学探测灵敏度的差异造成的. 理论分析中, 在计算系统光学探测部分灵敏度时我们认为微梁反光板是理想镜面, 并且 CCD 是满量程工作, 由 (3) 式计算所得的理想状态下系统光学探测灵敏度为 $\Delta N / \Delta \theta = 3.05 \times 10^6$ (grey/rad). 而在实际条件下, 由于制作工艺过程中残余应力的影响, 微梁反光板不是理想平面而是二次曲面, 使得反射读出光衍射谱变宽, 单位转角产生的光强变化率减小; 同时, 由于照明光强不足, 不能使 CCD 达到满量程, 也导致灵敏度下降. 综合以上影响, 在实验中测得的灵敏度为 $^{[10]} \Delta N' / \Delta \theta = 137 N'$ (grey/rad), N' 为 CCD 灰度量程的实际利用量, $N' \approx 50\% N$, 则实际光学灵敏度 $\Delta N' / \Delta \theta = 2.82 \times 10^5$ (grey/rad), 仅为理论值 (3.05×10^6 grey/rad) 的 1/11. 如果用理论光学灵敏度进行计算, 实验值与理论值就相当了. 这也表明

本文所分析的系统热导随气压变化,及其对系统 NETD 影响的理论模型是合理的.从以上实验与理论分析结果还可以看出,在现有微梁结构和光路系统的基础上,改进工艺以提高反光板的表面平整度,增大照明光强以提高 CCD 的利用率,系统性能就可以有较大幅度的提升.

5. 结 论

本文针对光学读出式红外成像实验系统,使用设计制作的无基底单层膜结构 FPA 实现了直接在空气中对室温物体的成像和在不同真空中成像的对比实验,分析并实验验证了热导和系统噪声随气体压强变化的关系,以及其对系统 NETD 的影响.

无基底单层膜结构的 FPA 所处的气压环境中,当气体分子平均自由程小于气体传热层特征尺度时,气体的热导系数不随压强变化;当压强降低到使分子平均自由程大于气体传热层特征尺度时,气体的热导就和压强比例相关.当气压继续降低到使空气热导远小于微梁感热像素的辐射和腿热传导和时,空气热导的影响可忽略,总热导达到微梁感热像素的辐射极限;FPA 置于空气中时,气体分子撞击微梁引起的无序振动产生的光学读出噪声成为系统噪声的主要来源.当气压小于 1 Pa 时,系统噪声值基本稳定,约为 3 grey;当气压大于 1 Pa 时,由于气体分子热运动逐渐加剧,光学读出噪声会随着气压的升高而快速变大,在常压下噪声值约为 50 grey.

-
- [1] Kruse P W 1995 *Infrared Phys. Technol.* **36** 869
- [2] Oden P I, Datskos P G, Thundat T *et al* 1996 *Appl. Phys. Lett.* **69** 3277
- [3] Zhao Y, Mao M, Horowitz R *et al* 2002 *J. MEMS* **11** 136
- [4] Zhao Y 2002 *Optomechanical uncooled infrared imaging system* (Dissertation of UC, Berkeley)
- [5] Duan Zhi.-Hui, Zhang Qing-Chuan, Wu Xiao-Ping, *et al.* 2003 *Chin. Phys. Lett.* **20** 2130
- [6] Pan Liang, Zhang Qing-Chuan, Wu Xiao-Ping, *et al* 2004 *Experimental Mechanics* **19**(4) 16 (in Chinese) [潘亮、张青川、伍小平等 2004 实验力学 **19**(4) 16]
- [7] Guo Z Y, Zhang Q C, Chen D P *et al* 2005 *Experimental Mechanics* **20**(2) 213 (in Chinese) [郭哲颖、张青川、陈大鹏等 2005 实验力学 **20**(2) 213]
- [8] Miao Z Y, Zhang Q C, Chen D P *et al* 2006 *Acta. Phys. Sin.* **55** 3214 (in Chinese) [缪正宇、张青川、陈大鹏等 2006 物理学报 **55** 3214]
- [9] Duan Z H. 2003 Step Shape Reconstruction and Infrared Imaging Application with Noncoherent Light Technique. Ms. D Dissertation of USTC
- [10] Guo Z Y 2005 Optical-readout uncooled infrared imaging system. M. S. D Dissertation of USTC
- [11] P. W. Kruse, Principle of uncooled infrared focal plane arrays, Semiconductors Semimetals, vol. 47, pp. 17—44, 1997
- [12] Pontus Eriksson, Jan Y. Andersson *et al* 1997 *J. MEMS* **6** 55

Optical-readout micro-cantilever array IR imaging system and performance analysis^{*}

Xiong Zhi-Ming¹⁾ Zhang Qing-Chuan^{1)†} Chen Da-Peng²⁾ Wu Xiao-Ping¹⁾ Guo Zhe-Ying¹⁾
Dong Feng-Liang¹⁾ Miao Zheng-Yu¹⁾ Li Chao-Bo²⁾

1) *CAS Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials, Chinese Academy of Sciences, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China*

2) *Institute of Microelectronics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100029, China*

(Received 22 June 2006; revised manuscript received 1 September 2006)

Abstract

The uncooled IR imaging technology has wide applications. Using the optical readout uncooled IR imaging system built in our laboratory, thermal images of human body are obtained successfully by placing a bi-material micro-cantilever array (FPA) without silicon substrate in air. By comparing the IR imaging results obtained by placing FPA under different vacuum pressures, the pressure dependence of the thermal conductance and system noise is modeled, and the influence to the system performance is analyzed. The model of thermal conductance of gas is analyzed and verified experimentally on condition that the mean-free path of the gas molecules is larger than the gas gap between the bi-material cantilever and the wall of vacuum chamber. Experimental analysis indicates that for FPA working in air, the random vibration noise of the cantilever impacted by the gas molecules' thermal motion is the main source of the system noise. When the pressure decreases to lower than 10^{-2} Pa, the influence of gas conductance can be neglected, the total thermal conductance decreases to the limit of radiative conductance, and the random vibration noise of the cantilever is reduced to a minimum. The experimental results and theoretical analysis agree well.

Keywords: uncooled infrared imaging, optical readout, bi-material micro-cantilever array, thermal conductance

PACC: 0710C, 0762, 4410

^{*} Project supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 10232030, 50076040, 10472111).

[†] E-mail: zhangqc@ustc.edu.cn