

## InSb 面阵探测器法线方向力学参数选取研究\*

孟庆端<sup>1)†</sup> 余倩<sup>1)</sup> 张立文<sup>1)</sup> 吕衍秋<sup>2)</sup>

1) (河南科技大学电子信息工程学院, 洛阳 471003)

2) (中国空空导弹研究院, 洛阳 471009)

(2012年5月1日收到; 2012年6月8日收到修改稿)

为明确 InSb 芯片前表面结构缺陷和背面减薄工艺对 InSb 芯片变形的影响, 本文采用降低 InSb 芯片法线方向杨氏模量的方式, 基于热冲击下 InSb 芯片的典型形变特征来探索 InSb 芯片力学参数的选取依据. 模拟结果表明: 当 InSb 芯片法线方向杨氏模量取体材料的 30% 时, 最大 Von Mises 应力值和法线方向最大应变值均出现在 N 电极区域, 且极值呈非连续分布, 这与 InSb 焦平面探测器碎裂统计报告中典型裂纹起源于 N 电极区域及多条裂纹同时出现的结论相符合. 此外, InSb 芯片中钢柱上方区域向上凸起, 台面结隔离槽区域往下凹陷, 该形变分布也与典型碎裂照片中 InSb 芯片的应变分布保持一致. 因此, 基于 InSb 芯片法线方向应变的判据除了能够预测裂纹起源及裂纹分布外, 还能提供探测器阵列中心区域 Z 方向应变分布及 N 电极区域 Z 方向的应变增强效应, 为 InSb 芯片力学参数的选取提供了依据.

**关键词:** 焦平面, 铋化锑, 结构应力

**PACS:** 61.43.Bn, 62.20.mm, 81.40.Np

## 1 引言

红外面阵探测器具有灵敏度高、环境适应性好、抗干扰能力强、重量轻、功耗低等优点, 被广泛应用于航空航天红外遥感、国防、气象、环境、医学和科学仪器等领域<sup>[1]</sup>. 在单色探测领域, 铋化锑 (InSb) 面阵探测器在生产成本、像元均匀性、一致性方面具有明显优势. 目前最大阵列规模 ( $4K \times 4K$ ) 的红外面阵探测器由美国 Raytheon 公司于 2009 年发布, 但极低的成品率使得 InSb 面阵探测器的价格居高不下, 仅在高级军用装备领域得到了运用, 如弹道导弹防御系统<sup>[2]</sup>、红外成像制导导弹系统<sup>[3]</sup> 和军用遥感卫星系统<sup>[4]</sup> 等. 造成这一局面的根本原因源于 InSb 面阵探测器的特定结构和低温工作环境. InSb 面阵探测器通常借助倒装焊技术把 InSb 光敏元芯片和硅读出电路 (silicon readout integrated circuit, Si-ROIC) 通过钢柱阵列互

连混成, 之后在光敏元芯片和 Si-ROIC 的间隙中填入底充胶材料以提高钢柱焊点的可靠性. 为抑制背景噪声、提高信噪比, 高灵敏度的面阵探测器通常工作于液氮温度. 在快速降温过程中, 相邻材料间线膨胀系数的不同, 将在面阵探测器中引入热应力/应变, 引起 InSb 光敏元芯片碎裂. 这制约着 InSb 面阵探测器的适用性, 成为批量生产中急需解决的问题.

在 InSb 面阵探测器的研制过程中, 曾零星出现过有关 InSb 芯片碎裂的示例<sup>[5]</sup>, 但未见有关面阵红外探测器结构建模及碎裂分析方面的研究. 这或许源于两方面的困难, 一是红外面阵探测器的结构复杂、典型尺寸涵盖微米到厘米量级, 跨尺度效应明显, 因此三维结构建模时所需单元数巨大, 难以求解; 二是 InSb 光敏元芯片 (典型厚度为  $10 \mu\text{m}$ ) 的力学性能参数受前表面结构缺陷、背面减薄工艺损伤及材料各向异性的影响, 难以测定或获取. 针对复杂结构三维建模问题, 作者提出了用小面阵

\* 国家自然科学基金青年科学基金 (批准号: 61107083), 航空科学基金 (批准号: 20100142003) 和中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室开放基金 (批准号: 2012007) 资助的课题.

† E-mail: qdmengly@163.com

等效大面阵的方式建立起 InSb 面阵探测器的三维结构分析模型, 基于 Von Mises 应力极值及分布状况, 结合 InSb 面阵探测器典型裂纹起源及分布, 分析了典型 InSb 芯片的碎裂模式及碎裂起源, 评价了等效方法建模的可行性 [6]. InSb 芯片在加工过程中需经受高温扩散掺杂 Cd, 形成 pn 结, 引起 InSb 芯片的位错密度增加 [7]. 此外在进行芯片背面减薄过程中, 一方面会引入表面缺陷, 使得芯片表面粗糙度增加, 降低了芯片的断裂强度 [8]; 另一方面可在芯片表面下生成侧向微裂纹 (1—2  $\mu\text{m}$ ) 及中间裂纹 (2—4  $\mu\text{m}$ ), 这些裂纹将降低材料强度 [9]. Schönfelder 等研究发现, 随着硅芯片厚度减小, 其破碎应力降低, 碎裂强度增加, 且碎裂强度高度依赖于芯片分割方式、表面缺陷密度及形貌 [10]. Pandolfi 等研究组基于硅薄板的各向异性, 借助降低材料法线方向强度的方式得到了硅薄板的碎裂模式与材料面缺陷或边沿缺陷的关系, 模拟结果得到了典型硅芯片碎裂模式的支持 [11]. 上述研究结果为 InSb 芯片力学性能参数的选取提供了思路. 在 InSb 面阵探测器结构模型中, 如何选取 InSb 芯片法线方向的杨氏模量, 还没有明确的准则. 为此在本论文中, 着重研究 InSb 芯片法线方向杨氏模量的大小对芯片碎裂起源及表面变形的影响, 结合典型碎裂照片中呈现的碎裂及变形特征, 明确 InSb 力学参数的选取依据, 为大面阵 InSb 探测器的结构设计及优化奠定基础.

## 2 模型建立和参数选择

### 2.1 模型建立理论

2004 年 Jiang 等发表了热冲击下单个钢柱承受的热失配位移公式 [12]

$$\Delta y = L(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T, \quad (1)$$

式中,  $\Delta y$  为热膨胀失配位移,  $L$  为面阵探测器中钢柱焊点距对称中心轴的距离,  $\alpha_1$  和  $\alpha_2$  分别为面阵探测器中光敏元和硅读出电路的热膨胀系数,  $\Delta T$  为降温范围. 在热冲击降温范围确定的前提下, 热膨胀失配位移正比于焊点距面阵中心轴的距离和相邻材料热膨胀系数之差的乘积. 对大面阵探测器来说, 光敏元数目增加, 焊点数目随之增加, 由于光敏元 (或焊点) 呈现出周期性二维排布, 这样整个器件的热失配即为所有焊点热失配的叠加. 为了取得

同样的效果, 也可采用增加相邻材料热膨胀系数之差的办法, 即用一个钢柱等效几个钢柱累积热失配的方式, 实现小面阵等效大面阵建立起大面阵探测器结构有限元分析模型, 使得在上述两种情况下, 整个器件的热失配保持不变. 根据上述设想, 为研究  $128 \times 128$  InSb 探测器在热冲击下的应力值及分布, 这里采用人为调整相邻材料间热失配的方式, 利用  $32 \times 32$  小面阵等效  $128 \times 128$  大面阵进行结构应力分析, 这种建模设想解决了大面阵探测器结构分析中单元数过多带来的计算难题. 具体建模过程在文献 [6] 中已有详细描述.

### 2.2 材料参数选取

材料的线膨胀系数随温度呈现出强烈的依赖性, 通常随温度降低而减小, 为准确反映热冲击下 InSb 面阵探测器不同材料中累积的热应力, 在本文中, 探测器结构模型所用材料的线膨胀系数均采用温度相关模型, 其中硅读出电路和 N 电极材料视为各向同性线弹性材料, InSb 芯片的视为各向异性线弹性材料, 钢柱为黏塑性材料, 其杨氏模量随温度降低而增加, 底充胶材料在玻璃化转变区域视为黏弹性材料, 固化后呈现出明显的线弹性, 具体数值见文献 [13—16].

InSb 晶格是典型的闪锌矿结构, 其立方晶系的结构特点使其在某些方向弹性模量大, 别的方向弹性模量小. 工程上常用的杨氏模量在  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$  方向上是相同的, 但在设定的全局坐标下, 这里设定  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$  分别沿着  $[100]$ ,  $[010]$  和  $[001]$  方向, 在 InSb 芯片的面内 ( $X$ - $Y$  平面), 其杨氏模量在沿  $45^\circ$  角达到最大值, 在  $X$  和  $Y$  轴最小, 在面外方向 (法线方向), 其杨氏模量在  $X$  和  $Y$  轴方向与面内相等, 与角度无关. 需要指出的是面外方向的杨氏模量比面内沿  $X$ - $Y$  平面  $45^\circ$  方向的杨氏模量小得多 [11]. 考虑到 InSb 芯片在  $X$ - $Y$  平面内的尺寸较大 (厘米量级), 其  $X$ ,  $Y$  方向的杨氏模量值与体材料相同. 但在法线方向 (垂直于 InSb 芯片), 因受前表面光敏元之间台面结周围隔离槽形状的影响, 再加上背面减薄过程中引入的工艺损伤, 预期其杨氏模量应小于  $X$ - $Y$  平面内的值. 脆性材料的断裂强度值具有统计特性, 呈 “S” 型分布, 常用威布尔分布来描述 [17]. 当脆性材料的碎裂概率从 10% 增加到 90% 时, 典型断裂强度值大约增加一个数量级 [18], 考虑到本文中 InSb 芯片的典型厚度

仅为  $10\ \mu\text{m}$ , 且前表面布满纵横交错的台面结隔离槽, 再加上背面减薄过程中引入的侧向微裂纹 ( $1\text{--}2\ \mu\text{m}$ ) 及中间裂纹 ( $2\text{--}4\ \mu\text{m}$ ) 的存在<sup>[9]</sup>, 预期其碎裂强度会往下延伸, 分布范围可能涵盖两个数量级. 为此, 在本论文中 InSb 芯片法线方向杨氏模量的取值范围设定为体材料的  $1/100$  到  $1$ ,  $1$  对应于没有工艺损伤的情形,  $1/100$  对应于受损严重的情形.

### 3 模拟结果分析及讨论

热冲击下的模拟结果如图 1 所示: 当 InSb 芯片法线方向的杨氏模量从  $409\ \text{GPa}$  (体材料杨氏模量值) 降低到  $4.09\ \text{GPa}$  (体材料杨氏模量的  $1/100$ ) 时, InSb 芯片上最大 Von Mises 应力呈现出逐步减小的趋势, 减小速率先快, 后慢, 之后又有加速的趋向. 临近体材料杨氏模量  $1/100$  的区域, 最大 Von Mises 应力在  $5.65\ \text{GPa}$  附近波动, 似乎与 InSb 芯片法线方向杨氏模量的选取无关. 尽管 InSb 芯片法线方向的杨氏模量减小到体材料的  $1/100$ , 然而其最大 Von Mises 应力仅仅降低了  $30\%$ , 远低于法线方向杨氏模量的相对变化范围.

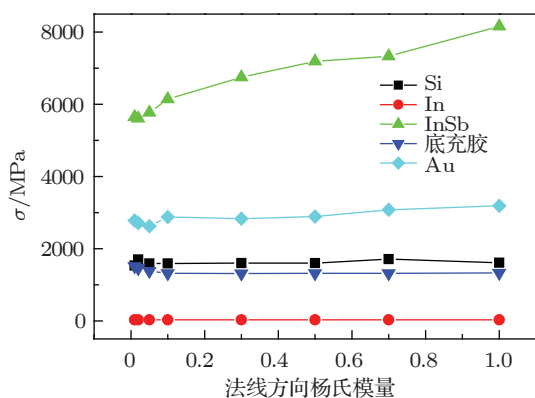


图 1 最大 Von Mises 应力  $\sigma$  随法线方向杨氏模量的变化曲线 (其中横轴杨氏模量采用体材料杨氏模量无量纲化)

此外在整个面阵探测器中, 不同材料中所累积的 Von Mises 值也各不相同, 排序规律为: InSb 芯片中最大, 钢柱阵列中最小, Si-ROIC 居中. 值得提出的是尽管模型中 InSb 芯片, 底充胶和钢柱阵列的厚度相同, 但其中的 Von Mises 应力却相差甚远, 这是由于钢柱呈现出明显的黏塑性行为, 靠形变减小阵列中累积的热应力, 在分布上, 钢柱阵列呈离散分布, 互不影响, 故此钢柱阵列中应力最小. 对底充胶来说, 结构虽连续, 但其中周期性钢柱孔洞的加入降低了其抗变形能力, 此外其杨氏模量低于 InSb

芯片一个数量级, 相对容易变形, 故底充胶中的 Von Mises 应力虽小于 InSb 芯片中的 Von Mises 应力, 但不存在数量级的差异. 当 InSb 芯片法线方向的杨氏模量从体材料值降低到体材料的  $1/100$  时, InSb 芯片中的最大 Von Mises 应力均位于 N 电极区域, 在具体位置上略有差别, 大多位于电极中部区域, 少数位于电极两端. 因此可以推断出: InSb 芯片中的最大 Von Mises 应力出现在 N 电极区域, 具体位置随 InSb 芯片法线方向杨氏模量选取略有不同, 在电极中部区域或两端跳变.

模拟得到的 InSb 芯片法线方向的应变最大值如图 2 所示, 当 InSb 芯片法线方向的杨氏模量从体材料值逐渐减小到体材料的  $1/100$  时, InSb 芯片法线方向的最大应变值从  $0.008$  逐渐单调递增至  $0.104$ , 增加了  $12$  倍, 且随着 InSb 芯片法线方向杨氏模量的减小, 增速越来越快. 考虑到模型中 InSb 芯片、底充胶和钢柱阵列的厚度相同, 且热冲击下器件碎裂主要发生在 InSb 芯片中, 为便于比对, 本文着重分析这三种材料在  $Z$  方向的变形行为. 就底充胶和钢柱阵列来说, 二者相间排列, 在  $Z$  方向的变形基本相同, 钢柱的形变稍大一点, 二者在  $Z$  方向的应变与 InSb 芯片法线方向杨氏模量的选取无关. 对于 InSb 芯片  $Z$  方向的最大应变值来说, 则表现出与底充胶和钢柱阵列完全迥异的特性. 当 InSb 芯片法线方向杨氏模量的取值大于体材料杨氏模量的  $24\%$  时, InSb 芯片法线方向的最大应变值小于底充胶和钢柱法线方向的应变值, 且随着法线方向的杨氏模量的增加, 逐渐缓慢减小; 反之, InSb 芯片法线方向的最大应变值大于底充胶和钢柱法线方向的应变值, 且随着法线方向杨氏模量的减小, 急剧增加, 增速越来越快.

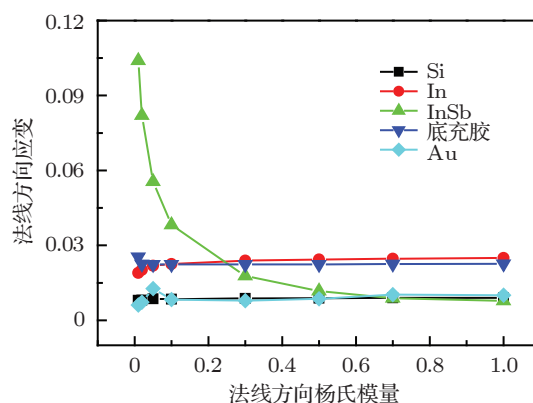


图 2 法线方向最大应变随法线方向杨氏模量的变化曲线, 其中横轴杨氏模量采用体材料杨氏模量无量纲化

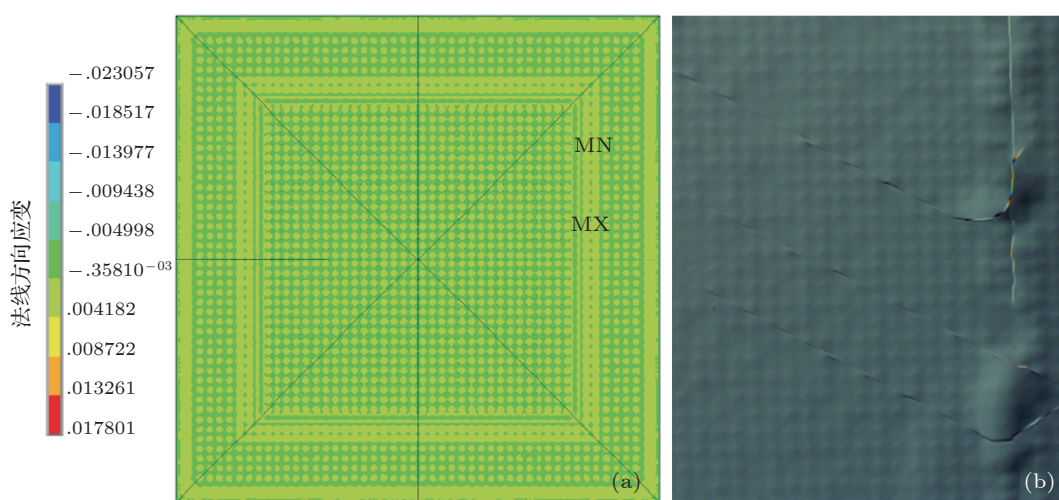


图3 (a) 模拟得到的 InSb 芯片 Z 方向应变分布; (b) InSb 芯片背面形变照片

对比图 1 和图 2, 虽然 Von Mises 应力和 Z 方向应变值均与 InSb 芯片法线方向杨氏模量的选取呈单调性, 考虑到 InSb 芯片 Z 方向应变随 InSb 芯片 Z 方向杨氏模量选取的高度敏感性, 结合焦平面探测器法线方向应变的易测性, 本文认为: 相对于 Von Mises 应力判据来说, 把探测器 Z 方向应变作为评估 InSb 芯片前表面台面结和背面减薄工艺损伤对 InSb 芯片力学参数的选取依据更优越。

图 3 是热冲击后, InSb 芯片 Z 方向杨氏模量取体材料 30% 时, Z 方向的应变分布, 为便于对比, 这里一同给出热冲击下 InSb 芯片背面的形变光学照片。从模拟结果可知, InSb 芯片法线方向的应变呈周期性分布, 与钢柱阵列接触区域的应变为正, 与底充胶接触区域的应变为负, 二者相间排布, 这表明与钢柱阵列连接的 InSb 光敏元往上凸出, 与底充胶接触的台面隔离区往下凹陷, 凸出与凹陷的幅度分别约为  $0.064 \mu\text{m}$ ,  $0.026 \mu\text{m}$ 。凸出区域的面积约等于凹陷区域的面积。这种分布特征与 InSb 芯片背面形变光学照片相一致。此外 InSb 芯片法线方向的最大应变值也位于 N 电极区域, 由于 InSb 材料为线弹性材料, 其应力与应变满足胡克定律, 这与前述最大应力位于 N 电极区域, 且靠近电极中部的结论一致。相对于探测器阵列中心区域来说, N 电极区域法线方向的应变更大, 往上凸出的面积也更大, 基本连成环状, 这也与 InSb 芯片背面形变光学

照片中 N 电极区域略高于探测器阵列中心区域的形变相符合。

## 4 结论

为建立面阵探测器高保真结构模型, 明晰热冲击下 InSb 芯片碎裂诱因、提高成品率, 基于等效设想, 利用小面阵等效大面阵建立了 InSb  $128 \times 128$  面阵探测器的三维结构模型。在材料力学参数选取方面, 为明确 InSb 芯片前表面结构缺陷和背面减薄工艺对热冲击下 InSb 芯片变形的影响, 采用降低 InSb 芯片法线方向杨氏模量的方式来探索 InSb 芯片力学参数的选取依据。结合 InSb 焦平面探测器碎裂照片中显示的形变分布、裂纹起源及裂纹分布三方面的信息, 得出结论如下: InSb 芯片法线方向杨氏模量依赖于前表面光敏元隔离槽结构尺寸和背表面减薄工艺, 随结构和工艺损伤程度的大小而变; 光敏元阵列区域往上凸起与台面结隔离槽区域往下凹陷的形变面积比可用来作为 InSb 芯片法线方向杨氏模量选取的依据, 本文中取体材料杨氏模量的 30%; 法线方向应变判据比 Von Mises 应力判据更全面, 能够预测裂纹起源位置及裂纹分布、探测器阵列中心区域法线方向应变和 N 电极区域的法线方向应变增强效应。

- [1] He L, Yang D J, Ni G Q 2011 *Introduction to Advanced Focal Plane Arrays* (1st Ed.) (Beijing: National Defence Industry Press) p1 (in Chinese) [何力, 杨定江, 倪国强 2011 先进焦平面技术导论 (第1版) (北京: 国防工业出版社) 第1页]
- [2] Tidrow M Z 2005 *Proceedings of SPIE*, Bellingham, WA, March 25–28, 2005 p217
- [3] Raytheon, [http://www.raytheon.com.au/rtnwcm/groups/rau/documents/download/rau\\_factsheet\\_aim-9x.pdf](http://www.raytheon.com.au/rtnwcm/groups/rau/documents/download/rau_factsheet_aim-9x.pdf) [2012.3.20]
- [4] Gong H M, Liu D F 2008 *Infrared Laser Eng.* **37** 18 (in Chinese) [龚海梅, 刘大福 2008 红外与激光工程 **37** 18]
- [5] Dorn R J, Finger G, Huster G, Lizon J L, Mehrgan H, Meyer M, Stegmeier J, Moorwood A F M 2002 *Eur. Southern Observatory.* **1** 1
- [6] Meng Q D, Zhang X L, Zhang L W, Lv Y Q 2012 *Acta Phys. Sin.* **61** 190701 (in Chinese) [孟庆端, 张晓玲, 张立文, 吕衍秋 2012 物理学报 **61** 190701]
- [7] Liu Y D, Du H Y, Zhang G, Dong S, Ma J S 2005 *Laser Infrared.* **35** 177 (in Chinese) [刘豫东, 杜红燕, 张刚, 董硕, 马莒生 2005 激光与红外 **35** 177]
- [8] Jiun H H, Ahmad I, Jalar A, Omar G 2006 *Microelectron. Reliab.* **46** 836
- [9] Wasmer K, Ballif C, Pouvreau C, Schulz D, Michler J 2008 *J. Mater. Process. Technol.* **198** 114
- [10] Schönfelder S, Ebert M, Bagdahn J 2006 *Proceedings of EuroSimE*, Como, Italy, April 24–26, 2006 p1
- [11] Pandolfi A, Weinberg K 2011 *Eng. Fract. Mech.* **78** 2052
- [12] Jiang Y T, Tsao S, O'Sullivan T, Razeghi M, Brown G J 2004 *Infrared Phys. Techn.* **45** 143
- [13] He Y, Moreira B E, Overson A, Nakamura S H, Bider C, Briscoe J F 2000 *Thermochimica Acta.* **357-358** 1
- [14] White G K, Collins J G 1972 *J. Low. Temp. Phys.* **7** 43
- [15] Cheng X, Liu C, Silberschmidt V V 2012 *Comp. Mater. Sci.* **52** 274
- [16] Chang R W, Patrick M F 2009 *J. Electron. Mater.* **38** 1855
- [17] Pau I, Majeed B, Razeed K M, Barton J 2006 *Acta Mater.* **54** 3991
- [18] Hauck T, Bohm C, Müller W H 2005 *Proceedings of EuroSimE*, Berlin, Germany, April 18–20, 2005 p242

## Mechanical parameters selection in InSb focal plane array detector normal direction\*

Meng Qing-Duan<sup>1)†</sup> Yu Qian<sup>1)</sup> Zhang Li-Wen<sup>1)</sup> Lü Yan-Qiu<sup>2)</sup>

1) (School of Electronic Information Engineering, Henan University of Science and Technology, Luoyang 471003, China)

2) (China Airborne Missile Academy, Luoyang 471009, China)

(Received 1 May 2012; revised manuscript received 8 June 2012)

### Abstract

In order to learn the effects of front surface structural defects and back surface thinning process on the InSb chip deformation, its elastic modulus along normal direction is reduced in InSb structural modeling, and based on the typical strain character appearing under thermal shock, the mechanical parameter selection basis is deduced in this paper. Simulation results show that when the out-of-plane elastic modulus of InSb chip is set to be 30 percent Young's modulus, both the maximum Von Mises stress and  $Z$  component of strain appear in the N electrode zone, and the extremum values present non-continuous distribution. These are in good agreement with fracture origination zone and crack distribution in the fracture statistics results of  $128 \times 128$  InSb infrared focal plane array under thermal shock. Besides, the region above the indium bump array is convex upward, and the domain above the isolation trough is concave downward, they are also identical with the scenario of  $Z$  component of strain in InSb chip under thermal shock. All these results indicate that the  $Z$  component of strain criterion can not only predict both crack origination zone and crack distribution, but also support both  $Z$  component of strain distribution in the central region and  $Z$  component of strain enhancement effect in the InSb chip N electrode zone.

**Keywords:** focal plane array, InSb, structural stress

**PACS:** 61.43.Bn, 62.20.mm, 81.40.Np

\* Project supported by the Young Scientists Fund of the National Natural Science Foundation of China (Grant No.61107083), the Aero Science Foundation of China (Grant No.20100142003), and the State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, China (Grant No.2012007).

† E-mail: qdmengly@163.com