

光调制红外热像仪的设计与有限元模拟

张流强 杨根庆

(中国科学院上海冶金研究所传感技术国家重点实验室, 上海 200050)

摘 要 新型热像仪是一种基于微机械技术的光调制热成像系统, 它采用光调制原理来实现像转换和像增强, 其核心是一个采用与互补型金属氧化物半导体工艺相容的微机械技术制作的光调制热成像器件。该系统具有一系列潜在的优点: 灵敏度和分辨率高、体积和能耗小、响应时间短并可在室温下工作。叙述了器件的设计和建模, 通过一种简化的悬臂梁理论计算了其灵敏度、最小可探测能量及响应时间等参数, 并对双材料梁的设计进行了优化。采用 ANSYS 5.4 程序对设计的器件进行了有限元模拟, 得到的灵敏度和响应时间分别为 0.03 m/W 和 6 ms 。

关键词 热像仪, 光调制热成像器件, 红外传感, 光调制, 微机械。

1 引 言

微光夜视仪和热像仪是夜间观测的两种主要手段。到目前为止, 尽管这些仪器都得到了很大发展, 但由于自身特点以及材料和制备方面的困难, 这些仪器或系统仍存在一些不足^[1-6]。近年来, 微机械技术或微电子机械系统的迅速发展使得这一现状有可能得到改观。

将微机械技术应用于红外传感器已有十分成功的先例^[7], 采用牺牲层技术制作的悬空结构具有良好的绝热效果, 从而可大大提高红外成像传感器的灵敏度。但是微机械技术在热阻型传感器上的应用只是对传统的红外传感器的一个改进。

文献 [8] 提出了一种高分辨的温度 (热) 传感器的原理和设计, 该器件是基于微机械技术的一种全新的器件, 但它只是一种对表面温度敏感的扫描热探针而非热像仪。文献 [9] 则报道了另一种基于微机械技术的热传感器, 该微型互补型金属氧化物半导体热传感器实际上是用微机械技术制作的一种热堆, 不大可能用于制作大阵列的成像传感器。

本文提出了一种新颖的热成像系统——光调制热像仪(LMTIS), 与传统的微光夜视仪或热像仪相比, 该系统采用了一种截然不同的像转换和像增强原理: 其像转换不是一种红外-电-可见光的转换过程, 而是一种红外-位移-可见光转换过程; 其像增强也不是通过电子倍增来实现, 而是通过光子倍增来实现, 是一种全光系统, 无需任何处理电路。这种热像仪集像转换和像增强于一体, 其核心器件是由微机械工艺制作成的一块芯片——光调制热成像器件(LMTID), 因此, 系统的体积和能耗大大减小。此外, 还有可在室温下工作的优点, 无需笨重的冷却系统。光调制热成像器件的制备可采用表面微机械技术, 此技术已在变形微镜器件(DMD)及其它微机电系统中得到了验证和广泛应用^[10-12], 易于批量生产。由于这些显著特点, 光调制热像仪作为一种新颖的红外探测手段, 将在军事、天文、医学和汽车等领域获得

广泛应用。本文论述了光调制热成像器件的设计, 并采用有限元方法对其性能进行了模拟。

2 原 理

光调制热成像器件是一个 $m \times n$ 阵列, 每个像元由一个平面微镜和一个固定在基片上的

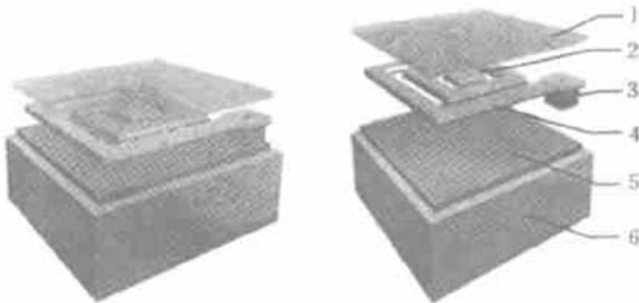


Fig. 1 Schematic drawing of the pixel structure of LMTID.

1: mirror; 2: mirror anchor; 3: support post; 4: bi-material spring; 5: heat collecting layer; 6: silicon substrate

热弹性元件(螺旋形的双材料片)构成, 如图 1 所示。光调制热像仪实质上是由光调制热成像器件和一固定镜面构成的迈克耳孙干涉仪, 如图 2 所示。工作时, 红外辐射在光调制热成像器件的基片(涂有红外吸收涂层的单晶硅片)上形成有梯度的温度场。由于热弹性元件直接固定在基片上, 基片上的热流将沿着它向上传递。这样, 不同的温度将使热弹性元件发生不同的伸缩变形, 从而使固定在其上的微镜产生不同的纵向位移。可动微镜与一固定镜面构成迈克耳孙干涉装置,

因此微镜的位移将对出射光束进行调制, 其关系式为^[13]

$$I = I_0 \sin^2(\pi\delta/\lambda), \quad (1)$$

其中, I 为调制后的光强, I_0 为最大光强, λ 为干涉光的波长, δ 为微镜在垂直方向上的位移。图 2 右边显示的光调制函数曲线表明, 当微镜的位移在 $0 \sim \lambda/4$ 范围内变化时, 出射光强随之单调变化, 相应地, 红外图像也就转换为增强了的可见光图像。可见, 光强随微镜位移的变化可近似为一线性关系, 因此, 在后面的设计中, 可以只考虑微镜对热能的位移响应。

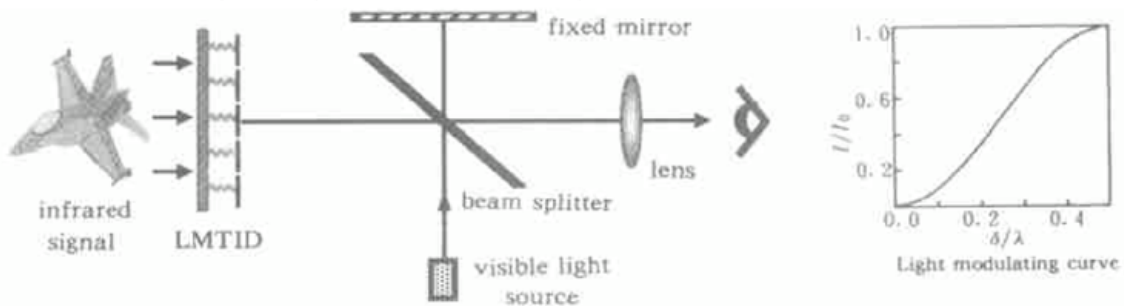


Fig. 2 Schematic diagram of the operating principle of LMTIS

3 设计理论与模型

为简化设计, 把作为热弹性材料的螺旋形梁简化为一直条形悬臂梁模型, 将微镜等效为位于悬臂梁末端的一个质量块, 如图 3 所示。假设热能集中从悬臂梁的一端输入, 另一端保持为环境温度 T_0 , 且悬臂梁不向周围空气散热。

3.1 探测灵敏度

设悬臂梁顶端的位移为 δ , 输入的能量为 E , 则根据悬臂梁理论^[8, 14], 传感器的灵敏度 $S = \delta/E$, 可进一步推出为

$$S = 2\left(\frac{\alpha_2}{\lambda_2}\right)\left(\frac{L^3}{t_2^2 w}\right)\theta, \quad \theta = \left[\frac{(\beta-1)(n+1)}{K(\gamma n+1)}\right], \quad (2)$$

其中 L 为悬臂梁的长度, w 为梁宽, t 为悬臂梁厚度, E 为弹性模量比, α 为热胀系数, λ 为导热率, $\gamma = \lambda_1/\lambda_2$, $\beta = \alpha_1/\alpha_2$, $K = 4 + 6n + 4n^2 + \Phi n^3 + 1/\Phi$, $n = t_1/t_2$, $\Phi = E_1/E_2$, 下标 1 和 2 分别对应双层梁的两种材料。(2) 式第一式包含有一种材料的性能参数, 第二式只含有该材料的几何参数, 而 θ 包含了两种材料的性能参数和几何参数的比值。显然, 当 L 增加 t_2 减小时, 灵敏度 S 随之增大。同时, 灵敏度也可由 θ 的最大化而得到提高。当 $n \rightarrow 0$ 或 $n \rightarrow \infty$ 时, $K \rightarrow \infty$, 因而 $\theta \rightarrow 0$ 。这一极限情况意味着当其中一种材料的厚度远大于另一种材料, 或者说悬臂梁由一种材料构成时, 灵敏度 S 将降为 0。可见, 存在一个最优化的 n 使灵敏度 S 最大。

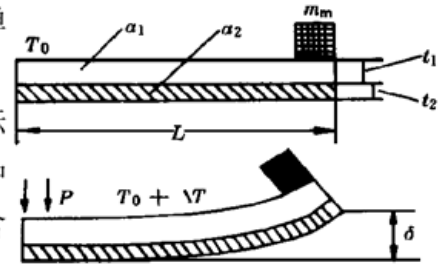


Fig. 3 Schematic of cantilever

3. 2 最小分辨能量

从 (2) 式可以看出, 灵敏度 S 随着梁长 L 的增加和梁厚 t 及梁宽 w 的减小而提高, 但并非梁越瘦长, 灵敏度就越高。因为梁的几何参数影响系统的噪声, 从而最终影响系统的能量分辨率。假设悬臂梁的热噪声是系统的主要噪声源^[15], 则最小可探测能量即为热噪声等效能量

$$E_{\min} = (1/S) \sqrt{4k_B T B / k \omega Q}, \quad (3)$$

其中 k_B 是玻耳兹曼常数, T 为环境温度, B 为系统的带宽, ω 为机械共振频率, 而 Q 为共振的品质因子, k 为悬臂梁的弹性常数。由最小可分辨能量可以得到最小可分辨温度 ΔT_{\min} 为

$$\Delta T_{\min} = E_{\min} L / [(\lambda_1 t_1 + \lambda_2 t_2) w]. \quad (4)$$

3. 3 响应时间

传感元件的响应时间包括机械响应时间和热响应时间两部分, 其中机械响应时间由可动部件(包括微梁和微镜)的谐振频率来确定, 热响应时间由使热弹性元件的各部分温度均匀化所需的热传导时间来确定。

使用简谐振子模型, 则谐振频率可表达为

$$\omega = \sqrt{k/m}, \quad (5)$$

其中, k 为谐振子的弹性常数, 对一长方形截面的悬臂梁, k 可表达为

$$k = (w/4L^3)(E_1 t_1^3 + E_2 t_2^3), \quad (6)$$

式中, $m = m_c + m_m$, m_c 与 m_m 分别为悬臂梁和微镜的有效质量,

$$m_c = 0.48wL(\rho_1 t_1 + \rho_2 t_2), \quad (7)$$

$$m_m = rS_m \rho_m (t_1 + t_2), \quad (8)$$

其中, ρ 为材料密度, 下标 c 和 m 分别表示悬臂梁和微镜, S_m 为微镜的面积, r 为微镜和双材料梁厚度的比值。微机械方法制备的微型可动部件具有很高的谐振频率, 因而器件的响应时间主要由热响应时间来确定。而热响应时间可由下式来估算

$$\tau = (L^2/3)(\rho_1 C_1 t_1 + \rho_2 C_2 t_2) / (\lambda_1 t_1 + \lambda_2 t_2), \quad (9)$$

其中 C 为热容。上式表明, 热响应时间随长度 L 的增加而迅速增加, 因此, 不能为了灵敏度的提高而无限制地增加悬臂梁的长度, 必须有一个折衷的考虑。

4 设计优化

为保证微镜对出射光束的线性调制, 微镜只能作纵向位移, 而不能有大的横向倾斜, 这

要求作为热弹性元件的双材料片必须为对称形状。为此可以将微镜设计为六角形或四边形,但由于三梁结构在相同的单元面积时可以得到更大的梁长,因而在不降低灵敏度的情况下,采用三梁结构更有利于实现小的单元尺寸。基于上述分析,将作为热弹性元件的双材料梁设计为对称的三螺旋形。热弹性元件通过一个居于中间位置的支柱固定在作为集热层的六角形底座上。该底座的下面一层材料是在硅基片上生长的一层热吸收材料,上面为导热性能良好的金属材料。这一结构设计可大大增加热弹性元件的集热效率。图 4 (a) 和 (b) 显示了该变像器芯片的一个像素单元,而图 4 (c) 是一个 7 元素阵列的示意图。

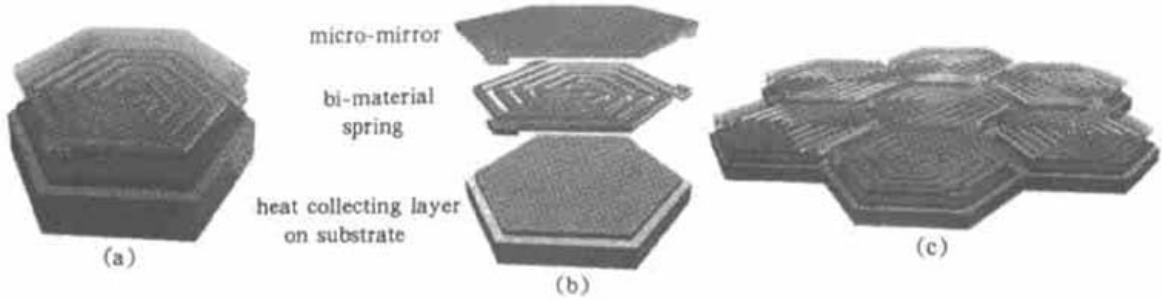


Fig. 4 Configuration of the LMTID. (a) Cell structure, (b) Exploded view, (c) 7-element array

对上述的三梁结构设计,由于每一个悬臂梁只能分享入射功率的 $1/3$,梁的最大位移也就只有原来的 $1/3$,故器件的灵敏度降为原来的 $1/3$ 。同时谐振频率的计算也必须作一些调整: $k \rightarrow 3k$, $m_c \rightarrow 3m_c$ 。修正后的关系式为

$$S = \frac{2}{3} \left(\frac{\alpha_2}{\lambda_2} \right) \left(\frac{L^3}{t_2^2 w} \right) \theta, \quad \theta = \left[\frac{(\beta - 1)(n + 1)}{K(\gamma n + 1)} \right], \quad (10)$$

$$\omega_0 = \left[\frac{0.75w E_2 t_2^2 (\Phi h^3 + 1)}{1.44w L^4 \rho_2 (\Psi n + 1) + r S_m L^3 \rho_m (n + 1)} \right]^{1/2}, \quad (11)$$

$$P_{\min} = 12 \sqrt{\frac{k_B T B}{Q}} \left(\frac{\lambda_2}{\alpha_2} \right) \left(\frac{w}{L} \right) \Omega, \quad (12)$$

其中,
$$\Omega = \left[\frac{1.44w L^2 \rho_2 (\Psi n + 1) + r S_m L \rho_m (n + 1)}{108w^3 E_2^3 (\Phi h^3 + 1)^3} \right]^{1/4} \frac{K(\gamma n + 1)}{(n + 1)(\beta - 1)},$$

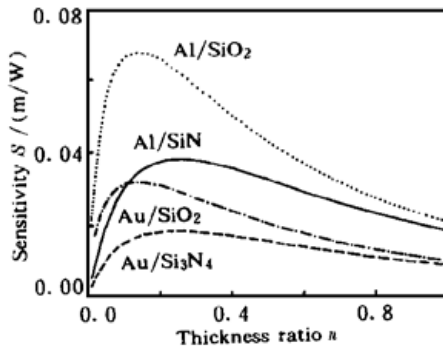
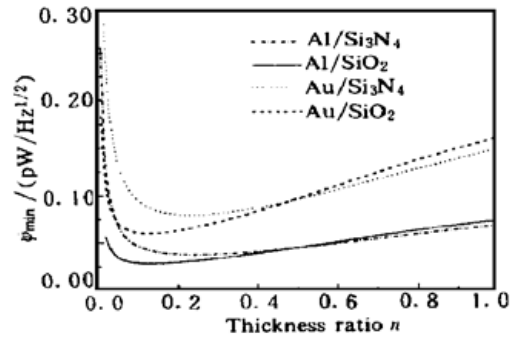
且
$$\Psi = \rho_1 / \rho_2. \quad (13)$$

依据 (10) 式,不同双材料组合情况下的器件灵敏度 S 对双材料梁厚度比 n 的关系曲线如图 5 所示。用于计算的材料性能列于表 1,而几何参数在表 2 中给出。几何参数的确定将在后面作进一步的讨论。显然,对每一种材料组合都存在一个最佳的厚度比 n_{opt} 使得灵敏度 S 最大。(12) 式和 (13) 式表明,增加梁长 L 和降低梁宽 w 的确能够提高能量分辨率,但梁的厚度从这两个关系式中消失,也就是说,能量分辨率与厚度无关。必须指出,只有当热噪声为主要噪声源时这一结论才能成立。为分析等效热噪声能量,可将 (12) 式改写为

$$E_{\min} = \Psi_{\min} \sqrt{B}, \quad (14)$$

$$\Psi_{\min} = 12 \sqrt{\frac{k_B T}{Q}} \left(\frac{\lambda_2}{\alpha_2} \right) \left(\frac{w}{L} \right) \Omega. \quad (15)$$

通过使 Ψ_{\min} 最小化,可以得到又一个最佳厚度比 n_{opt} ,但该厚度比近似等于通过选择材料和几何参数而使灵敏度最大化而得到的优化值。图 6 显示了 Ψ_{\min} 作为厚度比的函数关系曲线。除前述的材料和几何参数外,这里假定品质因子 $Q = 15$ 和环境温度 $T = 300 \text{ K}$ 。

Fig. 5 Plot of sensitivity vs. thickness ratio n Fig. 6 Plot of ψ_{\min} vs. thickness ratio n

使用上面的理论推导, 就可以对给定双材料梁的光调制热成像器件的设计进行优化, 使用的参数和结果都列于表 1 和表 2。因为一个光学系统的带宽是有限的, 光调制热像仪的带宽由观察者的眼睛决定。因微镜厚度通常为 $0.6 \mu\text{m}$, 约等于双材料梁厚度的 2 倍, 故 r 被设为 2, 而 Q 根据文献[8] 被取为 15。正如表 2 所示, Al-SiN_x 和 Al-SiO_x 双材料梁是热弹性元件的理想选择, 但考虑到界面反应及厚度控制等因素, 此处设计的光调制热成像器件中采用了优化设计的 Al-SiN_x 双材料梁。微镜采用铝材料, 其外径大小为 $31 \mu\text{m}$, 整个单元大小为 $32 \mu\text{m}$ 。双材料梁的宽度为 $2 \mu\text{m}$, 总厚度为 300 nm , 厚度比 $t_{\text{Al}}/t_{\text{SiN}} = 0.26$ 。热吸收材料可根据应用目的来决定, 集热层由 300 nm 厚的金薄膜构成。

Table 1. Properties of material used in theoretical calculation^[8, 16]

material	density $\rho / (\text{kgm}^{-3})$	elastic modulus $E / (10^{11} \text{Nm}^{-2})$	Poisson's ratio	thermal conductivity $\lambda / (\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1})$	thermal expansion coefficient $\alpha / (10^{-6}\text{K}^{-1})$	heat capacity $C / (\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1})$
poly silicon	2328	1.00	0.20	150	2.6	700
silicon nitride	2400	1.80	0.25	32	0.8	691
silicon oxide	2360	1.20	0.25	12	0.4	800
gold	19300	0.73	0.30	296	14.2	129
aluminum	2702	0.80	0.30	237	23.6	908

Table 2. Theoretical estimation of the characteristics of LMTID

bi-material	optimized thickness ratio n_{opt}	resonant frequency ω_b / kHz	sensitivity $S / (\text{m/W})$	minimum detectable power $\psi_{\min} / (\text{pWHz}^{-1/2})$	temperature resolution $\Delta T / \mu\text{K}$	thermal time constant τ / ms
Al/SiN_x	0.26	53.6	0.038	37.5	19.0	0.029
Al/SiO_x	0.14	45.9	0.067	28.2	29.6	0.059
Au/SiN_x	0.25	52.7	0.018	79.3	35.5	0.026
Au/SiO_x	0.14	45.3	0.032	60.1	53.3	0.050
Al/Si	0.33	39.3	0.022	103.0	21.4	0.001
Au/Si	0.32	38.4	0.011	212.3	41.2	0.001
note:	$L = 60 \mu\text{m}, w = 2 \mu\text{m}, t_2 = 200 \text{ nm}, r = 2, T = 300 \text{ K}, Q = 15, B = 0.1 \text{ Hz}$					

5 有限元模拟

为验证理论设计结果, 这里用有限元方法对光调制热成像器件进行了建模和分析。为简单起见, 假设红外辐射被完全吸收而转化为热能, 且热能在传递到将热弹性元件固定于基片

的锚柱时没有任何损耗。也就是说，入射能量 E_{in} 完全作用于热弹性元件的中心区域 S_c ，且 $E_c = E_{in}S_{in}/S_c$ ，其中 E_{in} 和 S_{in} 分别为入射能量和吸收面积。由于双材料梁的末端固定在金属显微镜上，因而其边界条件除梁的末端温度保持为环境温度，即 $T = T_0$ 外 (T_0 为环境温度)，还必须满足三个末端在同一平面上的位置相对固定这一条件。这就使得系统的边界条件大大复杂化。所幸的是，由于位移的相对性，可以假定双材料梁的三个末端固定，而中心点可自由运动，由此求得梁上各点相对于中心点的位移。基于上面的分析和假设，可得光调制热成像器的简化模型，如图 7 所示。有限元分析采用了 ANSYS 5.4 程序，在该分析中采用有 8 个节点的方块单元，即 SOLID 45，模型的单元划分亦如图 7 所示。

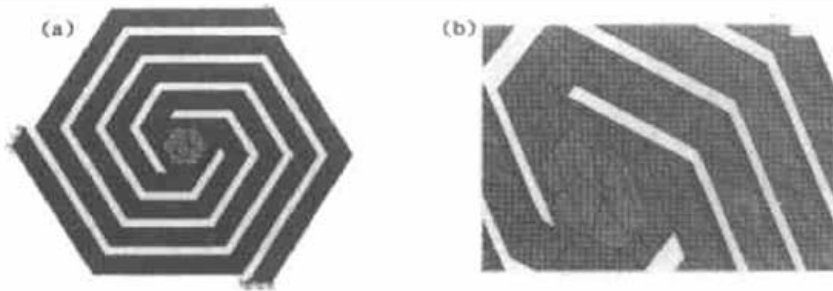


Fig. 7 Model and element division of LMTID. (a) Panorama, (b) Amplified parts

热致变形涉及热学和力学的耦合分析，其计算流程为：首先，用热分析方法计算由于辐射能所引起的温度场分布，然后，将这一结果作为施加的热载荷带入结构的力学分析，从而计算由于热胀效应使微结构产生的变形和位移场。显然，双材料梁末端相对于中心点的位移，也就是微镜的相对位移。

图 8 显示了该结构在 0.1 mW 的入射能量作用下的变形情况。可以看出，悬臂梁产生向

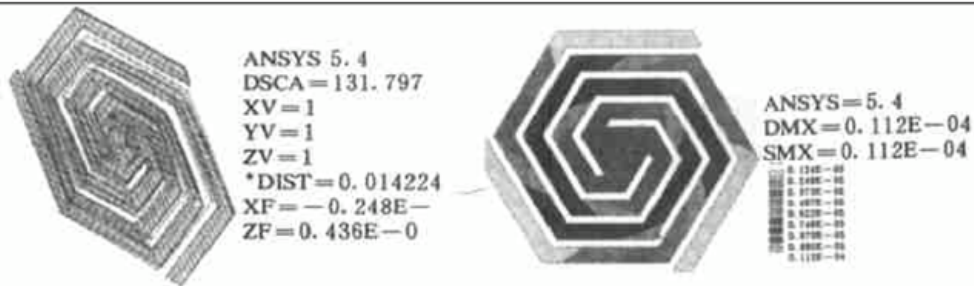


Fig. 8 Deflection of the model at an incident power of 0.1 mW

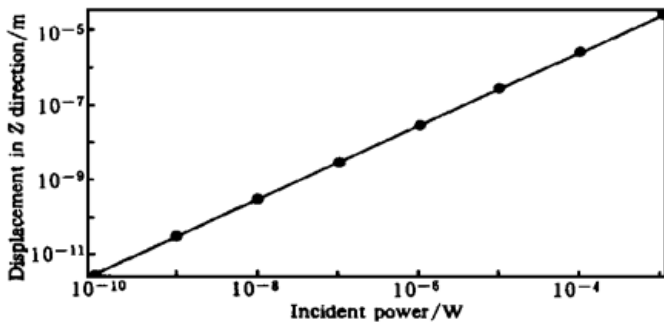


Fig. 9 Effective displacement of the bi-material vs. the incident power

上的位移，位移的大小总体上是由锚点向内逐渐增大的；但在各个弯曲部位，位移比邻近的直梁部分有所降低。将位移随入射能量的变化作图，得到图 9。该图显示，微镜的相对位移与入射能量保持了很好的线性关系，该线性关系的斜率就代表了器件的灵敏度。由此可得 $S = 0.0305 \text{ m/W}$ 。这一结果大约比理论计算结果小 2~3 倍。这是由于实际上梁的末端要受到微镜的约束而不是自由的悬臂梁末端，因而同样的温度场诱发的变形量将会减小。

上的位移，位移的大小总体上是由锚点向内逐渐增大的；但在各个弯曲部位，位移比邻近的直梁部分有所降低。将位移随入射能量的变化作图，得到图 9。该图显示，微镜的相对位移与入射能量保持了很好的线性关系，该线性关系的斜率就代表了器件的灵敏度。由此可得 $S = 0.0305 \text{ m/W}$ 。这一结果大约比理论计算结果小 2~3 倍。这是由于实际上梁的末端要受到微镜的约束而不是自由的悬臂梁末端，因而同样的温度场诱发的变形量将会减小。

为求得光调制红外成像器的响应时间,有必要对上述模型进行动态响应的模拟。为此,对该模型的模态进行了分析。对应于一个谐振子,光调制热成像器件(如图7所示)的微镜相当于一个质量块,而双材料梁相当于一弹簧,因此,光调制热成像器件的微镜被简化为位于双悬臂梁中央位置的一个质量块。在保证精度的情况下,这样的处理使有限元分析大大简化。

该模型的几种主要模态的频率如表3所示,其中基态(模态1)正好为器件的工作状态。模态分析的结果表明,光调制热成像器件的机械响应频率极高,因而其机械响应时间可以忽略不计,其响应时间将由热响应时间来确定。

Table 3. Vibration modes and frequencies of LMTID

mode	1	2	3	4	5
frequency/Hz	43138	277100	278140	360520	360820

采用 ANSYS 5.4 程序的动态热分析方法,可以得到在入射能量作用下模型的温度场随时间的变化情况。图10为双材料梁上4个不同点的温度随时间的变化情况。图10表明,温度的升高有一个明显的上升沿,由此可定出热响应时间 $\tau \approx 6 \text{ ms}$ 。这一结果比理论估算结果约大2个量级,这可归结为理论计算忽略了微镜的热容以及弯曲梁对热流的阻碍作用等因素所致。

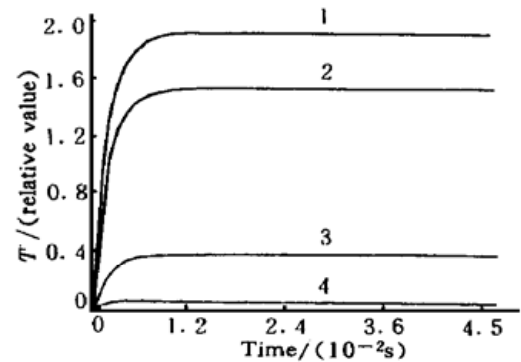


Fig. 10 Thermal dynamic response of LMTID. 1, 2, 3, 4 represent four different points distributed along the bi-material beam

结 论 本文描述了一种新颖的、可用于制造全光型热像仪的微机械热成像器件。该器件具有灵敏度高、填充率大、响应时间短、显示亮度高、体积小、能耗低等潜在优点。文章对光调制热成像器件进行了设计和建模,对器件的灵敏度、最小可探测能量及响应时间等进行了计算,并对双材料梁的厚度比进行了优化设计。采用 ANSYS 5.4 程序进行的有限元分析初步证实了理论计算结果。模拟所得灵敏度为 0.03 m/W , 响应时间为 6 ms , 表明光调制热成像器件相对于其它红外传感器或成像仪具有很强的竞争力。

参 考 文 献

- [1] Sturz R A. Advances in low-light-level video imaging. *Proc. SPIE*, 1995, **2555**: 196~ 206
- [2] Thompson R J. New developments in night-vision equipment and techniques. *IEEE Annual International Carnahan Conference on Security Technology*, Proc. 1995, Piscataway, NJ, USA, 95CH3578-8: 144~ 146
- [3] Estrera J P, Sinor T W, Passmore K T *et al.*. Development of extended red (1.0~ 1.3 micron) image intensifiers. *Proc. SPIE*, 1995, **2551**: 135~ 144
- [4] Scribner D A, Kruer M R, Killiany J M. Infrared focal plane array technology. *Proc. IEEE*, 1991, **79** (1): 66~ 85
- [5] Bruce C F, Jr.. Some recent advances and applications of infrared detector technology at the jet propulsion laboratory. *Proc. IEEE Aerospace Applications Conference*, 1995, **2**: 93~ 103
- [6] Lerner E J. Infrared array detectors create thermal images. *Laser Focus World*, 1996, **32**: 105~ 110
- [7] Cole B E, Higashi R E, Wood R A. Monolithic two-dimensional arrays of micromachined

- microstructures for infrared applications. *Proc. IEEE*, 1998, **86** (8) : 1679~ 1686
- [8] Lai J, Perazzo T, Shi S *et al.*. Optimization and performance of high-resolution micro-optomechanical thermal sensors. *Sensors and Actuators (A)*, 1997, **58** : 113~ 119
- [9] Baltes H, Paul O, Brand O. Micromachined thermally based CMOS microsensors. *Proc. IEEE*, 1998, **86** (8) : 1660~ 1678
- [10] Feather G A, Monk D W. The digital micromirror device for projection display. *Proc. of Seventh Annual IEEE International Conference on Wafer Scale Integration*, 1995. 43~ 51
- [11] Vdovin G, Sarro P M. Flexible mirror micromachined in silicon. *Appl. Opt.*, 1995, **34** (16) : 2968 ~ 2972
- [12] Bustillo J M, Howe R T, Muller R S. Surface micromachining for microelectromechanical systems. *Proc. IEEE*, 1998, **86** (8) : 1552~ 1574
- [13] Born M, Wolf E. *Principle of Optics*. New York: Pergamon Press, 1964.
- [14] Roark R J, Young W C. *Formulas for Stress and Strain*. 5th ed., New York: McGrawHill, 1972.
- [15] Sarid D. *Scanning Force Microscopy with Application to Electric, Magnetic, and Atomic Forces*. New York: Oxford University Press, 1991.
- [16] Funk J M, Korvink J G, Bühler J *et al.*. SOLIDIS: A tool for microactuator simulation in 3-D. *J. Microelectromech. Syst.*, 1997, **6** (1) : 70~ 82

Design and Simulation: All-Light-Processing Thermal Image System

Zhang Liuqiang Yang Genqing

(State Key Laboratory of Transducer Technology, Shanghai Institute of Metallurgy,
The Chinese Academy of Sciences, Shanghai 200050)

(Received 5 April 1999; revised 14 June 1999)

Abstract A novel kind of light-modulating thermal image system (LMTIS) based on micromachining technology is described. This system incorporates the function of thermal image conversion and image intensification together on the base of a light-modulating thermal image device, a monolithically fabricated chip using CMOS compatible surface micromachining techniques. This system has a series of potential advantages: high sensitivity and definition, low volume and power expenditure as well as short response time and room temperature operating ability. The design and modeling of the device are presented. Theoretical calculations on the sensitivity, minimum detectable power, and response time are carried out by using a simplified cantilever beam theory, and the design is optimized for the sake of high sensitivity and low minimum detectable power. Finite element method (FEM) simulation using ANSYS 5.4 program demonstrates the theoretical calculations preliminarily, as a result, sensitivity of 0.03 m/W and response time of 6 ms are obtained.

Key words thermal image system, light modulating thermal image device, infrared sensing, light modulating, micromachining.