

## 长线列长波红外探测器共面度评估模型

马 军

(北京空间机电研究所, 北京 100094)

**摘要:** 受热应力和边界条件的影响,长线列长波红外探测器工作时会产生变形,这可能会对芯片造成损伤或使光敏面出现不共焦。对热、力耦合条件下探测器的共面度进行评估,这是长线列长波红外焦面组件设计的重要内容之一。对可能引起探测器变形的因素进行了分析,通过有限元仿真确定其中的主要因素。以这些主要因素为变量,基于层合板理论,建立了热、力耦合条件下的长线列长波红外探测器共面度评估模型。对共面度评估模型进行了误差分析,确定了其引进的误差在工程应用上可接受。使用共面度评估模型对焦面组件的结构进行了改进,通过有限元仿真和实物测试的方法对改进的有效性进行了验证。验证结果表明:结构改进后,当探测器工作时,光敏面平面度的变化量由改前的  $170\ \mu\text{m}$  减少至  $10\ \mu\text{m}$ ,满足小于  $20\ \mu\text{m}$  的设计要求。

**关键词:** 长线列; 长波红外; 焦面组件; 共面度

**中图分类号:** V414; V443      **文献标志码:** A      **DOI:** 10.3788/IRLA20210276

## Coplanarity evaluation model of long linear LWIR detector

Ma Jun

(Beijing Institute of Space Mechanics & Electricity, Beijing 100094, China)

**Abstract:** Due to the influence of thermal stress and boundary conditions, the long linear long wave infrared(LWIR) detector will deform when it works, which may damage the chip or make the photosensitive surface un-confocal. The coplanarity evaluation of the detector under the condition of thermal-mechanical coupling is one of the important contents of the design of long linear LWIR FPA. The factors that may cause detector deformation were analyzed, and the main factors were identified by finite element model(FEM) simulation. Taking these main factors as variables, the coplanarity evaluation model of long linear LWIR detector which under the condition of thermal-mechanical coupling, was established based on the laminate theory. Error analysis of the coplanarity evaluation model was presented, and the error introduced by the model was acceptable in engineering. The coplanarity evaluation model was used to improve the structure of the focal plane assembly(FPA), and the effectiveness of the improvement was verified by FEM simulation and test. The verification results show that, after the structure is improved, the flatness change of photosensitive surface is reduced from  $170\ \mu\text{m}$  to  $10\ \mu\text{m}$ , which meets the design requirements of less than  $20\ \mu\text{m}$ .

**Key words:** long linear; long wave infrared (LWIR); focal plane assembly (FPA); coplanarity

收稿日期:2021-04-28; 修订日期:2021-05-31

作者简介:马军,男,高级工程师,硕士,主要研究方向为空间遥感器结构与机构设计。

## 0 引言

长波红外探测器用于对目标的长波红外辐射信息进行探测,具有被动探测、全天候观测等特点,在预警、侦察、天文观测、资源探测以及环境监测等多个领域都有着广泛应用。然而,受材料和制备工艺的限制,单模块长波红外探测的像元规模不能太大。为满足大幅宽的应用需求,一般需用多个单模块探测器通过机械拼接的方式来获得长线列长波红外探测器。

对于碲镉汞长波红外探测器,国际上主流的工艺都采用探测器芯片与硅读出电路芯片通过钢柱倒装互连的方式制备混成芯片,这种芯片制备方式对探测器结构变形较为敏感,变形应力易对芯片造成损伤。为满足工艺实施、制冷、隔热以及均温等方面的需求,长线列长波红外探测器通常由多层结构叠合而成并由高热阻结构进行支撑。当探测器低温工作时,各层结构的材料物理特性差异导致的热应力、叠层结构边界的约束应力等因素都会使探测器变形,这一方面可能造成碲镉汞材料或钢柱的损伤从而引起探测器性能劣化甚至失效,另一方面探测器变形和定焦误差等因素的叠加可能会使探测器的各单模块不共焦。因此,对长线列长波红外探测器低温工作状态的变形情况进行研究有着重要意义。

长线列长波红外探测器工作状态的变形可分解为平行光敏面的变形和垂直光敏面的变形。平行光敏面的变形一方面对芯片造成的损伤远小于垂直光敏面的变形,另一方面也不会带来不共焦。因此,对于长线列长波红外探测器的变形,主要关注垂直光敏面的变形,即主要关注探测器光敏面共面度的变化。对长波红外探测器低温工作状态共面度的问题,当前学者在设计<sup>[1-2]</sup>、仿真<sup>[3-5]</sup>、优化<sup>[6-7]</sup>、测试<sup>[8-9]</sup>等多个方面都做了较多的研究,但仍存在着一些不足:设计方面,侧重于对材料与结构形式的定性选择,缺乏对材料、结构、边界条件等系统化、定量化的考虑;仿真方面,由于模型存在较多小尺寸环节,网格规模巨大,无法适用于对长线列探测器的分析;优化方面,通过三维有限元分析进行优化,未考虑多因素的耦合效应;测试方面,多为接触式测试,不适用于对正式产品进行评估。

文中通过仿真确定了影响长线列长波红外探测

器低温工作状态共面度的主要因素,建立了以主要影响因素为变量的探测器共面度评估模型,将评估模型应用于探测器结构的设计改进,通过仿真和测试对评估模型的有效性进行了验证。

## 1 焦面组件结构形式

长波红外焦面由拼接型探测器与制冷机冷指两部分耦合而成,前期设计的结构形式如图 1~图 3 所示。窗口玻璃、窗座、橡胶圈以及制冷机法兰组成一个封闭的空腔(简称杜瓦),通过窗座与法兰间的连接螺钉进行压封;8 个探测器单模块呈品字形在拼接基板上拼接出长线列,陶瓷基板及其垫块(简称 LTCC 及垫块)、拼接基板、过渡基板以及冷板组成叠层式结构(简称叠层结构)后通过支撑柱固定在制冷机法兰上;制冷机冷头与冷板不直接接触,通过冷链进行冷量传递;探测器与制冷机冷指耦合并压封后通过制冷机法兰背部的安装面固定在相机主体上。探测器成像前对杜瓦抽真空,成像时组成杜瓦的各零件温度都为 291 K,组成叠层结构的各零件温度都为 80 K,支撑柱、制冷机脉管的温度自法兰端至叠层结构端由 291 K 线性下降至 80 K。

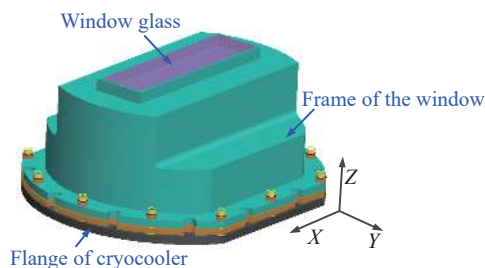


图 1 焦面组件外部构形图

Fig.1 External configuration of FPA

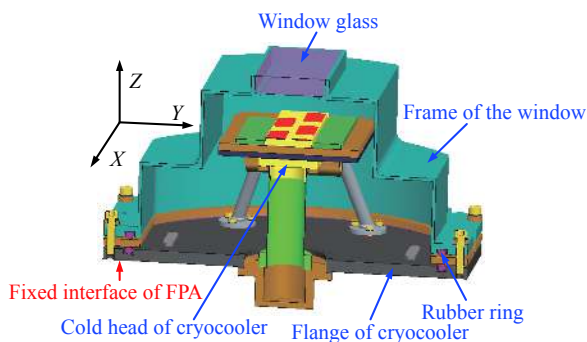


图 2 焦面组件剖面图

Fig.2 Section of FPA

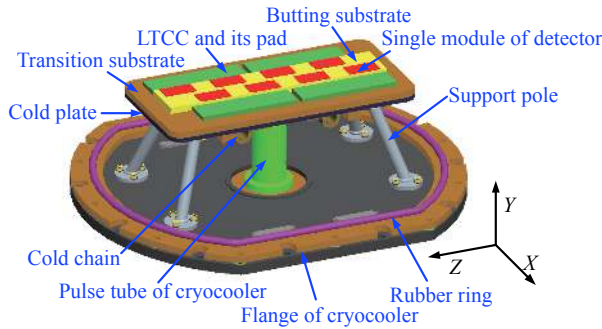


图 3 焦面组件内部构形图

Fig.3 Internal configuration of FPA

## 2 共面度影响因素分析

长波红外探测器有两种工作状态：地面测试状态和在轨工作状态。前者杜瓦内外不通，杜瓦内外有 1 atm(1 atm=1.01×10<sup>5</sup> Pa) 的压力差；后者杜瓦解封，杜瓦内外无压力差。探测器耦合过程中，通过工具显微镜<sup>[10]</sup> 确保了其光敏面共面度优于 10 μm；探测器工作时，多模块探测器共焦成像以及探测器自身可靠性两方面对其共面度提出了要求：相对于耦合完成状态，探测器工作时光敏面的平面度变化量小于 20 μm。

由于 8 个探测器模块粘接于长条形拼接基板上，探测器工作时光敏面共面度的变化可用拼接基板平面度的变化来近似。相对于耦合完成状态，探测器工作时可能引起其拼接基板平面度变化的因素包括：(1) 压封力使制冷机法兰变形，引起拼接基板变形；(2) 大气压力使杜瓦变形，引起拼接基板变形；(3) 焦面组件安装面平面度失配，装配应力引起拼接基板变形；(4) 叠层结构的热膨胀系数 (Coefficient of thermal expansion, CTE)、厚度不匹配，热应力导致拼接基板

变形；(5) 冷链刚度过大，阻碍叠层结构热应力释放，引起拼接基板变形；(6) 支撑柱刚度过大，阻碍叠层结构热应力释放，引起拼接基板变形。建立焦面组件的有限元模型，如图 4 所示。用该模型进行 14 种工况的分析以确定影响拼接基板平面度变化的主要因素。分析的基础设置如下：(1) 施加压封力；(2) 无大气压力；(3) 冷链材料弹性模量为 144 GPa；(4) 支撑柱材料弹性模量为 110 GPa；(5) 安装平面无失配量；(6) 冷板热膨胀系数为  $\alpha = 5.0 \times 10^{-6} / \text{K}$ ；(7) 冷板厚度取 3.5 mm。

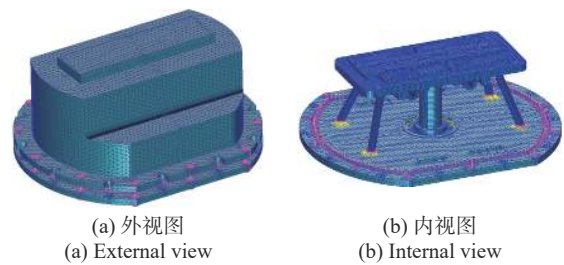


图 4 焦面组件有限元模型图

Fig.4 FEM of FPA

各分析工况按照表 1 所示在基础设置的基础上改变部分条件进行分析，得到各工况下拼接基板的平面度。表 1 中平面度值为正表示拼接基板向 +Z 向凸，为负则反之。由分析结果可知，压封力、安装面平面度所导致的拼接基板平面度变化量远小于 20 μm 的许用变化量，其对探测器共面度的影响可忽略；1 atm 的压力差所导致的拼接基板平面度变化量为许用变化量的 30%，为影响探测器共面度的次要因素；冷链刚度、支撑柱刚度、叠层结构材料热膨胀系数以及叠层结构厚度等因素复合温度载荷所导致的拼接基板

表 1 各工况拼接基板平面度

Tab.1 Flatness of butting base under different cases

Case No.	Load	Influencing factor which is analyzed	Changed conditions relative to basic settings	Flatness/μm
1	Packaging stress	Packaging stress	Basic settings	-1.68
2	Packaging stress and atmospheric pressure	Atmospheric pressure	1 atmospheric pressure	6.73
3			0.5 atmospheric pressure	2.53
4	Packaging stress and assembly stress	Flatness of fixed interface	Forced displacement is 0.05 mm	-2.47
5			Forced displacement is 0.03 mm	-2.14
6	Packaging stress and temperature load	Thermal stress	The temperature load is applied	176.41
7	Packaging stress and temperature load	Stiffness of cold chain	Young's modulus of cold chain is 14400 GPa	280.44
8			Young's modulus of cold chain is 1.44 GPa	154.45

续表 1

Continued Tab.1

Case No.	Load	Influencing factor which is analyzed	Changed conditions relative to basic settings	Flatness/ $\mu\text{m}$
9	Packaging stress and temperature load	Stiffness of support pole	Young's modulus of support pole is 11 000 GPa	70.65
10			Young's modulus of support pole is 1.1 GPa	192.61
11	Packaging stress and temperature load	Coefficient of thermal expansion of cold plate	CTE of cold plate is $8.0 \times 10^{-6}/\text{K}$	349.13
12			CTE of cold plate is $1.0 \times 10^{-6}/\text{K}$	-75.85
13	Packaging stress and temperature load	Thickness of cold plate	Thickness of cold plate is 5 mm	157.93
14			Thickness of cold plate is 6.5 mm	133.54

平面度变化量远大于许用变化量,为影响探测器共面度的主要因素。

### 3 共面度评估模型

减小探测器工作状态光敏面的平面度值是长波红外焦面组件结构设计的重要内容之一。由于长波红外探测器为常温状态耦合低温状态使用,温度载荷不可避免。要减小探测器的低温形变,只能对冷链、支撑柱或叠层结构进行优化改进。对于冷链,可将其设计为柔性冷链,使其抗弯刚度接近于零,实现对热应力的完全卸载;对于叠层结构,支撑柱为其约束边

界,支撑柱的结构尺寸、单层板的材料物理特性、单层板的结构尺寸等参数都影响探测器的低温形变,需建立以各参数为变量的叠层结构共面度评估模型,以对探测器结构进行优化。

#### 3.1 单区域叠层结构共面度评估模型

探测器为由各向同性材料组成的叠层结构,可用层合板理论建立其内力方程,从而构建起以边界条件、结构尺寸以及材料物理特性等参数为变量的叠层结构共面度评估模型。在图 5 所示的坐标系内,考虑热效应的各向同性材料组成的层合板中单层板的弹性普遍方程为:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{0x} + z\kappa_x - \alpha\Delta T \\ \varepsilon_{0y} + z\kappa_y - \alpha\Delta T \\ -\alpha\Delta T \\ 0 \\ 0 \\ \gamma_{0xy} + z\kappa_{xy} \end{pmatrix} \quad (1)$$

式中:  $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  分别为 X、Y、Z 三向正应力;  $\tau_{yz}$ 、 $\tau_{zx}$ 、 $\tau_{xy}$  分别为 YZ、ZX、XY 三向剪切应力;  $\varepsilon_{0x}$ 、 $\varepsilon_{0y}$ 、 $\varepsilon_{0z}$  分别为层合板中面 X、Y、Z 三向的正应变;  $\kappa_x$ 、 $\kappa_y$  分别为层合板 X、Y 两向的弯曲曲率;  $\kappa_{xy}$  为层合板 XY 面内的扭率;  $\alpha$  为材料的热膨胀系数;  $\Delta T$  为层合板的温度变化量;  $C_{11} = \frac{E}{1-\mu^2}$ ,  $C_{12} = \frac{\mu E}{1-\mu^2}$ ,  $C_{11}-C_{12} = \frac{E}{1+\mu}$ ,  $E$  与  $\mu$  分别为材料的弹性模量和泊松比。由于关注的是探测器芯片的法向相对位移,可忽略单层板的法向正应力  $\sigma_z$  和单层板面内扭转应力  $\sigma_{xy}$ ; 剪切应力  $\sigma_{yz}$  与  $\sigma_{zx}$  都等于 0, 也可忽略, 公式 (1) 简化为:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \end{pmatrix} = C \begin{pmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \end{pmatrix} + zC \begin{pmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \end{pmatrix} - \alpha\Delta T(C_{11} + 2C_{12}) \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (2)$$

其中,  $C = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} \\ C_{12} & C_{11} \end{bmatrix}$

在图 5 所示的坐标系内,层合板 X、Y 两个方向的

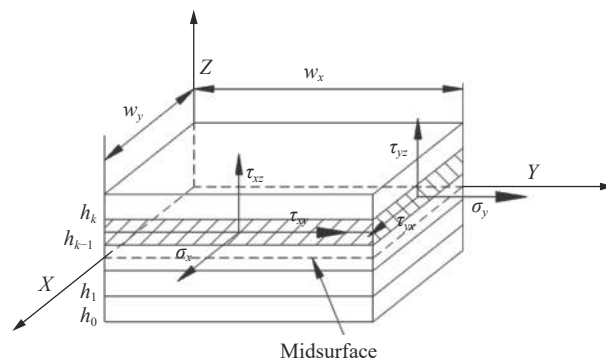


图 5 层合板内力图

Fig.5 Internal force of laminates

合力列阵为:

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} w_x & 0 \\ 0 & w_y \end{bmatrix} \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \end{Bmatrix} dz \quad (3)$$

式中:  $n$  为层合板层数;  $k$  为自  $-Z$  向  $+Z$  数的单层板序

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} w_x & 0 \\ 0 & w_y \end{bmatrix} \left[ \sum_{k=1}^n (h_k - h_{k-1}) C_k \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \end{Bmatrix} + \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (h_k^2 - h_{k-1}^2) C_k \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \end{Bmatrix} - \Delta T \sum_{k=1}^n \alpha_k (h_k - h_{k-1}) (C_{11} + 2C_{12})_k \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \right] \quad (4)$$

式中:  $\alpha_k$  和  $C_k$  分别为第  $k$  层单层板的热膨胀系数与刚度系数矩阵。同理, 可得层合板  $X$ 、 $Y$  两个方向的合

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} w_x & 0 \\ 0 & w_y \end{bmatrix} \left[ \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (h_k^2 - h_{k-1}^2) C_k \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \end{Bmatrix} + \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (h_k^3 - h_{k-1}^3) C_k \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \end{Bmatrix} - \frac{1}{2} \Delta T \sum_{k=1}^n \alpha_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) (C_{11} + 2C_{12})_k \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \right] \quad (5)$$

合并公式 (4)、(5), 有:

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ M_x \\ M_y \end{Bmatrix} = W \begin{Bmatrix} M_r \\ \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \end{Bmatrix} \end{Bmatrix} - \Delta T T_r \quad (6)$$

其中,

$$W = \begin{bmatrix} w_x & 0 & 0 & 0 \\ 0 & w_y & 0 & 0 \\ 0 & 0 & w_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & w_y \end{bmatrix}$$

$$M_r = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n C_k (h_k - h_{k-1}) & \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n C_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \\ \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n C_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) & \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n C_k (h_k^3 - h_{k-1}^3) \end{bmatrix}$$

$$T_r = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n \alpha_k (C_{11} + 2C_{12})_k (h_k - h_{k-1}) \\ \sum_{k=1}^n \alpha_k (C_{11} + 2C_{12})_k (h_k - h_{k-1}) \\ \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \alpha_k (C_{11} + 2C_{12})_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \\ \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \alpha_k (C_{11} + 2C_{12})_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \end{bmatrix}$$

公式 (6) 左端为层合板的内力列阵, 其大小、方向与其所受的约束力的大小、方向分别相同。对于叠层结构, 其约束力为支撑柱对其的作用力。考虑单根支撑柱, 其对外作用力与位移间的关系可通过有限元分析的方法获得, 如公式 (7) 所示:

$$\begin{Bmatrix} F \\ M \end{Bmatrix} = S \begin{Bmatrix} \Delta d \\ \Delta \theta \end{Bmatrix} \quad (7)$$

式中:  $F$  为支撑柱与叠层结构连接端 (简称支撑柱端) 对外的作用力, 使叠层结构受拉为正;  $M$  为支撑柱

号;  $h_{k-1}$  和  $h_k$  分别为第  $k$  层单层板  $-Z$  面和  $+Z$  面的  $Z$  坐标;  $w_x$  和  $w_y$  分别为层合板垂直  $X$  轴和  $Y$  轴的宽度。将公式 (2) 代入公式 (3) 并简化有:

力矩列阵:

端对外的力矩, 使叠层结构向  $+Z$  向凸起为正;  $S = \begin{bmatrix} S_{f,d} & S_{f,\theta} \\ S_{m,d} & S_{m,\theta} \end{bmatrix}$  为灵敏度系数矩阵;  $\Delta d$  为支撑柱端的平动位移, 使叠层结构拉伸时为正;  $\Delta \theta$  为支撑柱端的转动位移, 使叠层结构向  $+Z$  向凸时为正。考虑多根支撑柱与探测器连接的状态, 支撑柱对外的作用力与自由端的位移间关系如公式 (8) 所示:

$$\begin{Bmatrix} F_{r,x} \\ F_{r,y} \\ M_{r,x} \\ M_{r,y} \end{Bmatrix} = S_{xy} \begin{Bmatrix} \Delta x \sin \alpha_x + \Delta l \cos \alpha_x \\ \Delta y \sin \alpha_y + \Delta l \cos \alpha_y \\ \Delta \theta_x \\ \Delta \theta_y \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$S_{xy} = \begin{bmatrix} 2S_{f,d} & 0 & 2S_{f,\theta} & 0 \\ 0 & 2S_{f,d} & 0 & 2S_{f,\theta} \\ 2S_{m,d} & 0 & S_{m,\theta} & 0 \\ 0 & 2S_{m,d} & 0 & S_{m,\theta} \end{bmatrix}$$

式中:  $F_{r,x}$ 、 $F_{r,y}$ 、 $M_{r,x}$ 、 $M_{r,y}$  分别为支撑柱端  $X$  向力、 $Y$  向力、 $X$  向力矩以及  $Y$  向力矩;  $\Delta x$ 、 $\Delta y$  分别为支撑柱端  $X$  向和  $Y$  向的平动位移;  $\Delta l$  为支撑柱沿着探测器法向的伸长量;  $\Delta \theta_x$ 、 $\Delta \theta_y$  分别为支撑柱端  $X$  向和  $Y$  向的转动位移;  $\alpha_x$  和  $\alpha_y$  分别为支撑柱与层合板在  $X$  向和  $Y$  向的夹角。由于叠层结构曲率较小, 外部集中力导致的弯矩也较小, 可认为叠层结构内部相同方向的应变都相等, 相同方向的曲率也都相等, 公式 (8) 写为:

$$\begin{Bmatrix} F_{r,x} \\ F_{r,y} \\ M_{r,x} \\ M_{r,y} \end{Bmatrix} = S_{xy} Q_{xy} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \end{Bmatrix} + S_{xy} R_{xy} \quad (9)$$

其中,

$$Q_{xy} = \begin{bmatrix} \frac{d_x}{2} \sin \alpha_x & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{d_y}{2} \sin \alpha_y & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{d_x}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{d_y}{2} \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$R_{xy} = \begin{Bmatrix} \Delta l \cos \alpha_x \\ \Delta l \cos \alpha_y \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

式中： $d_x$ 、 $d_y$ 分别为支撑柱端  $X$  向与  $Y$  向的间距。考虑支撑柱端反力与叠层结构的内力协调，结合公式 (6) 和公式 (9)，有：

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \end{Bmatrix} = -(S_{xy}Q_{xy} - WM_r)^{-1}(S_{xy}R_{xy} + \Delta TWT_r) \quad (11)$$

若叠层结构对角线长为  $d_b$ ，则其平面度为：

$$F_s = \text{sign}\left(\frac{1}{\kappa_x}\right) \left( \left| \frac{1}{\kappa_x} \right| - \sqrt{\left(\frac{1}{\kappa_x}\right)^2 - \left(\frac{d_b(1 + \varepsilon_{0x})}{2}\right)^2} \right) \quad (12)$$

公式 (11)、(12) 建立起了支撑柱刚度、支撑柱倾斜角度、支撑柱端跨距、各单层板的材料属性、各单层板的尺寸等参数与叠层结构平面度之间的关系，采用两式进行迭代计算可获得使叠层结构平面度最小的参数组合。

对于公式 (11)、(12) 所构建的叠层结构共面度评估模型的有效性，可通过与有限元实体模型分析结果对比的方法进行验证。考虑图 6 所示的由各向同性材料组成的层合板，其支撑方式及外廓尺寸与探测器前期设计方案中相应的支撑方式及外廓尺寸相同，各单层板的材料参数及厚度如表 2 所示。分析过程中，除板层 1 的线膨胀系数可以调整外，其他参数都已固化。支撑柱的参考温度为 291 K，施加温度场后，固定

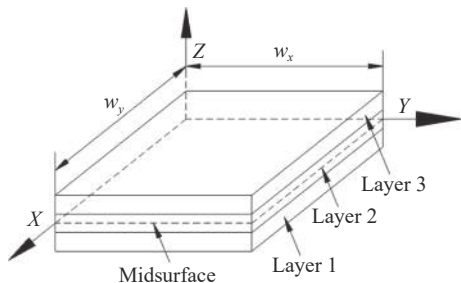


图 6 各向同性材料层合板结构图

Fig.6 Structure of isotropic laminates

表 2 验证分析材料参数表

**Tab.2 Material parameters for verifying analysis**

Name of monolayer	Young's modulus/GPa	Poisson's ratio	Thickness/mm	CTE/ $K^{-1}$
Layer 1	123	0.3	3.5	Variable
Layer 2	202	0.3	5	$5.80 \times 10^{-6}$
Layer 3	335	0.3	5	$3.26 \times 10^{-6}$

端的温度为 291 K，层合板端的温度为 80 K，中间部分温度呈线性分布；叠层结构的参考温度为 291 K，施加温度场后降低至 80 K。约束支撑柱上与法兰连接的端面，通过共面度评估模型得到层合板平面度随板层 1 线膨胀系数变化的曲线，将其与通过实体有限元模型分析得到的层合板平面度随板层 1 线膨胀系数变化的曲线进行对比，如图 7 所示。

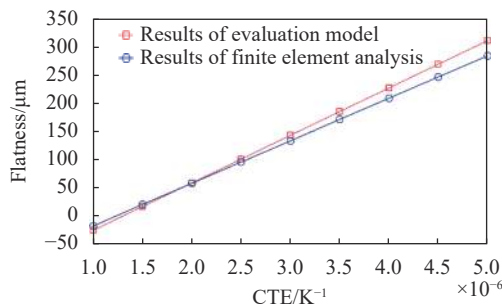


图 7 层合板平面度随板层 1 热膨胀系数变化曲线

Fig.7 Curves of laminates flatness with the CTE of laminate 1

对图 7 进行分析可知：

(1) 层合板变形较小时，两种方法得到的平面度值之差较小，当层合板平面度介于  $\pm 20 \mu m$  之间时，两种方法得到的平面度值之差小于  $10 \mu m$ ；

(2) 随着层合板变形增大，两种方法得到的平面度值之差变大，但即使平面度达到  $200 \mu m$  左右，两种方法得到的平面度值之差也不超过  $20 \mu m$ ；

(3) 通过公式 (12) 确定出平面度最优时板层 1 的热膨胀系数为  $\alpha_1 = 1.30 \times 10^{-6}/K$ ，将该系数代入三维有限元模型，得到层合板平面度为  $8.53 \mu m$ ，远小于  $20 \mu m$  的光敏面平面度允许变化量。

综合对图 7 的分析可知，两种方法算得的层合板平面度值相当，单区域叠层结构共面度评估模型的计算精度满足设计要求。

### 3.2 多区域叠层结构共面度评估模型

公式 (11)、(12) 所描述的叠层结构共面度评估模

型使用的前提是:叠层结构面内各处单层板的材料与厚度组合都相同。对于长波红外探测器,其面内各处叠层的材料与厚度不完全相同,因此,还需建立多区域叠层结构平面度评估模型。

如图 8 所示,将探测器叠层结构划分为 3 个片域,其中,区域 1 和区域 3 的单层板材料与厚度组合相同,自 -Z 向 +Z 各单层板分别为冷板、过渡基板、LTCC 垫块以及 LTTC,区域 2 的单层板材料与厚度为另外一种组合,自 -Z 向 +Z 各单层板分别为冷板、过渡基板以及拼接基板。对于单片区域的层合板,小变形条件下,可认为公式 (6) 中的  $\varepsilon_{0x} = \varepsilon_{0y}$ ,  $\kappa_x = \kappa_y$ ;考虑到探测器叠层结构 X 向尺寸远大于 Y 向尺寸,只关注公式 (6) 中的  $F_x$  和  $M_x$ 。公式 (6) 简化为:

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ M_x \end{Bmatrix} = w_x \left( M_{rx} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \kappa_x \end{Bmatrix} - \Delta T T_{rx} \right) \quad (13)$$

其中,

$$M_{rx} = \begin{bmatrix} M_{r_{11}} + M_{r_{12}} & M_{r_{13}} + M_{r_{14}} \\ M_{r_{31}} + M_{r_{32}} & M_{r_{33}} + M_{r_{34}} \end{bmatrix}, T_{rx} = \begin{Bmatrix} T_{r_{x1}} \\ T_{r_{x3}} \end{Bmatrix}$$

区域 1、区域 3 的单层板材料与厚度组合相同,两个区域对应的公式 (13) 合并为:

$$\begin{Bmatrix} F_{1_x} + F_{3_x} \\ M_{1_x} + M_{3_x} \end{Bmatrix} = (w_{1_x} + w_{3_x}) \left( M_{rx,1} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{1_{0x}} \\ \kappa_{1_x} \end{Bmatrix} - \Delta T T_{rx,1} \right) \quad (14)$$

公式 (14) 相对公式 (13) 增加的下标表示区域标号。区域 2 对应的公式 (13) 写为:

$$\begin{Bmatrix} F_{2_x} \\ M_{2_x} \end{Bmatrix} = w_{2_x} \left( M_{rx,2} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{2_{0x}} \\ \kappa_{2_x} \end{Bmatrix} - \Delta T T_{rx,2} \right) \quad (15)$$

考虑叠层结构两端的载荷与应变协调条件有:

$$F_{1_x} + F_{2_x} + F_{3_x} = F_{r_x} \quad (16)$$

$$M_{1_x} + M_{2_x} + M_{3_x} = M_{r_x} \quad (17)$$

$$\varepsilon_{1_{0x}} = \varepsilon_{2_{0x}}, \kappa_{1_x} = \kappa_{2_x} \quad (18)$$

综合公式 (14)~(18), 有:

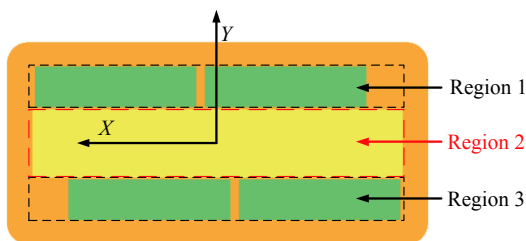


图 8 探测器区域划分示意图

Fig.8 Schematic of the division of detector area

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{2_{0x}} \\ \kappa_{2_x} \end{Bmatrix} = ((w_{1_x} + w_{3_x})M_{rx,1} + w_{2_x}M_{rx,2} - S_x Q_x)^{-1} \times (S_x R_x + \Delta T ((w_{1_x} + w_{3_x})T_{rx,1} + w_{2_x}T_{rx,2})) \quad (19)$$

$$\text{其中, } S_x = \begin{bmatrix} 2S_{f_d} & 2S_{f_\theta} \\ 2S_{m_d} & 2S_{m_\theta} \end{bmatrix}$$

$$Q_x = \begin{bmatrix} \frac{d_x}{2} \sin \alpha_x & 0 \\ 0 & \frac{d_x}{2} \end{bmatrix}$$

$$R_x = \begin{Bmatrix} \Delta l \cos \alpha_x \\ 0 \end{Bmatrix}$$

若关注区域的对角线长为  $d_{bc}$ , 则其平面度为:

$$F_m = \text{sign} \left( \frac{1}{\kappa_{2_x}} \right) \left( \left| \frac{1}{\kappa_{2_x}} \right| - \sqrt{\left( \frac{1}{\kappa_{2_x}} \right)^2 - \left( \frac{d_{bc}(1 + \varepsilon_{2_{0x}})}{2} \right)^2} \right) \quad (20)$$

公式 (19)、(20) 建立起了支撑柱刚度、支撑柱倾斜角度、支撑柱端跨距、各单层板的材料属性、各单层板的尺寸等参数与多区域叠层结构中所关注区域的平面度之间的关系,采用两式进行迭代计算可获得使关注区域平面度最小的参数组合。

### 3.3 误差分析

共面度评估模型建立过程中进行了一系列的简化,由简化引入的误差包括:(1)单区域内力方程建立过程中忽略单层板的横向剪切效应带来的误差;(2)单区域内力与边界条件协调过程中,将同一区域内的应变和曲率都做相同处理带来的误差;(3)多区域内力方程建立过程中忽略叠层结构短边方向的内力平衡条件带来的误差;(4)叠层结构未覆盖整个冷板,忽略叠层结构外其他结构的影响所带来的误差。由于各项误差无法用简洁的公式量化描述,这里仅定性分析其对共面度评估模型计算精度的影响:

1) 第 (1) 项误差与叠层结构的径厚比相关,径厚比越大,误差越小。为减小其影响,使用评估模型时需确保各单层板的径厚比大于 10。

2) 第 (2) 项误差与叠层结构的曲率相关,曲率越小,误差越小。由于探测器共面度设计的目标是使叠层结构曲率减小,该项误差对评估模型的工程应用影响较小。

3) 第 (3) 项误差与探测器的长宽比相关,长宽比越大,误差越小。长线列探测器拼接基板长宽比较大,该项误差对评估模型的应用影响较小。

4) 第 (4) 项误差与探测器结构的集成度相关, 长波探测器受制冷机冷量的限制, 叠层结构面积接近冷板面积, 该项误差对评估模型的工程应用影响也较小。

由以上分析可知, 共面度评估模型建立过程中引入的误差对其工程应用影响较小, 唯一需要注意的是使用过程中需要确保各单层板径厚比大于 10。

## 4 工程应用与验证

### 4.1 工程应用

某型号研制过程中使用拼接仪对前期设计的长线列长波红外焦面组件进行了光敏面平面度测试, 地面测试状态相对耦合完成状态, 光敏面平面度的变化量为 170  $\mu\text{m}$ , 远超 20  $\mu\text{m}$  的许用变化量, 需对前期的设计进行优化改进。

共面度评估模型中, 与关注区域曲率相关的参数较多, 理论上可以对所有的参数同时优化。但从焦面组件基频、耦合工艺、均温需求以及材料的可获得性等方面考虑, 型号研制过程中仅对冷板的厚度与热膨胀系数进行优化, 其他参数都按照前期设计方案进行固化。约束支撑柱上与法兰连接的端面, 固化公式 (20) 中包括冷板热膨胀系数在内的参数, 拼接基板平面度值随冷板厚度变化的曲线如图 9 所示; 约束支撑柱上与法兰连接的端面, 固化公式 (20) 中包括冷板厚度在内的参数, 拼接基板平面度值随冷板热膨胀系数变化的曲线如图 10 所示。图 9、图 10 中平面度值为正表示拼接基板向 +Z 向凸, 为负则反之。

由图 9 可知, 拼接基板的平面度值随冷板厚度增加而变小, 但即使厚度增加至 10 mm, 平面度值仍为 54.36  $\mu\text{m}$ , 超过许用变化量。由图 10 可知, 拼接基板

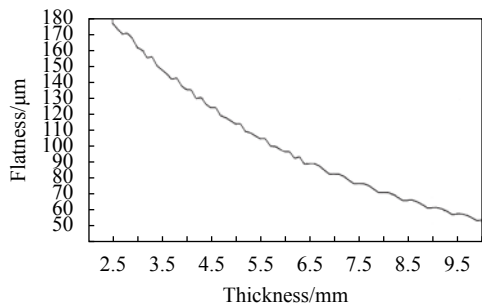


图 9 拼接基板平面度随冷板厚度变化曲线

Fig.9 Curves of the flatness of butting base with the thickness of cold plate

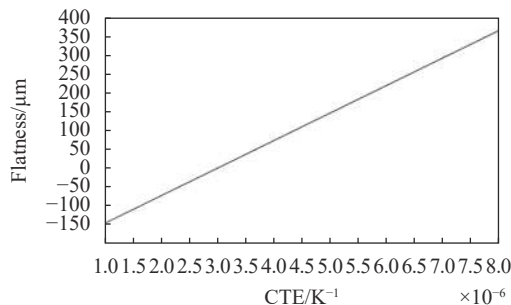


图 10 拼接基板平面度随冷板热膨胀系数变化曲线

Fig.10 Curves of the flatness of butting base with the CTE of cold plate

平面度值随冷板热膨胀系数增加而增加, 当热膨胀系数为  $2.97 \times 10^{-6}/\text{K}$  时, 平面度值为 0; 当热膨胀系数介于  $2.70 \times 10^{-6} \sim 3.24 \times 10^{-6}/\text{K}$  时, 平面度介于  $\pm 20 \mu\text{m}$ 。冷板材料为殷钢, 可通过调整成分使其热膨胀系数接近  $2.97 \times 10^{-6}/\text{K}$ 。但探测器对冷板还有均温需求, 即温度为 80 K 时热导率需大于  $10.5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。热膨胀系数介于  $2.70 \times 10^{-6} \sim 3.24 \times 10^{-6}/\text{K}$  的殷钢温度为 80 K 时, 热导率范围为  $1.6 \sim 1.8 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ , 不满足均温要求。综上分析可知, 在焦面组件前期设计方案的基础上, 仅改变冷板的厚度和热膨胀系数不能使拼接基板平面度满足设计要求, 需对探测器的结构形式进行改进。

在焦面组件前期的设计方案中, 叠层结构区域 2 自 -Z 向 +Z 各单层板依次为冷板、过渡基板以及拼接基板。考虑到拼接基板热膨胀系数为  $3.26 \times 10^{-6}/\text{K}$ , 接近  $2.97 \times 10^{-6}/\text{K}$ , 可以将叠层结构区域 2 中 -Z 向的单层板材料改成与拼接基板材料一致, 具体实施方式如图 11 所示。图中拼接基板、过渡基板结构形式保持不变, 在冷板上开孔, 将与拼接基板材料、外廓尺寸

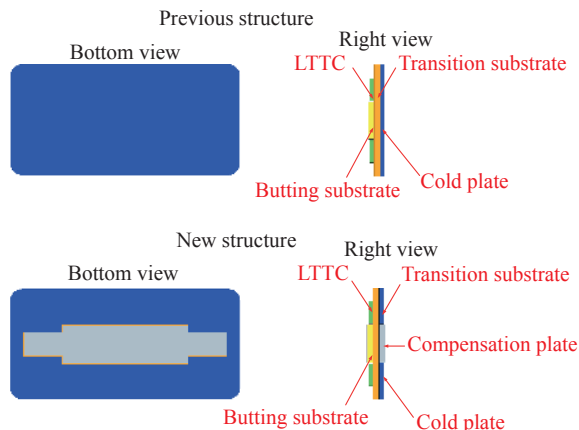


图 11 叠层结构设计改进示意图

Fig.11 Schematic of the design improvement of laminated structure



相同的矩形补偿板粘接在过渡基板背面,使补偿板与拼接基板关于过渡基板对称,与冷板保持 0.5 mm 的间隙。约束支撑柱上与法兰连接的端面,固化公式 (20) 中包括冷板热膨胀系数在内的参数,拼接基板平面度值随冷板厚度变化的曲线如图 12 所示;约束支撑柱上与法兰连接的端面,固化公式 (20) 中包括冷板厚度在内的参数,拼接基板平面度值随冷板热膨胀系数变化的曲线如图 13 所示。

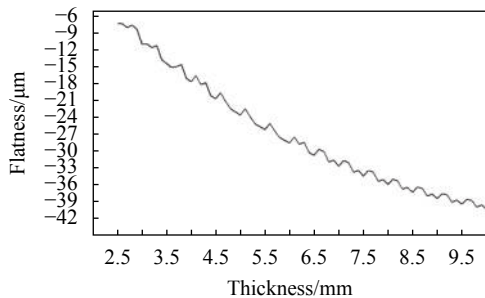


图 12 设计改进后拼接基板平面度随冷板厚度变化曲线

Fig.12 Curves of the flatness of butting base with the thickness of cold plate after design improvement

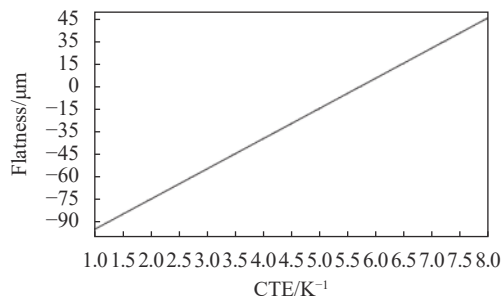


图 13 设计改进后拼接基板平面度随冷板热膨胀系数变化曲线

Fig.13 Curves of the flatness of butting base with the CTE of cold plate after design improvement

由图 12 可知:探测器结构改进后拼接基板平面度值随冷板厚度增加而减小;当冷板厚为 3.5 mm 时,平面度值为  $-14.37 \mu\text{m}$ ;当厚度小于 4.4 mm 时,拼接基板平面度优于  $20 \mu\text{m}$ 。由图 13 可知:探测器结构设计改进后拼接基板平面度值仍然随冷板的热膨胀系数增加而增加,但增长率已显著减小;当热膨胀系数等于  $5.71 \times 10^{-6}/\text{K}$  时,平面度值为 0;当热膨胀系数介于  $4.73 \times 10^{-6} \sim 6.70 \times 10^{-6}/\text{K}$  时,平面度介于  $\pm 20 \mu\text{m}$ 。综合以上分析并考虑工程可实现性,确定探测器设计改进后冷板厚度取 3.5 mm,热膨胀系数取  $5.71 \times 10^{-6}/\text{K}$ 。具有

这种热膨胀系数的殷钢板材料热导率约为  $15 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ ,其导热性能满足均温要求。

#### 4.2 仿真验证

型号研制过程中定制的殷钢冷板热膨胀系数实测值为  $5.68 \times 10^{-6}/\text{K}$ ,近似于设计值。在图 4 所示的焦面组件有限元模型中,冷板厚取 3.5 mm,热膨胀系数取  $5.68 \times 10^{-6}/\text{K}$ ,其他材料参数和结构参数与基础设置相同。模拟焦面组件地面测试状态的边界条件,约束制冷机法兰螺钉通孔,在探测器组件上施加大气压力、热应力以及压封力,分析得到的焦面组件变形如图 14 所示,拼接基板的平面度为  $11.83 \mu\text{m}$ ;模拟焦面组件在轨工作状态的边界条件,约束制冷机法兰螺钉通孔,在探测器组件上施加热应力和压封力,分析得到拼接基板的平面度为  $12.29 \mu\text{m}$ 。

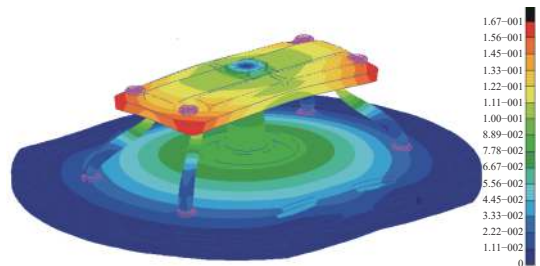


图 14 地面测试状态焦面组件变形图 (单位:mm)

Fig.14 Deformation of FPA in ground test (Unit: mm)

#### 4.3 测试验证

为了实测设计改进后光敏面的平面度,型号研制过程中投产了一个探测器验证件。相比于正样件,探测器验证件无芯片,窗口玻璃改用可透可见光的熔石英材料,其他结构形式二者完全相同。将探测器验证件与制冷机耦合并压封,用高精度拼接仪对探测器常温常压和低温真空两种状态下其拼接基板的平面度进行测试,如图 15 所示,拼接基板上的坐标采样点位

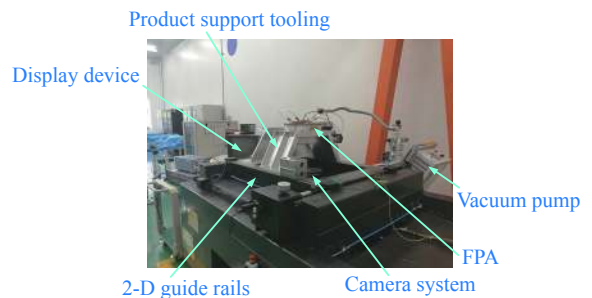


图 15 探测器平面度测试示意图

Fig.15 Schematic of detector flatness test

置如图 16 所示。低温状态测试过程中,用真空泵对杜瓦抽真空,通过制冷机对叠层结构进行制冷,待探测器温度稳定在 80 K 以后,再进行测试。获得采样点坐标值后,先用二次多项式拟合去除随机误差,再通过平面拟合得到变形量,将两种状态下的变形量相减,得到探测器真空低温状态相对常温常压状态拼接基板的变形量为  $10\ \mu\text{m}$ 。

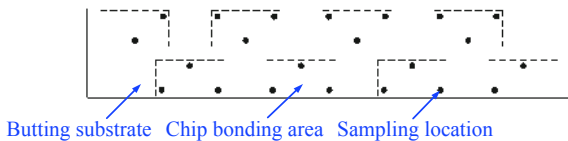


图 16 探测器平面度测试采样点位置

Fig.16 Location of sample point in the flatness test of detector

#### 4.4 验证总结

焦面组件结构形式的优化是以探测器在轨工作状态拼接基板平面度值等于 0 为目标进行的。使用共面度评估模型对焦面组件的结构进行改进后,地面测试状态仿真得到的拼接基板平面度值、在轨工作状态仿真得到的拼接基板平面度值以及地面测试状态实测得到的拼接基板平面度变化值分别为  $11.83\ \mu\text{m}$ 、 $12.29\ \mu\text{m}$  以及  $10\ \mu\text{m}$ 。虽然 3 个平面度验证值都大于 0,但都远小于  $20\ \mu\text{m}$  的平面度许用变化量。因此,使用共面度评估模型改进后的探测器共面度满足设计要求,共面度评估模型所引入的误差在工程应用可接受的范围内。

## 5 结论

确定了影响长线性长波红外探测器工作状态共面度的主要因素,建立了探测器共面度的评估模型,将评估模型应用于工程实例并对其有效性进行了验证,所形成的结论如下:

(1) 影响长线性长波红外探测器共面度的主要因素为探测器结构尺寸参数、材料物理特性参数;

(2) 文章提出的共面度评估模型建立起了探测器结构尺寸参数、材料物理特性参数等与探测器共面度之间的关系,通过该模型可以探测器共面度最小为目标,对焦面组件结构进行优化;

(3) 共面度评估模型引入的误差在工程应用可接

受的范围内,使用该模型对探测器结构进行改进,其精度满足设计要求;

(4) 使用共面度评估模型对某型号焦面组件的结构进行改进后,相对于耦合完成状态,地面测试状态探测器平面度的变化量由改进前的  $170\ \mu\text{m}$  减少至  $10\ \mu\text{m}$ ,在轨成像状态探测器平面度的变化量由改进前的  $176.41\ \mu\text{m}$  减少至  $12.29\ \mu\text{m}$ 。两种成像状态下探测器共面度的变化量都满足需小于  $20\ \mu\text{m}$  的设计要求。

#### 参考文献:

- [1] Li J, Wang X K, Sun W, et al. Study on Dewar package for dual-band long linear IRFPA detectors [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2018, 47(11): 1104003. (in Chinese)
- [2] Zhang L, Dong H J, Wang C S, et al. Design of cold head in mosaic infrared detector [J]. *Laser & Infrared*, 2017, 47(5): 591-594. (in Chinese)
- [3] Li X L, Zhang L, Fu Z K. Analysis on finite element method of thermal stress for infrared focal plane detector [J]. *Laser & Infrared*, 2020, 50(4): 429-434. (in Chinese)
- [4] Xia W, Wang X K, Lin C, et al. Dewar for  $12.5\ \mu\text{m}$  long linear HgCdTe IRFPA [J]. *Laser & Infrared*, 2012, 42(4): 389-392. (in Chinese)
- [5] Hu X N, Zhang H Y, Li Y J, et al. Thermal stress analysis of HgCdTe focal plane arrays on Si substrates [J]. *Laser & Infrared*, 2006, 36(11): 1020-1022. (in Chinese)
- [6] Fan G Y, Gong H M, Li Y J, et al. Temperature-cycling reliability of IRFPA device [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2010, 39(4): 607-610. (in Chinese)
- [7] Chen X, Hua H, He K, et al. Thermal stress analysis of IRFPA packaging assembly [J]. *Laser & Infrared*, 2014, 44(6): 645-648. (in Chinese)
- [8] Xia C X, Sun W, Wang X K. Test study of strain after integration of large scale infrared detector chip into cryogenic cold platform at low temperature [J]. *Infrared*, 2017, 38(8): 23-26. (in Chinese)
- [9] Chen X, He K, Wang J X, et al. Thermal cycling reliability of linear HgCdTe infrared detectors [J]. *J Infrared Millim Waves*, 2014, 33(4): 369-374. (in Chinese)
- [10] Xie H, Dong H J, Zhang Y. Research on butting technology of long wave infrared linear HgCdTe FPA [J]. *Laser & Infrared*, 2017, 47(1): 58-61. (in Chinese)