

基于无基底焦平面阵列红外热像仪的理论模型分析*

蒋兴凯 张青川[†] 史海涛 毛亮 程腾 伍小平

(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)

(2010年6月19日收到;2010年8月24日收到修改稿)

基于双材料微悬臂梁热变形原理的光学读出非制冷红外探测阵列经历了从有基底结构向无基底结构的发展过渡,无基底阵列的红外成像结果和有限元模型分析均表明无基底阵列不满足恒温基底条件. 本文结合电学比拟的方法,提出了一种新的基于无基底焦平面阵列(focal plane Array, FPA)的热传递分析的理论模型. 分析采用整体考虑的思路,避开了无基底 FPA 阵列各单元热传递互相影响所产生的复杂热分布分析,并考虑了框架对热量的吸收与传递. 理论模型采用外边框与环境等温的边界条件,虽不及有限元方法对边界条件的处理灵活,但也已取得与实验一致的计算结果,可以用作为计算无基底 FPA 响应的近似公式. 同时,该理论模型避免了有限元建模计算的繁琐,在大阵列下计算尤为便捷,而且还能根据响应要求计算无基底 FPA 应具备的像素尺寸,实现 FPA 反向设计与优化.

关键词: 光学读出,无基底,非制冷红外成像,焦平面阵列

PACS: 44.10.+i, 07.57.-c, 07.60.-j, 02.70.Dh

1. 引言

非制冷红外热成像技术由于其成本低、体积小、能耗小等优点而受到越来越多的关注^[1],其读出方式分为电学读出与光学读出. 电学读出红外热像仪的焦平面阵列需在硅基底上制作微读出电路,通过电路读出探测单元温升引发的电学效应从而得到红外辐射的信息^[2]. 这种模型的基底热容远大于探测单元,因此可在热学模型上考虑为恒温基底,各探测单元彼此独立. 随着 MEMS 工艺的发展,基于光学读出的非制冷红外成像技术上世纪 90 年代后期被提出^[3]. 这种新型红外成像技术利用双材料微悬臂梁受热变形原理,将探测单元吸收的热量转化为微梁的转角,并经由读出光路获得物体的红外热图像. 由于不需要在感热单元中引入读出电路,其焦平面阵列(FPA)的制作难度大大降低.

美国 Berkeley 大学、Nikon 公司、美国 Oak Ridge 国家实验室均利用光学读出双材料微悬臂梁阵列得到了红外热图像^[1,3-7]. 在 FPA 的制作上,他们都采用牺牲层工艺制作站立在硅基底上的微悬臂梁

阵列,最终的 FPA 阵列悬在单晶硅基底上方 2—3 μm 处,利用锚接点支撑于硅基底上. 与电学读出方式类似,这种结构的 FPA 阵列也可考虑为恒温基底,各像素互相热隔离,对此建立了恒温基底理论模型计算 FPA 阵列响应^[8],得到了与实际响应较为一致的结果. 这种恒温基底理论模型也可用电学模型加以比拟,以电路的方式模拟传热的过程^[9]. 光学读出系统中, FPA 的正面需镀上一层反光材料(Au)将微梁变形量转化为光强变化^[10]. 红外辐射只能从背面穿过硅基底到达 FPA 吸收板上,硅基底的存在造成了 50% 的红外能量损失. 同时, 2 μm 左右的梁与硅基底的间隙使得空气层的热传导影响变得显著^[11],并且微梁单元和基底之间的间隙很容易造成微梁和基底的黏连现象,使得整个结构失效. 为了解决该问题,我们提出了无基底 FPA 结构并实现其制作,解决了上述困难^[12]. 由于 FPA 阵列没有基底的存在,框架本身也有温度上升,从而提高了吸收板的温度升高,加大了 FPA 的变形. 在设计制造的 200 μm , 120 μm 及 60 μm 尺寸的 FPA 阵列上,获得了温度分辨率达到 100 mK 量级的响应^[12-14].

* 国家自然科学基金(批准号:10872191, 10872189, 10732080)资助的课题.

[†] 通讯联系人. E-mail: zhangqc@ustc.edu.cn

无基底 FPA 阵列在受红外热辐射过程中,其热量传递过程是一个很复杂的过程,有限元方法计算表明,无基底的 FPA 阵列不再满足恒温基底的条件,各单元像素不能相互隔离,其热传递相互串扰.我们比较了 200 μm , 120 μm 及 60 μm 尺寸下 FPA 阵列的实验结果与基于恒温基底的理论模型计算结果,发现最大误差达到一个量级以上^[15]. 利用有限元方法对无基底 FPA 阵列温度灰度响应进行分析计算^[16],可以得到与实验相一致的结果. 然而由于有限元建模计算过程繁琐,并且需要专门的有限元开发的技巧,尤其是在大阵列 FPA 计算时,耗时长,发生错误的可能性大. 同时数值计算忽略了无基底 FPA 热传递过程的分析,限制了阵列制作设计人员对 FPA 尺寸的改进. 基于此,本文针对无基底 FPA 阵列的实际特点,采用整体分析的方法,考虑了各单元的相互影响以及框架本身的温升与热阻,并以电学比拟的方式给出了无基底 FPA 阵列理论计算模型. 理论模型在边界条件的处理上虽不如有限元方法灵活,但其采用的外边框等温边界条件也是有限元方法所经常使用的. 实践表明,该理论模型可以得到与实验结果相符的温度灰度响应值,并能准确计算出无基底 FPA 的热响应时间.

2. 原理

2.1. 光学读出非制冷红外热成像原理

课题组提出的光学读出非制冷红外热成像系统光路如图 1 所示, FPA 阵列吸收物体的红外辐射产生温升, 单元双材料梁发生热变形并产生转角. LED 点光源经过傅里叶透镜以平行光的形式照射在微梁单元上, 反射光携带转角信息在谱平面经过刀口滤波将此信息转化为 CCD 靶面上的光强灰度变化, 形成红外热图像.

课题组提出并设计了无基底的双材料微悬臂梁阵列结构(图 2), 微梁单元不再锚接支撑于硅基底上, 而是生长在支撑框架上. 阵列设计为 $N \times N$ 长宽等像素排列, 每个像素均为边长为 L_{pixel} 的正方形. 每个像素单元由红外吸收板、双材料热变形腿、热隔离腿、框架结构四部分组成.

红外吸收板一面为 SiN_x 膜, 用于吸收入射的红外辐射; 另一面镀 Au, 反射可见光, 用于光学读出; 双材料变形腿也由 SiN_x 和 Au 组成, 受热后由于热

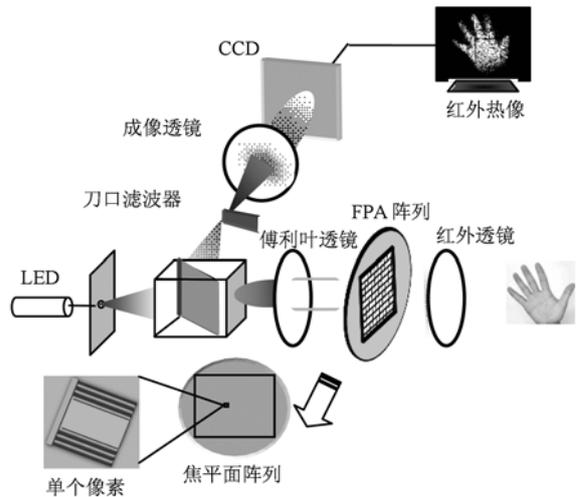


图 1 非制冷红外成像系统原理图

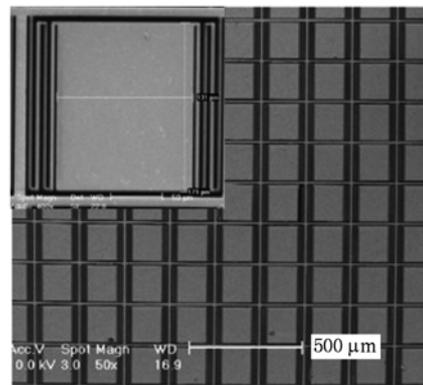


图 2 像素尺寸为 200 μm 的无基底 FPA 阵列电镜照片

膨胀系数的不同, 产生热致弯曲变形; 热隔离腿由单材料 SiN_x 组成. 采用多回折梁结构, 可以显著增大单元的热变形效率^[17].

3. 恒温基底理论模型

基于上述原理, 光学读出非制冷红外成像系统将热源温升 ΔT_s 转化为 CCD 上的光强信号 ΔN , 系统的温度灰度响应定义如下:

$$\frac{\Delta N}{\Delta T_s} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_s} \cdot \frac{\Delta \theta}{\Delta T_c} \cdot \frac{\Delta N}{\Delta \theta} = H \cdot S_T \cdot \frac{\Delta N}{\Delta \theta}, \quad (1)$$

式中, H 是系统热转换效率, 定义为热源单位温升 (ΔT_s) 所引起的微梁单元温升 (ΔT_c); S_T 是系统热机械效率, 定义为微梁单元单位温升 (ΔT_c) 所产生的反光板转角变化 ($\Delta \theta$). $\Delta N/\Delta \theta$ 是系统的光学检测灵敏度, 定义为单位微梁转角 ($\Delta \theta$) 所引起的 CCD

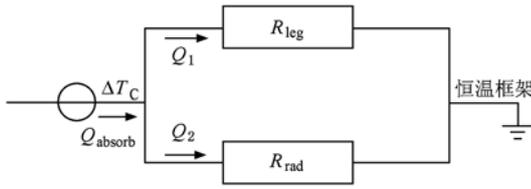


图3 单个像素热流传递两种途径,经过回折微悬臂梁的热传导与吸收板向环境的热辐射

灰度变化 ΔN .

在恒温基底模型下,框架与基底保持等温,各像素相互独立,只需考虑单个像素结构,可用电路方式模拟热传递过程(图3). 红外吸收板吸收的热流 Q_{absorb} 可等效为电路模型中的恒流源,由于 FPA 在真空环境下成像,不考虑空气热传导和对流,热流经过两种方式传递到周围环境:一是通过单元微悬臂梁热传导传至恒温框架,二是由吸收板的热辐射直接将热量传递至恒温基底,这两种方式并联进行,在电路模型中分别以 R_{leg} 与 R_{rad} 表示.

$$R_{\text{leg}} = \frac{1}{2} \left(\frac{nL_{\text{leg}}}{k_{\text{SiN}_x} A_{\text{sec, SiN}_x} + k_{\text{Au}} A_{\text{sec, Au}}} + \frac{nL_{\text{leg}}}{k_{\text{SiN}_x} A_{\text{sec, SiN}_x}} \right),$$

$$R_{\text{rad}} = \frac{1}{G_{\text{rad}}} = \frac{1}{4\sigma A_{\text{absorb}} (\varepsilon_{\text{Au}} + \varepsilon_{\text{SiN}_x}) T^3}, \quad (2)$$

式中, σ 是 Stefan-Boltzman 常数 ($5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$); T 是微梁单元的初始温度,约为 300 K; n 是梁的回折数; L_{leg} 是梁的长度; $k_{\text{SiN}_x}, k_{\text{Au}}, A_{\text{sec, SiN}_x}, A_{\text{sec, Au}}$ 分别是 SiN_x 和 Au 两种材料的热传导系数和横截面积.

系统的热转换效率 H 和热机械效率 S_T 可计算如下:

$$H = \frac{\Delta T_C}{\Delta T_S} = \frac{A_{\text{absorb}}}{G_{\text{total}}} \frac{\tau \varepsilon \pi}{4F_{\text{no}}^2} \frac{dP}{dT_S},$$

$$S_T = \frac{\Delta \theta}{\Delta T_C} = 6(\alpha_{\text{Au}} - \alpha_{\text{SiN}_x}) \left(\frac{t' + 1}{K t_{\text{SiN}_x}} \right) L_{\text{leg}}, \quad (3)$$

式中, A_{absorb} 是各单元红外吸收板的面积, G_{total} 是吸收板与框架基底之间的总热导; $G_{\text{total}} = \frac{1}{R_{\text{total}}}$, τ 是红外热成像系统的透过率; ε 是微梁单元的红外吸收系数; F_{no} 是红外透镜的 F 数; $\frac{dP}{dT_S}$ 是黑体的单位温度辐射率, 8—14 μm 波段下, 300 K 的黑体单位温度辐射率为 $0.63 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{sr}^{-1}$. $\alpha_{\text{Au}}, \alpha_{\text{SiN}_x}, t_{\text{SiN}_x}, t_{\text{Au}}, E_{\text{Au}}, E_{\text{SiN}_x}$ 分别是 Au 与 SiN_x 的热膨胀系数、厚度和杨氏模量, t' 是变形腿中 Au 层与 SiN_x 层的厚度比值, $t' = \frac{t_{\text{Au}}}{t_{\text{SiN}_x}}, L_{\text{leg}}$ 是单折变形腿长. $K = 4 + 6t' + 4t'^2 + \Phi t'^3 + 1/\Phi t'$, 其中 $\Phi = \frac{E_{\text{Au}}}{E_{\text{SiN}_x}}$.

4. 恒温基底模型与实验结果的偏差

为了获得室温下红外图像,提升红外成像系统的热探测灵敏度,我们于 2003 年成功设计、制作了无基底 FPA 并在国内第一次获得了物体热像^[12]. 2004 年制作像素大小为 200 μm FPA, 获得了室温下人体的红外图像^[18]. 实验表明,无基底 FPA 由于去除了硅基底,减少了红外吸收损失,且 FPA 热容热导下降,系统的温度灰度响应得以提高. 为了进一步提高空间分辨率,我们相继制作出像素尺寸 120 μm 与 60 μm 的无基底 FPA^[8,19]. 各尺寸 FPA 的结构参数、材料参数分别列于表 1、表 2 中,各 FPA 温度灰度响应如表 3 所示.

表1 各 FPA 像素的几何结构

FPA 编号	阵列大小	微梁单元/ $\mu\text{m} \times \mu\text{m}$	吸热反光板/ $\mu\text{m} \times \mu\text{m}$	Au 膜厚/ μm	SiN_x 膜厚/ μm	微悬臂梁宽/ μm	微悬臂梁长/ μm	框架宽/ μm	回折数
1	100 × 100	200 × 200	180 × 130	0.2	2	2	180	10	2
2	160 × 160	120 × 120	100 × 58	0.2	1.2	2	100	10	3
3	160 × 160	60 × 60	52 × 28	0.2	0.5	1.5	52	3	2

表2 焦平面阵列材料参数

材料	热传导系数 $k/\text{W} \cdot \text{mK}^{-1}$	热容 $c/\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	杨氏模量 E/GPa	热膨胀系数 $\alpha/10^{-6} \text{K}^{-1}$	热膨胀系数 α $/10^{-3} \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	吸收系数 ε
SiN_x	5.5	691	180	0.8	2.4	0.8
Au	296	129	73	14.2	19.3	0.01

表3 恒温基底模型与实验结果的偏差

FPA 编号	$G_{leg}/$ (10^{-8} W/K)	$G_{rad}/$ (10^{-8} W/K)	$H/\%$	$S_T/$ (10^{-4} rad/K)	$H \times S_T/$ (10^{-6} rad/K)	$(\Delta N/\Delta \theta)$ (gray/°)	理论响应率/ (gray/K)	实验响应率/ (gray/K)	实验/理论
1	10.6	11.5	5.95	4	23.8	9000	12.26	15.3	1.25
2	8.0	2.84	2.96	7.85	23.2	10000	13.31	25.0	1.88
3	7.6	0.71	0.91	13.3	12.1	8000	5.54	71.0	12.82

可以看到,在像素尺寸为 200 μm 时,实验响应率(15.3 gray/K)与恒温基底理论模型计算结果(12.26 gray/K)符合得很好;而随着像素尺寸的减小,理论响应值与实验结果的偏差越来越大,60 μm 尺寸下,实验结果(71 gray/K)比理论响应(5.54 gray/K)高出一个数量级. 计算时 $\Delta N/\Delta \theta$ 均为实验值.

相比于传统的有基底 FPA 而言,无基底 FPA 支撑框架变薄,热容热导下降,使得 H 值与 S_T 值都有大幅度的上升,FPA 的温度灰度响应有了很大提高;框架也不再保持恒温,FPA 不再满足恒温基底模型的条件,各单元温升相互影响. 因此,无基底 FPA 阵列的热响应计算模型需要重新建立.

5. 无基底 FPA 阵列理论模型

在无基底 FPA 中,框架本身充当着热量传递的媒介,由表 3 可以看出,随着像素尺寸的减小,微悬臂梁的热导 G_{leg} 与辐射热导 G_{rad} 的比值越来越大,也就是说越来越多的热量通过微悬臂梁传到框架上,传热模式的变化使得框架温升迅速提高,框架本身的热导对热量传递也变得越来越大. 同时,由于框架不再保持恒温,各单元通过框架相互影响. 新的热传递理论模型中,应从整体受热区域出发,将单元的相互影响与框架热传导都考虑进来.

5.1. 受热区域整体分析

假设受均匀热辐射区域为其中中心 $M \times M$ 像素的正方形区域(图 4 中间深色区域),在该区域内热量均匀加载在 FPA 表面,考虑区域中各像素吸收板 (Q_{absorb})、微悬臂梁 (Q_{leg}) 及框架 (Q_{frame}) 的整体吸热. 设 FPA 表面红外吸收的热流率密度为 Δq ,各部分吸收热量的大小取决于各自面向红外热源的面积.

在受热区域外,图 4 中对角线所划分的四个子区域 A, B, C, D 完全对称,FPA 所吸收的热量在四个子区域中以完全相同的方式进行传递,可以认为每个区

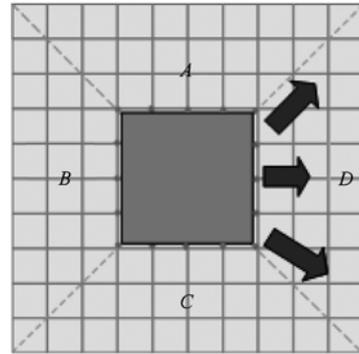


图4 中心 $M \times M$ 像素方形区域受热

域都承受了 1/4 的热流,且四个子区域之间热流传递相互独立,互不干扰,对角线即可以看作绝热线.

将 $M \times M$ 像素的受热区域等效成一个大的吸热单元,其等效反光板温升与等效框架温升分别以区域中各像素反光板温升平均值 ΔT_c 和框架温升平均值 ΔT_f 代替,再将区域中热量传递途径进行等效合并,用如图 5(a) 所示的电路模型表示. 受热区域的整体热阻分别表示为 $R_{Mabsorb,rad}$ (吸收板辐射热阻)、 $R_{Mleg,rad}$ (微悬臂梁辐射热阻)、 $R_{Mframe,rad}$ (框架辐射热阻)、 R_{Mleg} (微悬臂梁热传导热阻),这些热阻值均为 $M \times M$ 个像素热阻的并联值. 由于像素微悬臂梁上吸热的同时也发生着热传导过程,其像素腿上的均布吸热载荷可等效为腿中部一点的集中载荷,并通过一半的像素腿热阻进行传递;其热辐射过程也可类似得出. 图中需要关注的,也是本文要重点解决的 R_{Mframe} ,表示受热区域热量传递到外边框过程中所经过的框架总热阻.

在 $M \times M$ 像素的受热区域中,由于变形腿的温升与吸收板的温升相当(93.3%)^[15],可近似认为两者电势相等,得到更为简洁的传热电路模型(图 5(b)),图中 Q_{Meff} 是 $M \times M$ 像素的吸收板与微悬臂梁吸收的热量总和, $R_{Meff,rad}$ 是 $R_{Mleg,rad}$ 与 $R_{Mabsorb,rad}$ 的并联. 各值计算如下:

$$Q_{Meff} = M^2 \cdot \Delta q \cdot A_{eff},$$

$$Q_{Mframe} = M^2 \cdot \Delta q \cdot A_{frame},$$

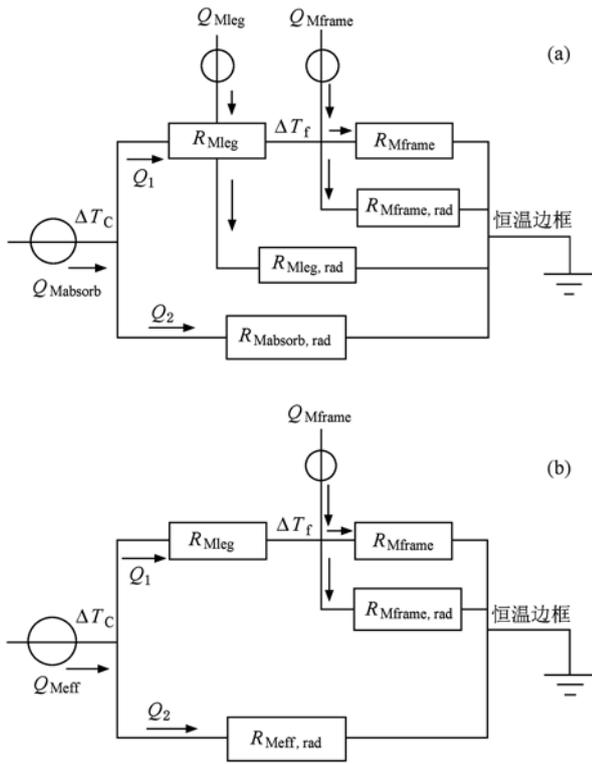


图5 (a)区域整体热流传递电路模型;(b)简化后的热传递电路模型

$$R_{Mleg} = \frac{1}{2M^2} \left[\frac{nL}{k_{SiN_x} A_{SiN_x} + k_{Au} A_{Au}} + \frac{nL}{k_{SiN_x} A_{SiN_x}} \right],$$

$$R_{Mframe,rad} = \frac{1}{8M^2 \sigma A_{frame} \epsilon_{SiN_x} T_0^3},$$

$$R_{Meff,rad} = \frac{1}{4M^2 \sigma \Omega T^3},$$

(4)

式中

$$A_{eff} = A_{absorb} + A_{leg},$$

$$\Omega = A_{absorb} (\epsilon_{SiN_x} + \epsilon_{Au}) + A_{leg} \epsilon_{SiN_x} + (A_{leg}/2) (\epsilon_{SiN_x} + \epsilon_{Au}),$$

$A_{absorb}, A_{leg}, A_{frame}$ 分别为像素单元中反光板、微悬臂梁、框架的表面积;其它参数与恒温基底模型参数一致。

至此,唯一不确定的量即为 $M \times M$ 像素受热区域的整体框架热阻,即受热区域将热量传递到边框时所经过的框架总热阻 R_{Mframe} ,这将在下节讨论。

5.2. 受热区域框架热阻推导

5.2.1. 中心像素点框架热阻

在 $N \times N$ 阵列的 FPA 阵列中,首先考虑中心结

点 O 到边框所经过的框架热阻 r_{frame} . 图 6 是用有限元方法对 FPA 阵列进行中心方形受热分析(加载方式如图 4)的典型温升结果,阵列大小为 30×30 像素,加热区域为 20×20 像素. 可以看到,在方形加热形式下, FPA 阵列各像素温升分布总体上呈现由里向外方形等势的方式,只在对角线上像素温升与方框上其他像素点略有差异. 基于此,提出本文的一个重要近似:方形加热时,由中心到边框,像素温升按方形等势线分布,只在对角线上略有差别. 即如图 7(a)所示,每条红线(粗线)均为温度等势线(靠近中心点附近为一个点),等势线上的各像素点为等温点,细线则为热流传递的路径。

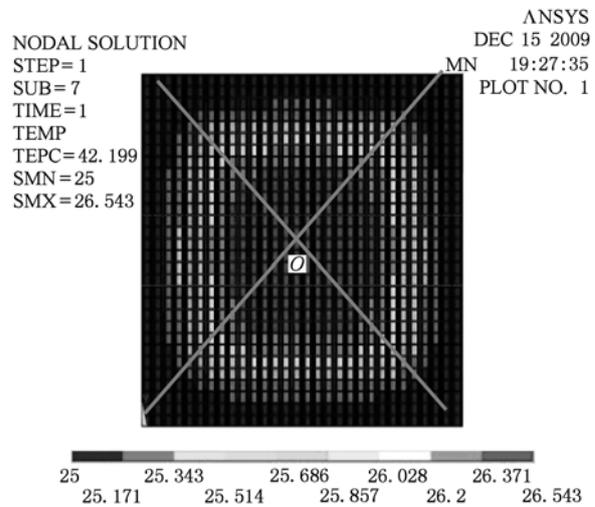


图6 中心 20×20 像素受热辐射时的有限元温升分布结果

设单个像素的边长为 L_{pixel} , 框架的横截面积为 $A_{sec,frame}$, 定义 r 为单位框架热阻,则

$$r = \frac{L_{pixel}}{K_{SiN_x} A_{sec,frame}}. \quad (5)$$

中心点到边框所经过的像素数 h 为 N 的一半, 即 $h = N/2$, 中心点到边框的距离为 $h \times L_{pixel}$. 在中心点加上单位恒流源, 由对称性, 加在中心点的热量在四个区域中以完全相同的方式独立传递, 互不干扰, 中心点到边框的热阻可看作四部分热阻的并联。

取 $1/4$ 子区域讨论(图 7(b)), 从下到上共有 $h + 1$ 层等势线(包括中心点和边框), 将各层等势线之间的热阻叠加, 可得到中心像素点到边框的热阻值 r'_{center} 为

$$r'_{center} = r + \frac{1}{\frac{1}{2r} + \frac{1}{r} + \frac{1}{2r}} + \frac{1}{\frac{1}{2r} + \frac{3}{r} + \frac{1}{2r}} + \dots$$

$$+ \frac{1}{2r} + \frac{2h-3}{r} + \frac{1}{2r}$$

$$= r \left[1 + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{2} + \dots + \frac{1}{h-1} \right) \right]. \quad (6)$$

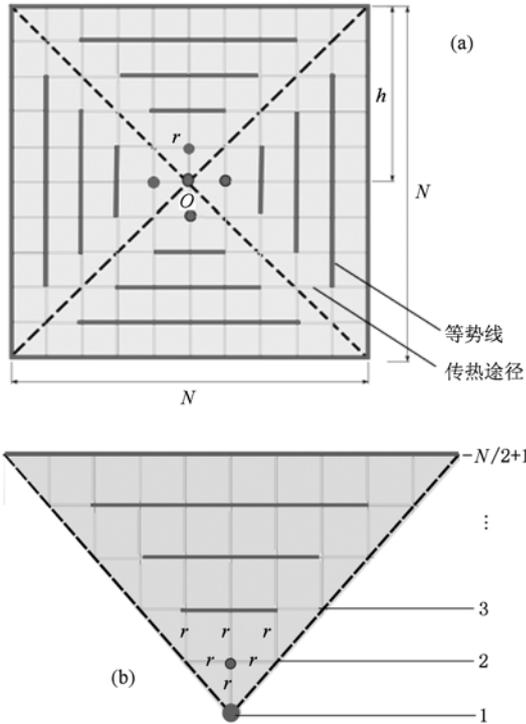


图7 (a) 框架等温线假设,图中每一条粗线假设为等势线,热流传递简化为等势线间的传递.阵列大小为 $N \times N$,中心点到边框的距离为 h 个像素长度;(b) 1/4 区域热流分布图

实际阵列中,中心像素点到边框的像素数 h 一般较大 ($h > 50$),有欧拉公式

$$1 + \frac{1}{2} + \dots + \frac{1}{h-1} \approx \ln h + 0.577. \quad (7)$$

考虑 4 个区域的热阻并联,即得到中心像素点到边框的总热阻为

$$r_{\text{frame}} = \frac{r'_{\text{center}}}{4} = \frac{r \left(1.29 + \frac{1}{2} \ln h \right)}{4}$$

$$= \frac{r \left(1.29 + \frac{1}{2} \ln \frac{N}{2} \right)}{4}. \quad (8)$$

应用基于基尔霍夫电流定律的电路矩阵,可编程计算得到 FPA 各结点的精确框架热阻.计算各阵列下 FPA 中心像素点到边框的热阻值,并与理论模型计算值对比于表 4,由表可见,最高误差在 10% 左右,证明上述关于框架热阻计算的理论模型具有可靠性(表中数据为中心像素热阻与单位框架热阻 r

的比值).

表 4 FPA 中心结点热阻的基尔霍夫定律
计算值与理论模型计算值比较

阵列大小/ $\mu\text{m} \times \mu\text{m}$	30 × 30	60 × 60	100 × 100	160 × 160
基尔霍夫理论值(r_{frame}/r)	0.70	0.81	0.89	0.97
模型计算值(r_{frame}/r)	0.66	0.75	0.81	0.87
误差/%	5.71	7.47	8.98	10.30

5.2.2. 方形区域受热辐射时的整体热阻模型

考虑 $N \times N$ 阵列中, $M \times M$ 像素的受热区域的整体框架热阻,由对称性,考虑 1/4 子区域(图 8).在整体考虑下,框架热阻可简化为受热区域边缘处等势线到边框的热阻,由前一小节中的计算方法,其值可计算为

$$R'_{\text{Mframe}} = r \left[(1.29 + 0.5 \times \ln(N/2)) - (1.29 + 0.5 \times \ln(M/2)) \right]$$

$$= r \ln(N/M)/2. \quad (9)$$

考虑对称后,受热区域的整体框架热阻为

$$R_{\text{Mframe}} = R'_{\text{Mframe}}/4 = r \ln(N/M)/8. \quad (10)$$

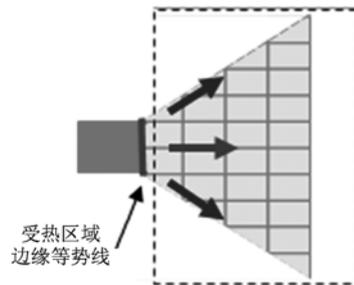


图 8 热量在 1/4 FPA 区域独立传播示意图

5.3. 受热区域整体温升响应

由电路图 5 可计算出受热区域整体平均温升

$$\Delta T_{\text{M,C}} = \frac{(1 + \beta) R_{\text{Meff,frame}} + R_{\text{Mleg}}}{R_{\text{Mleg}} + R_{\text{Meff,frame}} + R_{\text{Meff,rad}}} R_{\text{Meff,rad}} M^2 A_{\text{eff}} \Delta q, \quad (11)$$

式中, $R_{\text{Meff,frame}}$ 是 R_{Mframe} 与 $R_{\text{Mframe,rad}}$ 的并联值.

平均热转换效率为

$$H_{\text{M}} = \frac{\Delta T_{\text{M,C}}}{\Delta T_{\text{S}}} = \frac{(1 + \beta) R_{\text{Meff,frame}} + R_{\text{Mleg}}}{R_{\text{Mleg}} + R_{\text{Meff,frame}} + R_{\text{Meff,rad}}}$$

$$\times R_{\text{Meff,rad}} \frac{M^2 A_{\text{eff}} \varepsilon_{\text{SiN}_x} \tau_0 \pi}{4 F^2} \frac{dP}{dT_{\text{S}}}. \quad (12)$$

等效总热导为

$$G_{\text{M,total}} = \frac{R_{\text{M,leg}} + R_{\text{M,frame}} + R_{\text{M,rad}}}{R_{\text{M,rad}} [(1 + \beta) R_{\text{M,frame}} + R_{\text{M,leg}}]}. \quad (13)$$

考虑 n 次回折结构微梁单元, 框架温升与反光板温升的比值用 Γ 表示, 则叠加后的总热机械效率为

$$S_{M,T} = \frac{\Delta\theta}{\Delta T_{M,C}} = \frac{(n+1) + (n-1)\Gamma}{2} \times 6(\alpha_{Au} - \alpha_{SiN_x}) \left(\frac{n_1 + 1}{K} \left(\frac{L_{leg}}{t_{SiN_x}} \right) \right). \quad (14)$$

至此, 无基底 FPA 的各理论性能参数均已计算出. 根据 (12) 式和 (14) 式结果和实验光学读出响应率就能获得无基底模型下的理论系统响应率.

5.4. 有限元验证

前文已经用基尔霍夫定律证明了本文重点关注的框架热阻 R_{Mframe} 计算模型的可靠性, 有限元法将在此基础上更进一步检验整个理论模型的正确性. 在有限元分析中, 认为 FPA 与基底相连的边框温度和周围环境的温度相同, 实际设置一个温度为 298 K 的温度约束; 采用方形加热方式, 加热区域为 FPA 中心 10×10 像素区域, 加载热流率密度为 10 W/m^2 的热流载荷, 根据这个载荷由 (3) 式可反推出目标热源的温度变化为

$$\Delta T_s = \Delta q / \left(\frac{T\epsilon\pi}{4F^2} \cdot \frac{dP}{dT_s} \right) = 17.97 \text{ K}. \quad (15)$$

根据 FPA 实际尺寸建立有限元模型(表 5), 由

表 5 当 $\Delta q = 10 \text{ W/m}^2$ 时 FPA (30×30 阵列) 微梁单元的平均温升

像素尺寸/ μm^2	反光板/ μm^2	Au 膜厚度/ μm	SiN _x 膜厚度/ μm	梁宽/ μm	梁长/ μm	回折数	框架宽度/ μm	$\Delta T_{theory}/\text{K}$	$\Delta T_{FEM}/\text{K}$	误差/%
200 × 200	180 × 130	0.2	2.0	2.0	180	2	10	1.64	1.65	0.6
120 × 120	100 × 58	0.2	1.2	2.0	100	3	10	1.27	1.32	3.8
60 × 60	52 × 28	0.2	0.5	1.5	52	2	3	1.16	1.20	3.3

6. 无基底理论模型的应用与讨论

6.1. 无基底理论的实验验证

基于上述理论模型, 分别用 $200 \mu\text{m}$, $120 \mu\text{m}$ 及 $60 \mu\text{m}$ 单元尺寸的 FPA 进行实验分析, 各尺寸下的实验结果如图 10 所示. 同时计算出表 1 中各尺寸 FPA 的理论响应率, 并与实验值对比(表 6). 从表 6 可见, 各像素尺寸下无基底 FPA 理论模型与实验系统响应率的误差均在 8% 以内, 理论与实验符合得很好.

将表 6 所示结果与表 3 进行对比, 可以看出当框架尺寸相对较大, 且加热区域很小时, 框架本身的温升较小(占反光板温升比 12.8%), 可以近似看

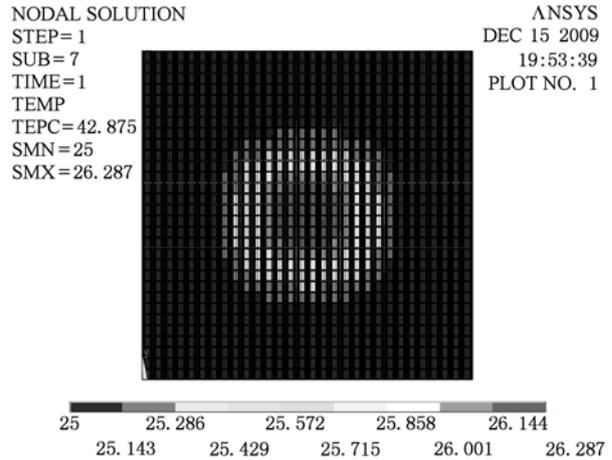


图 9 像素尺寸为 $60 \mu\text{m} \times 60 \mu\text{m}$ 的 FPA, 中心 10×10 区域受热辐射时的温度分布

于有限元精确求解大阵列 FPA 时, 计算量极大, 所以一般只能计算 30×30 阵列的 FPA. 图 9 给出了 30×30 阵列在中心 10×10 像素加热区域下有限元温度分布图. 计算有限元结果中 10×10 像素区域内所有微梁单元温升的算术平均值 ΔT_{FEM} , 作为加热区域的平均温升, 将该值与本文提出的理论公式 (13) 式计算出来的理论平均温升 ΔT_{theory} 进行对比, 可以看到, 理论计算值与有限元模拟值误差在 5% 以内, 符合得很好.

作恒温基底, 并用恒温基底模型加以计算, 因此表 3 中 $200 \mu\text{m} \times 200 \mu\text{m}$ 尺寸 FPA 仍计算值仍近似与理论值相等; 而当空间分辨率增大且加热区域像素增多时, 框架温升迅速上升, 在 $60 \mu\text{m} \times 60 \mu\text{m}$ 时已上升至反光板温升的 98%, 完全不能满足恒温基底的条件, 表 3 中结果显示恒温基底模型计算结果与实验结果相差达到一个量级, 而新的理论模型则提供了误差极小的结果(0.6%).

6.2. 无基底 FPA 的响应时间

传感系统的响应时间 τ 可定义为, 当瞬态输出信号达到稳态输出变化的 $1/\sqrt{2}$ 时所需的时间. 对于热型红外探测器, 理论分析表明, 其热响应时间为系统总热容与总热导之比^[20].

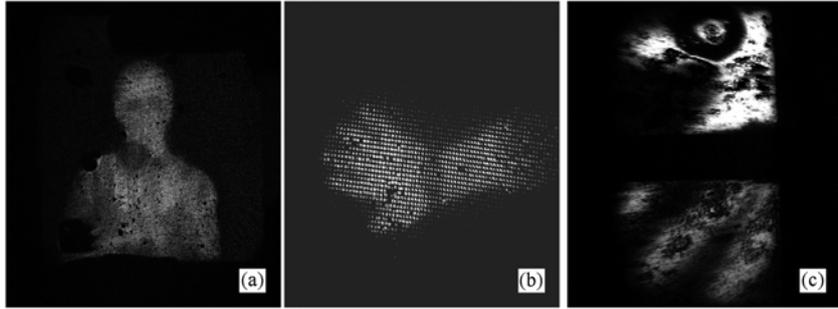


图 10 (a)200 μm 单元 FPA ; (b)120 μm 单元 FPA ; (c) 60 μm 单元 FPA(朝下的手掌)

表 6 无基底理论与实验的比较

FPA 编号	M	$\Gamma(\Delta T_f / \Delta T_c)$	$G_{M, total} / (10^{-6} W/K)$	$H_M / \%$	$S_{M, T} / (10^{-4} rad/K)$	$\delta N / \delta \theta$ 实验值 / (gray/°)	新理论模型响应率 / (gray/K)	实验响应率 / (gray/K)	误差 / %
1	1	0.128	0.227	6.45	4.25	9000	14.1	15.3	7.8
2	2	0.309	0.403	4.53	9.07	10000	23.5	25.0	6.0
3	50	0.980	32.7	8.85	18	8000	71.4	71.0	0.6

整体考虑下, $M \times M$ 像素受热区域的总热容为

$$C_{M, total} = M^2 [\rho_{SiN_x} c_{SiN_x} t_{SiN_x} (A_{mir} + A_{leg} + A_{frame}) + \rho_{Au} c_{Au} t_{Au} A_{leg} / 2 + \rho_{Au} c_{Au} t_{mir, Au} A_{mir}], \quad (16)$$

式中, ρ, c, t 分别是双材料梁上各材料的密度, 比热容和厚度, $t_{mir, Au}$ 为反光板上金的厚度, A 为各部分的吸热面积.

总热导 $G_{M, total}$ 已由(13)式给出, 因此可计算出无基底 FPA 的响应时间 $\tau_{M, stf}$ 为

$$\tau_{M, stf} = \frac{C_{M, total}}{G_{M, total}}. \quad (17)$$

为验证上式的正确性, 我们制作出由四个不同设计参数单元构成的无基底 FPA(图 11), 设计参数如表 7 所示. 四个成像区的热响应时间可以通过实验的方法获得. 将红外源的温度设定为 42°C, 当成像稳定后, 突然在红外源与成像系统之间插入一个温度恒定的挡板(温度恒定室温). 图 12 记录了四个成像区在 CCD 上灰度值随时间的变化, 由图可以看出, 四个区域的响应时间大致相同. 由响应时

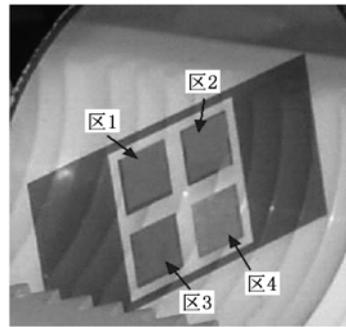


图 11 四个具有不同设计参数的 FPA 成像区域

间的定义, 四个区域对应的 CCD 灰度减小至 $1/\sqrt{2}$ 倍灰度变化总量所用的时间即为 FPA 的响应时间, 计算得到各区域响应时间均在 0.18 s 左右. 根据(17)式可以求出理论响应时间, 计算结果列于表 8 中, 可见理论与实验符合得很好. 而恒温基底理论模型的计算结果与实际响应时间有着数量级的误差, 进一步证明了无基底 FPA 理论模型的正确性和实用性.

表 7 四个不同成像区的设计参数(阵列大小为 100 × 100)

	单元尺寸 / μm ²	反光板面积 / μm ²	梁长 / μm	梁宽 / μm	框架宽 / μm	Au 厚度 / μm	SiN _x 厚度 / μm
区 1	60 × 60	41 × 9	41	2	3	0.2	0.7
区 2	60 × 60	42 × 18	42	1.5	3	0.2	0.7
区 3	60 × 60	52 × 28	52	1.5	3	0.2	0.7
区 4	60 × 60	51 × 19	51	2	3	0.2	0.7

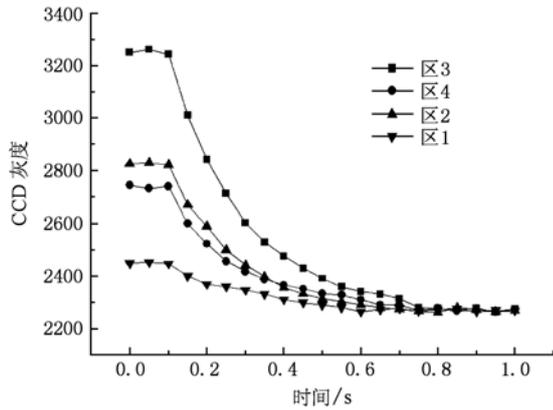


图 12 四个成像区对应的 CCD 灰度随时间的关系

表 8 四个不同成像区的响应时间

	区 1	区 2	区 3	区 4
理论响应时间 /s	0.15	0.16	0.17	0.16
实验响应时间 /s	0.18	0.18	0.18	0.18
有基底模型的响应时间 /s	0.010	0.016	0.028	0.019

6.3. 分析讨论

无基底 FPA 中, 框架不再保持恒温, 在吸热的同时也起着传导热量的作用. 像素尺寸变化对 FPA 热量传递有着重要影响. 当像素尺寸 200 μm 时, 框架横截面积为 10 $\mu\text{m} \times 2 \mu\text{m}$, 热导与热容均较大, 能迅速将热量传递到边框上, 框架温升较低, 其温升占反光板温升比率只有 12.8%, 框架仍可近似等效为恒温的, 此时 FPA 的温度灰度响应值与恒温基底模型相差不大; 而当 FPA 像素尺寸下降到 60 μm 时, 支撑框架的横截面积下降为 3 $\mu\text{m} \times 0.5 \mu\text{m}$, 热导与热容均急剧下降, 热量不能及时传递到边框上, 框架温升提高, 框架与反光板的温升比率上升至 98%, 已完全不符合恒温基底模型的条件. 由表 3 可

以看出, 尺寸效应还引起传热主要途径的变化, 当 FPA 的像素尺寸从 200 μm 下降至 60 μm 时, 微悬臂梁的热导 G_{leg} 与辐射热导 G_{rad} 的比值由 0.92 上升至 10.7, 也就是说, FPA 热量传递的主要途径由辐射传热转变为微悬臂梁热传导, 在小像素下, 大部分热量都通过微悬臂梁传递到了框架上, 这也是造成框架温升大幅提高的重要原因.

相对于有限元数值计算而言, 本文提出的无基底 FPA 理论模型在计算大阵列 FPA 响应时具有优势, 更重要的是, 无基底理论模型可以根据所要达到的响应值并结合 FPA 结构强度要求, 对 FPA 单元中反光板、微悬臂梁、框架的尺寸进行反向设计与优化, 为 FPA 的设计制作提供理论基础, 而这样的反向设计是有限元分析不容易直接做到的.

7. 结 论

无基底 FPA 去除了恒温基底, 各像素通过框架传热相互影响, 有限元分析表明, 空间分辨率增大时, 框架温升占反光板温升的 80% 以上, 已经完全不能满足恒温基底模型的前提条件. 本文针对无基底 FPA 的特点, 结合电路比拟的方法, 考虑了框架传热及像素相互影响的因素, 提出了一套新的热传递分析模型. 理论模型计算结果与有限元分析结果及实验结果进行了比较, 误差在可接受的范围内. 利用理论模型计算出的 FPA 灰度响应时间也与实际响应时间非常接近, 误差同样在 10% 左右. 可以证明, 该理论模型是切实可靠的, 可以用作计算无基底 FPA 阵列响应的依据. 相对于有限元计算, 该理论模型除了在计算大阵列 FPA 时更加快速可靠外, 还能够很方便的根据特定的响应要求对 FPA 进行反向设计与优化, 体现了该理论模型的优越性.

[1] Rogalski A 2003 *Prog. Quant. Electron* **27** 59
 [2] Chen C H, Yi X J, Xiong B F 2001 *Acta. Phys. Sin.* **50** 450 (in Chinese) [陈长虹、易新建、熊笔锋 2001 物理学报 **50** 450]
 [3] Mao M, Perazzo T, Kwon O, Majumdar A, Varesi J, Norton P 1999 *Proc. IEEE MEMS* 100
 [4] Ishizuya T, Suzuki J, Akagawa K, Kazama T 2001 *J. Institute of Image Information and Television Engineers* **55** 304
 [5] Ishizuya T, Suzuki J, Akagawa K, Kazama T 2002 *Proc. IEEE MEMS* 578

[6] Zhao Y, Mao M, Horowitz R, Majumdar A, Varesi J, Norton P, Kitching J 2002 *J. MEMS* **11** 136
 [7] Senesaca L R, Corbeil J L, Rajic S, Kazama T 2003 *Ultramicroscopy* **97** 451
 [8] Dong F L, Zhang Q C, Chen D P, Pan L, Guo Z Y, Wang W B, Duan Z H, Wu X P 2006 *Sensors and Actuators A* **133** 236
 [9] Shi S L, Chen D P, Li C B, Jiao B B, Ou Y, Jing Y P, Ye T C, Guo Z Y, Zhang Q C, Wu X P 2007 *Meas. Sci. Technol* **18** 1321

- [10] Miao Z Y, Zhang Q C, Guo Z Y, Wu X P, Chen D P 2007 *Opt. Lett.* **32** 594
- [11] Xiong Z M, Zhang Q C, Gao J, Wu X P, Chen D P, Jiao B B 2007 *J. Appl. Phys.* **102** 113524
- [12] Pan L, Zhang Q C, Wu X P, Duan Z H, Chen D P, Wang W B, Guo Z Y 2004 *Experimental Mechanics* **19** 403 (in Chinese) [潘亮、张青川、伍小平、段志辉、陈大鹏、王玮冰 2004 实验力学 **19** 403]
- [13] Xiong Z M, Zhang Q C, Chen D P, Wu X P, Guo Z Y, Dong F L, Miao Z Y, Li C B 2007 *Acta. Phys. Sin.* **56** 2529 (in Chinese) [熊志铭、张青川、陈大鹏、伍小平、郭哲颖、董凤良、缪正宇、李超波 2007 物理学报 **56** 2529]
- [14] Dong F L, Jiao B B, Zhang Q C, Chen D P, Miao Z Y, Xiong Z M 2007 *Experimental Mechanics* **22** 401 (in Chinese) [董凤良、焦斌斌、张青川、陈大鹏、缪正宇、熊志铭 2007 实验力学 **22** 401]
- [15] Cheng T, Zhang Q C, Chen D P, Wu X P, Shi H T, Gao J 2009 *Acta. Phys. Sin.* **58** 852 (in Chinese) [程腾、张青川、陈大鹏、伍小平、史海涛、高杰 2009 物理学报 **58** 852]
- [16] Cheng T, Zhang Q C, Chen D P, Shi H T, Gao J, Qian J, Wu X P 2010 *Chin. Phys. B* **19** 010701
- [17] Miao Z Y, Zhang Q C, Chen D P, Wu X P, Li C B, Guo Z Y, Dong F L, Xiong Z M 2006 *Acta. Phys. Sin.* **55** 3208 (in Chinese) [缪正宇、张青川、陈大鹏、伍小平、李超波、郭哲颖、董凤良、熊志铭 2006 物理学报 **55** 3208]
- [18] Guo Z Y, Zhang Q C, Cheng D P, Wu X P, Dong F L, Miao Z Y, Xiong Z M, Li C B 2006 *Experimental Mechanics* **20** 213 (in Chinese) [郭哲颖、张青川、陈大鹏、伍小平、董凤良、缪正宇、熊志铭、李超波 2006 实验力学 **20** 213]
- [19] Zhang Q C, Miao Z Y, Guo Z Y, Dong F L, Xiong Z M, Wu X P, Chen D P, Li C B, Jiao B B 2007 *Optoelectron. Lett.* **3** 119
- [20] Kruse P W 1997 *Semiconductors and Semimetals* **47** 17

Analysis of theoretical model of thermal infrared imager based on the substrate-free focal plane array*

Jiang Xing-Kai Zhang Qing-Chuan[†] Shi Hai-Tao Mao Liang Cheng Teng Wu Xiao-Ping

(Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials of Chinese Academy of Sciences,

University of Science and Technology of China, Hefei 230027 China)

(Received 19 June 2010; revised manuscript received 24 August 2010)

Abstract

Based on thermal deformation of bi-material microcantilever, the focal plane array (FPA) of uncooled optical readout infrared (IR) imaging system has undergone a development from substrate array to substrate-free array. The experimental imaging result and finite element method (FEM) analysis indicated that the substrate-free focal plane array (FPA) did not accord with the condition of constant frame temperature. This paper proposed a new theoretical model on thermal transmission of substrate-free FPA with electrical analogy method. Considering the system as a whole, the analysis of complex thermal interaction of adjacent elements could be averted while the heat absorption and transmission of frame could be considered. The temperature of outer frame was set to be equal to the ambient temperature as a boundary condition. Although it was not so flexible compared with FEM analysis when dealing with the boundary condition, the theoretical model was proved to correspond with the experimental result, and could be used as an approximate formula in thermal response calculation of substrate-free FPA. The model avoids the complication of FEM analysis, especially for large arrays. Further more, the model can be used for substrate-free FPA dimensions design and optimization under certain response target.

Keywords: optical readout, substrate-free, uncooled infrared imaging, focal plane array

PACS: 44.10.+i, 07.57.-c, 07.60.-j, 02.70.Dh

* Project supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 10872191, 10872189, 10732080).

[†] Corresponding author. Email: zhangqc@ustc.edu.cn