

文章编号 1004-924X(2011)04-0762-06

电容读出式非制冷红外焦平面阵列设计

李博翰, 于晓梅

(北京大学 微电子学研究院 微米纳米加工技术国家级重点实验室, 北京 100871)

摘要:设计了一种长支腿式电容读出式红外焦平面阵列结构,并分析了这种像元结构的热导率、热机械灵敏度和热时间常数,从中优化出了该模型的部分结构参数,并以此为依据对像元整体尺寸进行了设计。在该尺寸模型下,得到的像元热导率为 3×10^{-7} W/K,热机械灵敏度为 162 nm/K,热时间常数为 35 ms,该热时间常数满足人眼识别频率的需要。讨论了焦平面阵列能够高灵敏度工作的关键参数—噪声等效温差,分析计算显示,得到噪声等效温差为 6 mK。进行了仿真计算,得到的噪声等效温差为 5 mK,与计算结果非常吻合。实验表明,该系统的噪声等效温差足够小,可满足稳定输出信号的需要。最后,基于牺牲层工艺制备了长支腿结构焦平面阵列,验证了制备工艺的可行性。

关键词:红外焦平面阵列;热机械灵敏度;热时间常数;噪声等效温差

中图分类号: TN215 **文献标识码:** A **doi:** 10.3788/OPE.20111904.0762

Design of capacitive-read infrared FPA

LI Bo-han, YU Xiao-mei

(National Key Laboratory of Micro/Nano Fabrication Technology,
Institute of Microelectronics, Peking University, Beijing 100871, China)

Abstract: With the aim to improve the performance of an infrared detector and to enhance the characteristics of a Focal Plane Array(FPA), a capacitive-read infrared FPA with the structure of cantilever element in a fold-line leg and a long-line leg was designed. The thermal conductivity, thermo-mechanical sensitivity and the thermal time constant of the structure were discussed and optimized, then these parameters were set to be 3×10^{-7} W/K, 162 nm/K and 35 ms, respectively. The sensitivity of design is fast enough to satisfy the requirements of human eyes. Furthermore, the Noise Equivalent Temperature Difference(NETD) which is key for the FPA detection was discussed, and calculated result shows that the NETD of the designed FPA is 6 mK. A simulation for the NETD was also performed, which shows the NETD is 5 mK. Experiments indicate that the simulation result agrees with that of the calculation well and show that the NETD is small enough to satisfy the resolution for signal read-out. Finally, the capacitive-read FPA was fabricated based on silicon micromachining technology successfully.

Key words: infrared Focal Plane Array(FPA); thermomechanical sensitivity; thermal time constant; Noise Equivalent Temperature Difference(NETD)

收稿日期:2010-03-07;修订日期:2010-06-17.

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 61036006);国家 863 高技术研究发展计划资助项目(No. 2009AA04Z316);国家 973 重点基础研究发展计划资助项目(No. 2009CB320305)

1 引言

非制冷微悬臂梁红外焦平面阵列由于具有体积小、能耗低和噪声等效温差小等优良性能,在军事和民用的红外探测领域都有着巨大的发展潜力^[1]。这种红外焦平面的探测功能是通过双材料微悬臂梁吸收红外辐射后产生热形变实现的,形变量的读出方式主要有光学读出和电学读出两种。光学读出的设备庞大,光路设计复杂,难于简化;电学读出方式便于单片集成和成本控制,并且系统稳定性较强,所以成为红外焦平面阵列的主要读出实现方式^[2-4]。

本文提供的电容读出式红外焦平面阵列属于电学读出的一种。该阵列基于微机电(MEMS)技术制备,采用微悬臂梁结构,器件结构简单,制作工艺与微电子工艺相兼容,并且具有无需致冷和可单片集成等优异特性。目前Sarnoff公司已经研制出 320×240 的电容式红外焦平面阵列,并成功获得了人手的热成像^[5]。但在电容式读出红外焦平面阵列的设计中,对器件结构和尺寸的设计尚缺乏系统的优化方案。本文通过对该阵列进行热力学分析,给出了设计的基本指导方案,并且在此基础上,制备完成了电容式红外焦平面阵列。

2 工作原理

红外焦平面阵列中的每个像元是一个双材料悬臂梁。该悬臂梁由红外吸收面、双材料支腿、热隔离支腿和锚点组成。双材料支腿和热隔离支腿组成像元的支腿连接红外吸收面至锚点。红外吸收面由对 $8 \sim 14 \mu\text{m}$ 红外辐射波段吸收率较高的 SiN_x (氮化硅)材料制备;双材料支腿由热膨胀系数较低的 SiN_x 材料和热膨胀系数较高的金属Al(铝)制备。由于 SiN_x 同时具有热导率较低的特性,因此热隔离支腿和锚点同样由 SiN_x 制备。在一定真空条件下,整个像元的热量传导和形变都发生在支腿上,因此像元的支腿是设计的重点。本文设计的支腿结构如图1所示。为了使阵列的填充率更大,设计中热隔离支腿长度和双材料支腿长度相同。

红外吸收面把入射红外辐射转换为热量,热

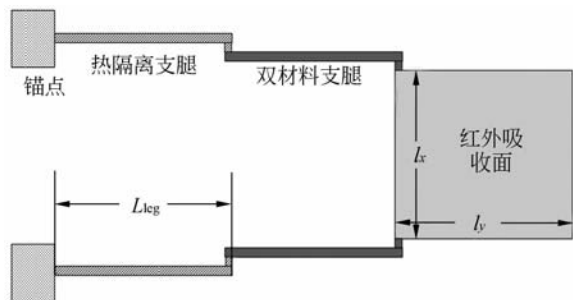


图1 长支腿式悬臂梁像元示意图

Fig. 1 Cantilever pixel with long-line leg

量通过金属Al传导至双材料支腿,由于有热隔离支腿,可保持一个稳态的温度梯度。双材料支腿由于两层材料具有不同的热膨胀系数,受热发生形变从而改变悬臂梁两极板间距,导致电容发生变化。悬臂梁组成的电容结构如图2所示。

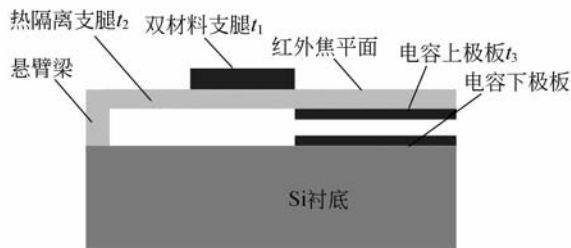


图2 悬臂梁组成的电容结构示意图

Fig. 2 Capacitance schematic consisted of cantilever beam

3 结构设计

微悬臂梁像元结构的设计有两个目标:一是在给定尺寸的前提下,像元结构在给定的红外辐射下,像元的温度升高量达到最大,即温度响应最大;二是在像元温度升高值一定时,悬臂梁末端位移或偏转角达到最大,即热机械灵敏度最大^[6]。本文采用Al和 SiN_x 作为双材料支腿的上下两层,其中Al比 SiN_x 的热膨胀系数大。电容上极板采用薄层Ni制作,便于减小通过支腿产生的热传导。

3.1 热导率与热机械灵敏度分析

像元的热机械灵敏度与像元的总热导率 G_{total} 成反比。如式(1)所示, G_{total} 由支腿热导率、辐射热导率和气体热导率3部分组成。

$$G_{\text{total}} = G_{\text{leg}} + G_{\text{rad}} + G_{\text{air}}, \quad (1)$$

其中:

$$G_{\text{leg}} = \frac{A_{\text{leg}} k_{\text{SiN}_x}}{L_{\text{leg}}} + \frac{A_{\text{Ni}} k_{\text{Ni}}}{L_{\text{leg}}}, \quad (2)$$

式中: A_{leg} 为热隔离支腿的横截面积, A_{Ni} 为上电极板的横截面积, L_{leg} 为热隔离支腿的长度, k_{SiN_x} 为 SiN_x 材料的热导率, k_{Ni} 为金属 Ni 的热导率。

$$G_{\text{rad}} = 4A_{\text{pixel}} \sigma (\epsilon_{\text{SiN}_x} + \epsilon_{\text{Ni}}) T_a^3, \quad (3)$$

式中: A_{pixel} 为像元的面积, ϵ 为发射率, σ 为波尔兹曼常数, T_a 为环境温度。

$$G_{\text{air}} = \frac{k_{\text{air}} A_{\text{pixel}}}{D}. \quad (4)$$

式中: D 为悬臂梁与衬底间的间距, 在标准大气压下, 空气在室温下的热导率 k_{air} 为 $26.3 \times 10^{-3} \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。如果器件在标准大气压下工作, 悬臂梁像元不能正常工作。一般把器件置于真空环境中 (0.133 Pa), 此时 k_{air} 为 $3.5 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

经过计算分析, 在 0.133 Pa 气压下, 空气热导率 G_{air} 不再起主要作用。悬臂梁像元的热导率主要由支腿热导率和辐射热导率组成, 由上述分析可知, 通过减小焦平面像元面积 A_{pixel} 、横截面积 A_{leg} 与 A_{Ni} 和增加热隔离支腿长度 L_{leg} 可以减小热导率。

悬臂梁的热机械灵敏度由式(5)表示^[7]。该式在确定双材料支腿中一层的厚度后可以通过极大值求解, 得到另一层的最佳厚度。此处忽略了薄层 Ni 金属的影响。

$$S_T = 3 \cdot (\alpha_1 - \alpha_2) \frac{l_b^2}{t_1 + t_2} \left[\frac{(1 + \frac{t_1}{t_2})^2}{3(1 + \frac{t_1}{t_2})^2 + (1 + \frac{t_1 E_1}{t_2 E_2})(\frac{t_1^2}{t_2^2} + \frac{t_2 E_1}{t_1 E_2})} \right]. \quad (5)$$

式中: l_b 为双材料支腿的长度, t_1 和 t_2 分别为 Al 和 SiN_x 的薄膜厚度, α_1 和 α_2 分别为 Al 和 SiN_x 材料的热膨胀系数, E_1 和 E_2 分别为 Al 和 SiN_x 材料的杨氏模量。

实验结果表明 SiN_x 薄膜厚度在 $1 \mu\text{m}$ 时, 红外辐射吸收率能达到 97% , 本文取 t_2 为 $1 \mu\text{m}$ 。通过求解极大值, 可知此时双材料支腿中 Al 薄膜的厚度与 SiN_x 薄膜厚度的比值为 0.6 , 即 Al 薄膜的厚度取为 $0.6 \mu\text{m}$ 。由(5)式可知, 为了得到较大的热机械灵敏度, 可以通过增加双材料支

腿的长度 l_b 来实现。

3.2 热时间常数分析

热时间常数是表征系统达到稳定所需要的时间, 决定了成像系统的帧频^[8]。假设系统的初始温度与环境温度一致为 T_a , 这时系统吸收一红外入射能量流为 q_s , 那么双材料悬臂梁的温度 T_c 将由式(6)决定。

$$\rho V c \frac{dT_c}{dt} = -G_{\text{total}} (T_c - T_a) + q_s, \quad (6)$$

式中: ρ 为 SiN_x 材料的密度, 取为 $2.4 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$, V 为薄膜的体积, c 为材料的比热容, 取 $712 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$, G_{total} 为悬臂梁结构总的热导率。

式(6)表征的是悬臂梁瞬态热传输模型, 由它可以解出这个瞬态过程的热时间常数, 由式(7)所示。悬臂梁像元的热时间常数与器件的热导率成反比、与热容量成正比。

$$\tau = \frac{\rho V c}{G_{\text{total}}}. \quad (7)$$

较大的热导率可以减小热时间常数, 但是会降低器件的温度响应度, 因此设计时就需要在热时间常数与热机械灵敏度之间折中考虑。人眼识别频率最小为 24 Hz , 即只有在热时间常数小于 41 ms 时, 红外探测器的图像才能平滑地被人所接受^[9]。

3.3 结构尺寸设计与性能分析

根据热时间常数的限制, 由式(1)和式(7)可以得到式(8)所示的结构参数组成的不等式。

$$38l_y l_x l_{\text{leg}} < W_{\text{leg}} (5.5t_2 + 57t_3), \quad (8)$$

式中: W_{leg} 为支腿的宽度, l_y 为吸收面长度, l_x 为吸收面宽度。

悬臂梁像元中的上电极板只是用来作为电引出, 而且是金属材料, 热导率相对于 SiN_x 较大, 所以制备成较薄的一层, 设计厚度 t_3 为 60 nm 。为了使阵列的填充率更大, 可以设计成 l_y 与 l_{leg} 相等。本文中热隔离支腿和吸收面的长度和宽度都设计成 $80 \mu\text{m}$, 像元的中心距为 $128 \mu\text{m}$ 。根据工艺条件, 悬臂梁支腿的宽度应该大于 $3 \mu\text{m}$, 本文中设计成 $4 \mu\text{m}$ 。

计算表明, 在 0.133 Pa 的气压下, 支腿热导率起主要作用, 此时支腿热导率为 $2.8 \times 10^{-7} \text{ W}/\text{K}$, 辐射热导率为 $2.35 \times 10^{-8} \text{ W}/\text{K}$, 像元总热导率约为 $3 \times 10^{-7} \text{ W}/\text{K}$ 。由式(5)对图 1 的设计模型进行计算, 可以得到支腿和焦平面连接处的热

机械灵敏度为 108 nm/K。由于图 1 模型采用长支腿设计,可以使形变有放大作用,所以该设计方式会有更高的热机械灵敏度,有利于分析电容读出。取焦平面的中心位置与衬底的距离为有效距离,则得到这种结构的热机械灵敏度为 162 nm/K。由式(8),可得到像元的热时间常数为 35 ms,满足人眼的识别帧频。

按照图 1 结构设计版图,经过工艺流程设计后,制成了图 3 所示的微悬臂梁红外焦平面阵列。

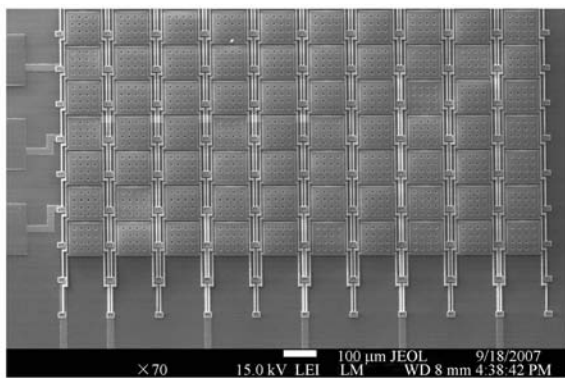


图 3 微悬臂梁红外焦平面阵列

Fig. 3 Micro-cantilever infrared focal plane array

4 噪声等效温差分析

衡量红外成像系统性能优劣最重要的参数是器件的噪声等效温差 (NETD)^[10]。噪声等效温差定义为当系统的信号-噪声比为单位 1 时所能检测到的最小温度差异。由式(9)可知,它与成像系统的噪声成正比,与红外探测器的温度响应度成反比。降低系统的噪声,提高系统的温度响应度可以有效的降低噪声等效温差。

$$NETD = \frac{\Delta T_{total}}{\Delta T_c / \Delta T_a} = \frac{4F_{no}^2 G_{total} \Delta T_{total}}{\tau \epsilon \pi A_{pixel} (dP/dT)_{\lambda_1 - \lambda_2}}, \quad (9)$$

式中: F_{no} 为光学焦比, ΔT_{total} 为系统总噪声, τ 为透光率, $(dP/dT)_{\lambda_1 - \lambda_2}$ 为每单位面积,在 $\lambda_1 - \lambda_2$ 波段的入射光源照射下,单位温度吸收的功率。一般 8~14 μm 波段下,氮化硅吸收红外光能力最强。此时 $(dP/dT)_{\lambda_1 - \lambda_2} = 2.62 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2\text{K}$ 。

NETD 由系统总的噪声来决定,这些噪声包括:背景波动噪声、温度波动噪声、悬臂梁的热机械噪声、以及电学读出系统的噪声。下面对除读出系统以外的悬臂梁的噪声进行分析。

辐射热交换中的间隔波动会造成探测器温度的间隔波动,这个波动引起的噪声即为通常所说的背景波动噪声,它是所有非制冷红外探测器所能达到的最小噪声极限。由于动态热交换的存在,悬臂梁的温度仍会有所波动,这样就会产生所谓的温度波动噪声。上述两种噪声都是由动态热交换中的波动引起的,对于悬臂梁像元,其在低频范围的温度波动均方根值可用式(10)来描述。

$$\Delta T_f = \sqrt{4k_B T^2 B / G_{total}}. \quad (10)$$

式中: k_B 为波尔兹曼常数, T 为悬臂梁的温度, B 为探测带宽 (30 Hz)。

由于传感器与环境间的热交换不可避免,背景波动噪声和温度波动噪声是所有非制冷红外成像系统的本征噪声。因而,它们也是系统 NETD 的基本限制之一。

在一个热机械系统中,热机械噪声来源于 $k_B T$ 热能,并且本质上是基本的噪声之一。在非谐振状态下,将其换算成悬臂梁末端的位移,可以用式(11)表示。

$$\delta_{tm} = \sqrt{4k_B T B / (g \omega_0 Q)}. \quad (11)$$

式中: Q 为悬臂梁像元的品质因数,它是悬臂梁谐振时的振幅与非谐振时的振幅之比。 g 和 ω_0 分别为悬臂梁的刚度和谐振频率。在计算中采用仿真所得数据, g 为 0.045 N/m, ω_0 为 44 kHz, Q 为 121。

利用悬臂梁的热机械灵敏度 S_T ,热机械噪声可以转换为等效的温度波动:

$$\Delta T_{tm} = \delta_{tm} / S_T. \quad (12)$$

系统的总噪声是所有噪声的叠加,即:

$$\Delta T_{total} = \sqrt{\Delta T_f^2 + \Delta T_{tm}^2}. \quad (13)$$

系统噪声等效温差正比于像元的总热导,利用上述所计算的结果,由式(9)可以求解出长支腿结构像元的噪声等效温差为 6 mK。

图 4 所示为像元的热响应模拟,该模拟条件为 24 $^{\circ}\text{C}$ 下,接受红外辐射功率密度 170 $\text{pW}/\mu\text{m}$ 红外光照射。

图 4 模拟显示的悬臂梁的红外吸收面和锚点间有约 0.8 K 的温度差,该设计结构的噪声等效温差为 5 mK,满足系统正常温度读出数据的必要条件。

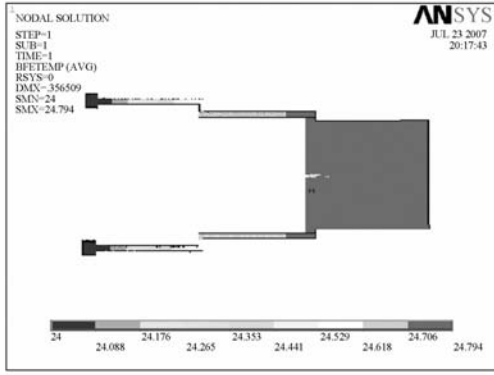


图 4 长支腿式悬臂梁像元的热响应模拟结果

Fig. 4 Thermal response simulation results of cantilever pixel with long-line leg

5 结 论

本文讨论了电容读出式红外焦平面阵列的设计,并给出了所设计的像元基本结构模型。采用理论分析和仿真相结合的方式,讨论了模型的热机械灵敏度、热时间常数、噪声等效温差等性能参数。在此基础上,设计了像元的尺寸参数,取得了比较理想的结果,对进一步完善电容读出式红外焦平面阵列的性能具有重要意义。计算显示本文所设计的长支腿式像元的热机械灵敏度可达 162 nm/K,十分有利于电容读出,同时设计的悬臂梁像元结构的热时间常数和噪声等效温差都满足系统稳定工作的需要。

参考文献:

- [1] 许中胜. 红外探测系统参数关系及实际应用[J]. 光学 精密工程, 1999,7(4):81-85.
XU ZH SH. Infrared detection system parameter relation formula and practical application[J]. *Opt. Precision Eng.*, 1999,7(4):81-85.
- [2] DATSKOSA P G, LAVRIK N V, RAJIC S. Performance of uncooled micro cantilever thermal detectors [J]. *Review of Scientific Instruments*; 2004,75(1):4-10.
- [3] KRUSE P W. Principle of uncooled infrared focal plane arrays[J]. *Semiconductors Semimetals*, 1997,47:17-44.
- [4] HUNTER S R, AMANTEA R A. High-sensitivity uncooled micro cantilever infrared imaging arrays [J]. *SPIE*,2006,6206(10):1117-1129.
- [5] ZHAO Y, MAO M Y, HORWITZ R, *et al.*. Optomechanical uncooled infrared imaging system; design, microfabrication, and performance[J]. *Journal of microelectromechanical systems*, 2002, 11(2):136-146.
- [6] WOOD RA, SKATRUD DD. *Uncooled Infrared Imaging Arrays and Systems*[M]. New York:Academic Press,1997.
- [7] ROARK R J, YOUNG W C. *Formulas for Stress and Strain*[M]. New York:McGraw, 1972.
- [8] LAI J, PERAZZO T, SHI Z, *et al.*. Optimization and performance of high-resolution micro-optomechanical thermal sensors[J]. *Sensors and Actuators*, 1997,58(A):113-119.
- [9] 代少升, 张新立. 基于 SOPC 的红外焦平面阵列实时非均匀性校正研究[J]. 光学 精密工程, 2009,17(4):854-858.
DAI SH SH, ZHANG X L. Real-time nonuniformity correction of infrared focal plane arrays by system on programmable chip[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2009,17(4):854-858.
- [10] LI B. Design and simulation of an uncooled double-cantilever microbolometer with the potential for ~mK NETD[J]. *Sensors and Actuators*, 2004,112(A):351-359.

作者简介:



李博翰(1985—),男,江西瑞金人,助理工程师,2007年于华中科技大学获得学士学位,2010年于北京大学获得硕士学位,主要从事 MEMS 红外传感器设计、制备和测试工作。E-mail: lbh-huster@gmail.com

导师简介:



于晓梅(1961—),女,辽宁人,工学博士,教授,1985年于吉林大学获得理学硕士学位,2001年北京航空航天大学获得工学博士学位,主要从事微悬臂梁式生化传感器及其单片集成技术和 MEMS 非制冷红外焦平面阵列及其成像技术的研究。E-mail: yuxm@pku.edu.cn

●下期预告

X 射线 CT 系统投影旋转中心的测量

李保磊^{1,2},张耀军¹

(1. 公安部第一研究所,北京 100048;2. 北京大学 数学科学学院,北京 100871)

测量 X 射线 CT 成像系统的投影旋转中心坐标,消除由其定位误差引起的 CT 图像伪影,校准投影几何坐标系。在概述现有方法优缺点的基础上,分析推导两个引理:“质点扫描一圈,其投影地址的积分为 0”以及“任意两质点扫描投影正弦线的交点坐标之和为零”。依据上述引理,首先设定合适阈值对扫描得到的正弦图进行二值化分割,根据分割结果得到所有穿过物体射线的投影地址,通过计算这些投影地址的均值获得投影旋转中心的坐标。实际实验结果表明,该方法能够有效的对投影旋转中心进行高精度测量,旋转中心校正前后的重建图像质量有较大提高,重复测量精度达 0.08 pixel。相对现有方法,本文方法实现过程简单,且具有高鲁棒性,满足实际工程需求。