

红外探测器冷屏设计

胡明灯*, 熊雄**, 吴建乐, 段煜, 杜宇, 毛剑宏

浙江珏芯微电子有限公司, 浙江 丽水 323000

摘要 分析了不同 F 数下的冷屏高度与焦平面响应率非均匀性的关系, 在冷屏高度增加的不同阶段, 不同 F 数的冷屏通光孔径带来的杂散辐射影响不同, 焦平面均匀性出现增加、减小或不变等情况, 在保证焦平面最大响应梯度不超过 25% 以及冷屏最大温差超过 5 K 的情况下, 通过曲线确定冷屏高度。同时基于点源透过率 (PST) 的仿真结果, 对 4 种外观结构的冷屏分别在 $F1.2 \sim F5.5$ 下的杂散光抑制效果进行分析, 进一步得到每种冷屏结构在不同 F 数下的适用情况。提出 3 种冷屏排气孔结构优化方案, 优化后的排气孔结构焦平面接收的探测器内部热辐射功率较优化前减小了约 87%。

关键词 探测器; 冷屏; 点源透过率; 杂散光抑制; 内部热辐射

中图分类号 TN215

文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS221704

1 引言

制冷红外探测器可以在复杂环境中通过目标与背景环境之间的温差来识别目标^[1-2], 然而红外探测器的实际工作性能易受到环境及自身杂散辐射的影响, 杂散光会影响探测器的信噪比以及成像质量^[3-5]。对于大面阵红外探测器而言, 大尺寸的探测器芯片对应着更大的冷屏安装接口和冷屏高度, 随之会出现探测器质量、体积增加, 以及冷屏温度梯度增大等问题, 这对于大面阵、高灵敏度的红外探测器而言是一个挑战。

目前, 国内外学者对制冷红外探测器冷屏结构设计进行了研究, 如: 采用 ASAP 软件仿真具有不同挡光环数量和不同开孔形状的挡光环冷屏, 在尽量减小质量和体积的前提下, 获得更好的杂散辐射消除效果^[6]; 利用叠加积分算法精确计算任意形状冷屏的光度无效性, 可以快速、精确地定量分析冷屏的优劣性^[7]; 利用数学中的最优化计算方法来优化冷屏形状, 基于区间穷举法和阻尼最小二乘法建立优化变量和优化目标函数的数学模型, 以得到较优的冷屏开孔形状^[8]; 在冷屏内壁加工一系列螺纹结构, 且螺纹间距可调, 以此来代替传统冷屏中的挡光环结构, 在抑制杂散光的同时, 能够降低挡光环粘接过程中的加工难度, 避免黏接胶放气的影响^[9]。

上述研究均集中在冷屏挡光环设计、冷屏优劣判断以及冷屏结构优化的方法上, 对于不同 F 数的冷屏结构和排气孔设计方面鲜有讨论。本文对 1280×1024 (像元间距为 $10 \mu\text{m}$) 大面阵红外探测器冷屏结构

进行设计分析, 从不同 F 数的冷屏高度及外观结构的选择、排气孔结构的优化等方面提出制冷红外探测器冷屏结构的优化设计思路。

2 理论分析

2.1 光学系统的像面照度

图 1 为光学系统轴外点成像的光路图。根据成像系统像面光照强度的计算公式^[10-11], 轴外像点 M 的照度计算公式为

$$E'_M = L \frac{n'^2}{n^2} \tau \pi \sin^2 U'_M, \quad (1)$$

式中: U'_M 为像方孔径角; L 为物面亮度; τ 为光学系统的透射比; n, n' 分别为物空间和像空间的折射率。当 U'_M 较小时, 有

$$\sin U'_M \approx \tan U'_M = \frac{\frac{D'}{2} \cos \omega'}{l'_0} = \frac{D' \cos^2 \omega'}{2l'_0} \approx \frac{D' \cos \omega'}{\cos \omega'} \sin U'_0 \cos^2 \omega', \quad (2)$$

式中: D' 为出瞳处直径; l'_0 为出瞳面到像面的距离; ω' 为轴外视角。将式 (2) 代入式 (1), 可得

$$E'_M = L \frac{n'^2}{n^2} \tau \pi \sin^2 U'_M \cos^4 \omega' = E'_0 \cos^4 \omega', \quad (3)$$

式中: E'_0 为像面轴上点的照度。

2.2 杂散光的来源及理论计算

2.2.1 探测器外部的杂散辐射

由普朗克辐射定律可知^[12-13], $\lambda_1 \sim \lambda_2$ 波段的太阳辐射出射度为

收稿日期: 2022-09-14; 修回日期: 2022-11-03; 录用日期: 2022-12-12; 网络首发日期: 2023-01-06

通信作者: *dove_dd@live.cn; **xiongxiang0423@163.com

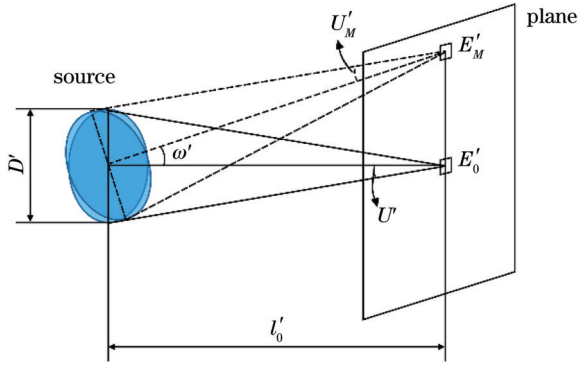


图 1 光学系统轴外点成像的光路图

Fig. 1 Lightpath of optical system off-axis point imaging

$$E_e(T) = \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{c_1}{\lambda^5} \cdot \frac{1}{\exp\left(\frac{c_2}{\lambda T}\right) - 1} d\lambda, \quad (4)$$

式中： $c_1=3.74177 \times 10^{-16} \text{ W/m}^2$ ，为第一黑体辐射常数； $c_2=1.43877 \times 10^{-2} \text{ W}\cdot\text{K}$ ，为第二黑体辐射常数； λ 为波长；太阳平均温度 $T=5900 \text{ K}$ ；

对于中波红外器件， $\lambda_1=3.7 \mu\text{m}$ 、 $\lambda_2=4.8 \mu\text{m}$ ，此波段内太阳辐射在红外探测器冷屏入瞳处的等效辐照度为

$$E_0 = \tau \frac{R_s^2 E_e(T)}{l^2} \cos \alpha, \quad (5)$$

式中： τ 为中波红外在大气中的透过率，取值为 0.7； R_s 为太阳半径； l 为冷屏入瞳处与太阳的距离； α 为太阳辐射线与冷屏入瞳处轴线的夹角。

2.2.2 探测器内部的杂散辐射

制冷红外探测器在工作过程中处于常温环境，因此会产生红外热辐射，从而影响其探测灵敏度^[14]。根据式(5)，红外探测系统元件内部的杂散辐射能量为

$$\Phi(T) = \epsilon \cdot E_e(T) \cdot A, \quad (6)$$

式中： ϵ 为表面发射率，即同一温度下指定表面辐射功率与黑体辐射功率的比值，由于黑体属于理想状况的物体，因此发射率 ϵ 小于 1； A 为探测器内部主要辐射面的面积。

2.3 杂散光抑制能力评价方法

点源透过率(PST)是评价光学系统对外界杂散光抑制水平的指标，其与杂散光光源强度无关^[15]。PST(η_{PST})是指离轴度为 θ 的光源在光学系统探测面上的辐照度 $E_d(\theta)$ 与其在光学系统入瞳处的辐照度 $E_i(\theta)$ 的比值，表达式为

$$\eta_{\text{PST}} = \frac{E_d(\theta)}{E_i(\theta)}. \quad (7)$$

通过不同离轴度下的 PST 曲线，可以得到光学系统对以不同离轴度入射的杂散光的抑制能力，因此 PST 的值越小，系统对杂散光的抑制能力越强。

3 模型建立及参数设定

3.1 模型建立

图 2 所示为红外探测器的光学分析模型，该模型的组件包括红外窗片、窗框、冷屏、红外滤光片及探测器芯片。

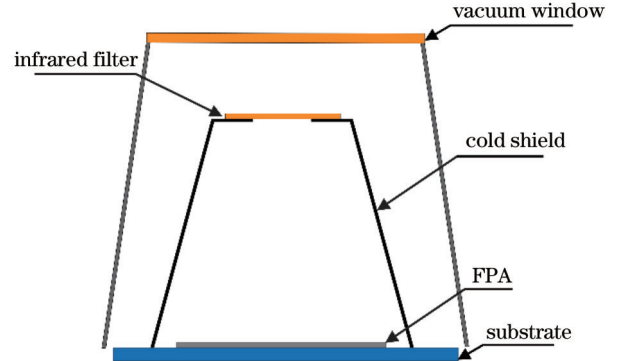


图 2 红外探测器的光学分析模型

Fig. 2 Optical analysis model of infrared detector

3.2 仿真分析参数设定

在杂散光分析过程中，需要对光学分析模型表面的光学参数进行设定。由于利用不同工艺处理的表面的散射属性不同，为简化处理，将模型表面属性设为朗伯散射。光学分析模型的表面参数如表 1 所示。

表 1 光学分析模型的表面属性参数

Optical component	Absorptance / Reflectivity / Transmittance / %		
	%	%	%
Window frame	0	100	0
Vacuum window	0	5	95
Infrared filter	0	5	95
Cold shield inner surface	97	3	0

4 冷屏设计与分析

4.1 冷屏高度设计

由式(3)可知，在远离光轴的过程中，像面照度随轴外视场角 ω' 呈 $\cos^4 \omega'$ 衰减，因此在制冷红外探测器中，冷屏高度越大，焦平面上的轴外最大视场角 ω' 越小，则焦平面的响应率非均匀性越小，但冷屏高度同时会影响探测器的整体力学性能及冷屏温度梯度，过大的冷屏尺寸也会增加探测器的热量，延长制冷时间，因此需要综合考虑冷屏的设计高度。

以 1024×1280 (像元间距为 $10 \mu\text{m}$) 碲镉汞红外焦平面为例，其对角线长度为 16.39 mm ，图 3(a) 所示为不同冷屏高度下焦平面的最大响应梯度，即焦平面的角像素响应值与中心像素响应值的差值百分比。焦平面的最大响应梯度越小，即焦平面的响应均匀性越优，

随着冷屏高度的增大,不同 F 数冷屏的焦平面最大响应梯度并非均匀减小;小 F 数冷屏具有更大的通光孔径,但到达焦平面的杂散辐射能量增加,焦平面整体响应均匀性出现一定程度减小;对于具有大 F 数的小通光孔冷屏,焦平面均匀性出现稳定趋势,受杂散辐射的影响较小。根据设计经验及冷屏与红外成像系统的光学匹配性,需要保证焦平面的最大响应梯度不超过 25%,同时结合图 3(a)所示的不同高度下冷屏的最大温度梯度(按照要求应小于 5 K),进一步综合考虑窗

框以及探测器的体积、质量,选用 25 mm 作为冷屏设计高度。

由于探测器焦平面各个像元对应冷屏开口的立体角均不相同,像元越靠近中心,其立体角越大,且探测器各个像元接收的辐射强度与立体角成正比,因此使用像元接收辐射强度代替各个像元的通光立体角^[16]。高度为 25 mm 的冷屏焦平面中心最大值归一化后照度分布如图 3(b)所示,响应率非均匀性优于 5%。

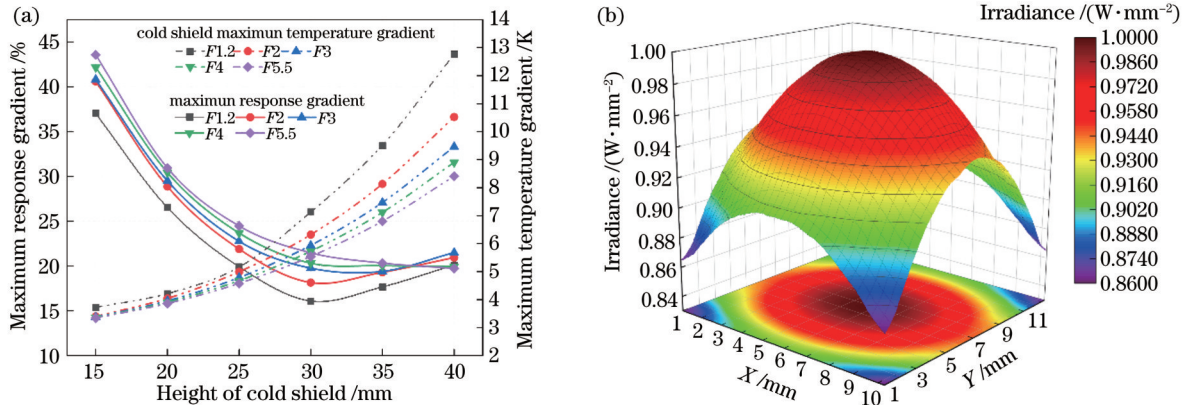


图 3 冷屏高度及均匀性分布。(a)焦平面最大响应梯度及冷屏最大温度梯度曲线;(b)焦平面均匀性分布

Fig. 3 Height and uniformity distribution of cold shield. (a) Maximum response and temperature gradient curves in the focal plane of cold shield; (b) uniformity distribution in the focal plane

4.2 冷屏结构设计

根据探测器光学系统的 F 数,可确定冷屏焦距及通光孔的关系,即

$$\frac{1}{F} = \frac{d}{h}, \quad (8)$$

式中: d 为冷屏通光孔径; h 为冷屏焦距; $1/F$ 为系统相对孔径。冷屏键合接口直径 L_0 由焦平面尺寸及装载基板决定,如图 4(a)所示。

在确定冷屏高度后,针对不同 F 数的冷屏外观结构,可调节对应的冷屏通光孔径 d 。但由式(8)可知,随着冷屏 F 数变小,其通光孔径逐渐增大,冷屏肩部宽度 d_0 减小,导致滤光片安装面缩小,从而影响滤光片的黏接质量,这种情况在传统塔型冷屏结构中尤为明显。

针对此问题,设计了 4 种不同外观结构的冷屏,分别为塔型、手风琴型、直筒型以及倒锥型,分别如图 4(a)~(d)所示,且这 4 种结构的冷屏高度 h 均为 25 mm。对每种结构在 $F1.2$ 、 $F2$ 、 $F3$ 、 $F4$ 和 $F5.5$ 下的杂散光抑制能力进行分析。

4 种外观结构的冷屏在 $F1.2$ ~ $F5.5$ 下的 PST 曲线如图 5 所示,其中塔型结构由于冷屏的外径沿轴向减小,无法满足 $F1.2$ 所需的通光孔径,因此未进行相关比较。在制冷红外探测器中,为保证冷屏杂散光抑制效果能满足较高的使用要求,PST 应低于 10^{-4} 。

从图 5 可以看到,在不同 F 数下,由于光源的离轴度不同,冷屏的 PST 曲线迅速下降的起始点存在差

异。当 $F=5.5$ 时,由于通光孔径小,挡光环的宽度大,入射杂散光会迅速被挡光环遮挡,PST 下降最快。值得注意的是,当离轴度为 60° ~ 70° 时,大多结构的 PST 值会升高,曲线出现上翘,这种现象在塔型结构中尤为明显,由于冷屏最上阶侧壁与挡光环端点的距离过小,部分杂散光能越过挡光环到达探测器芯片。当 F 数为 1.2 时,由于手风琴结构具有较宽的外径,同时倾斜的侧壁能够避免杂散光集中向下反射,其 PST 数值明显小于其他两种结构。当 F 数为 2、3、4 和 5.5 时,手风琴、直筒及倒锥型结构的 PST 曲线在 25° 之后无明显差别且满足 10^{-4} 的使用要求;随着 F 数增大,塔型结构的冷屏通光孔径减小,挡光环宽度增大, PST 逐渐下降,在 $F4$ 时与其余 3 种结构几乎一致。

分析认为:当 F 数较小时,冷屏通光孔径大,此时系统的杂散光抑制能力由冷屏外观结构决定(如侧壁倾角、最大外径等);当 F 数较大时,冷屏通光孔径相对较小,挡光环宽度增大,此时冷屏外观结构的差异对杂散光抑制的区别减弱。结合 PST 数值,得到不同 F 数下的冷屏结构选用情况,如表 2 所示。

在相同的 F 数及冷屏高度条件下,冷屏结构按体积从小到大的排序为塔型、直筒型、倒锥型、手风琴型,为满足制冷红外探测器尺寸、质量、功率(SWaP)方面的发展要求^[17],在 PST 数值满足条件的情况下优先选择体积小的冷屏结构。

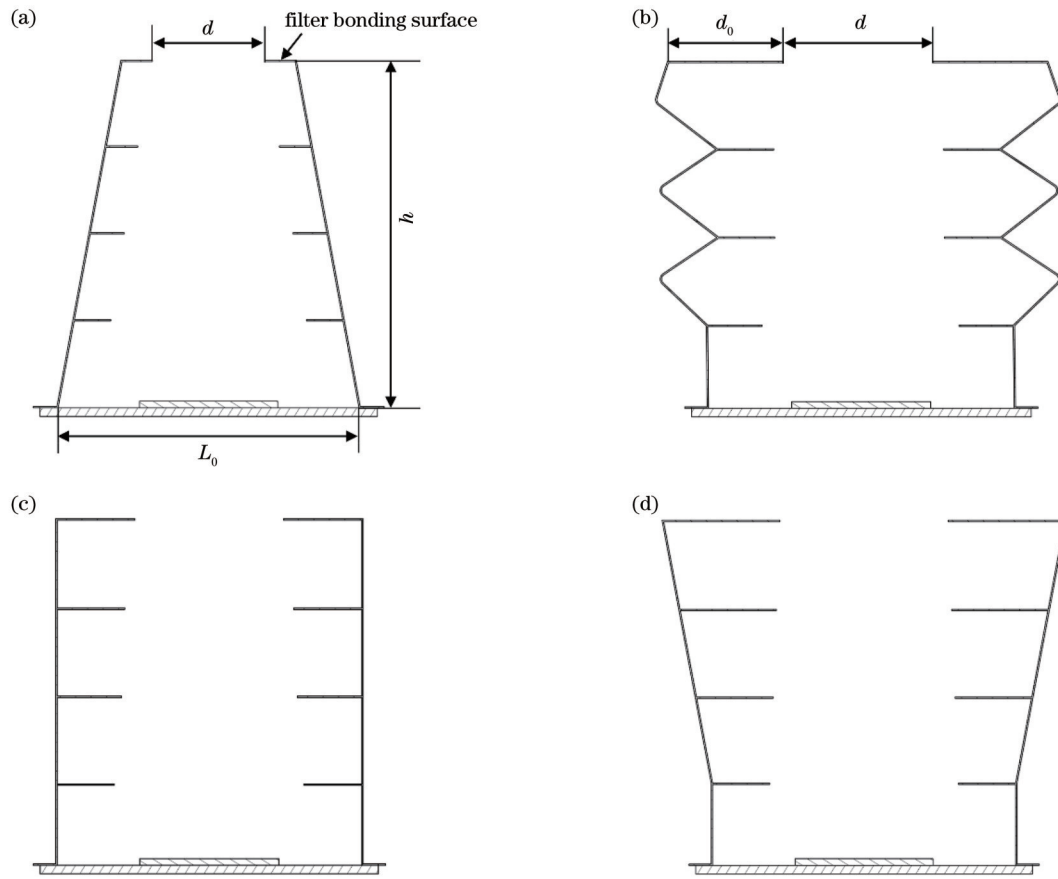


图 4 所设计的 4 种冷屏外观结构。(a)塔型;(b)手风琴型;(c)直筒型;(d)倒锥型

Fig. 4 Four designed structures for cold shield. (a) Tower type; (b) accordion type; (c) straight cylinder type; (d) inverted cone type

表 2 不同 F 数下冷屏结构选用情况

Table 2 Selection of cold shield structure under different F numbers

Shield structure	$F1.2$	$F2$	$F3$	$F4$	$F5.5$
Tower type			✓	✓	✓
Accordion type	✓	✓	✓	✓	✓
Straight cylinder type		✓	✓	✓	✓
Inverted cone type		✓	✓	✓	✓

4.3 排气孔优化设计

为保证制冷红外探测器的高灵敏度与高信噪比,探测器芯片需要在 10^{-4} Pa 的真空环境中工作^[18-19]。由于滤光片、冷屏、基板组成封闭空间,在获得红外探测器杜瓦真空的过程中,为保证冷屏内外压强一致,防止冷屏因压强差过大而出现机械变形,以及保证冷屏内部气体高效排出,需要在冷屏上设计排气孔结构。

制冷红外探测器工作过程中,其内部杂散辐射会经过窗框以及窗片到达探测器靶面,极大干扰信号检测。表 3 所示为探测器内部主要表面的辐射量。

如图 6(a)所示,传统制冷红外探测器的排气孔一般开在冷屏侧壁,由于排气孔结构主要受窗框热辐射影响,为便于对比,图 6(b)仅展示了窗框杂散辐射路径,窗框杂散辐射通过排气孔反射或直接到达探测器芯片,从而出现杂散光斑点,图 6(c)所示为窗框杂散辐射在像面上的辐照度。

针对探测器内部杂散辐射从排气孔逃逸至芯片的情况,提出图 7(a)~(c)所示的 3 种排气孔优化设计方案。根据对杂散光传输路径的追踪,图 7(a)所示为顶部排气孔结构,由于气孔结构为贯穿滤光片黏接面内

表 3 探测器内部主要表面的辐射量

Table 3 Radiation of main surface inside the detector

Main radiating surface	Temperature /K	Radiating surface area /mm ²	Radiated power /W
Window frame inner surface	300	2830.74	0.0112
Vacuum window	300	633.05	0.0025

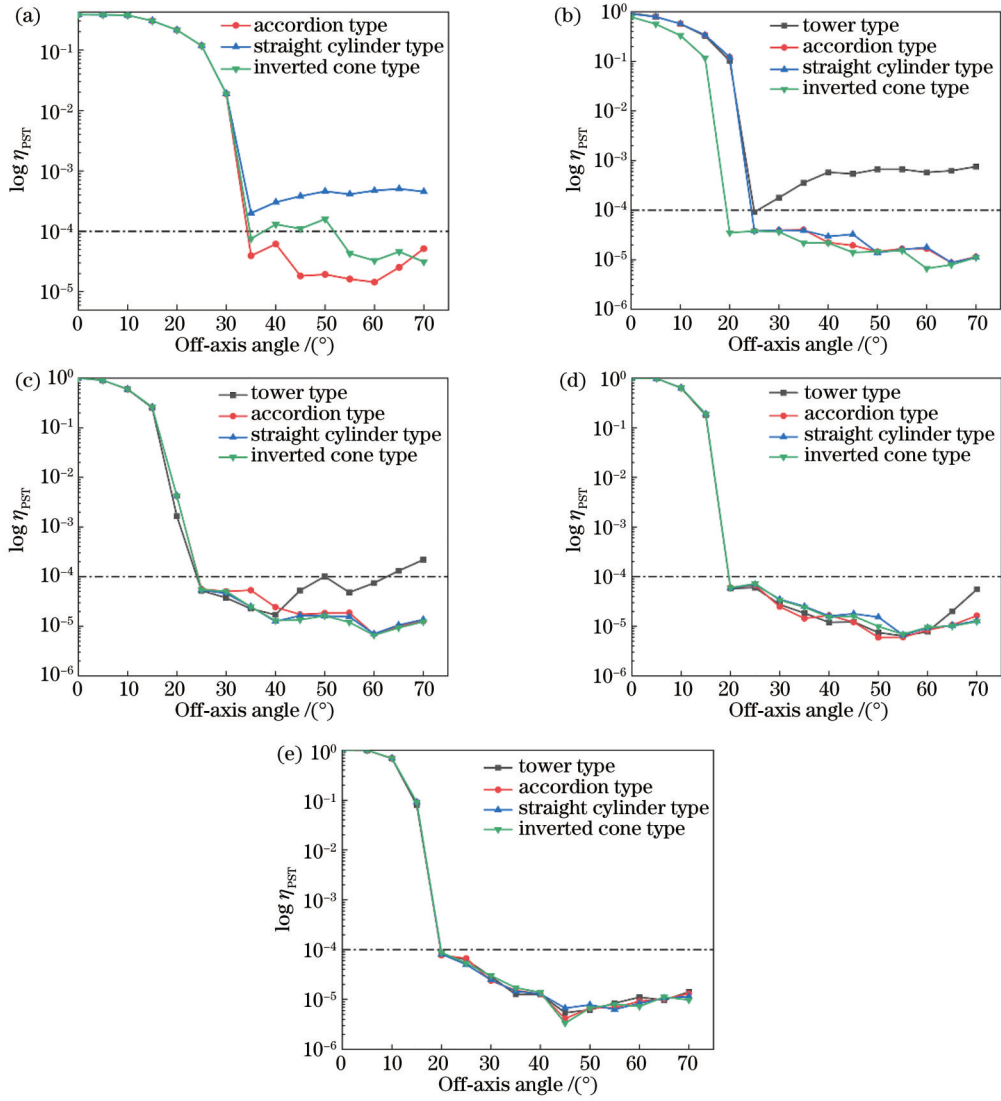


图 5 4 种外观结构的冷屏在不同 F 数下的 PST 曲线。(a) $F1.2$; (b) $F2$; (c) $F3$; (d) $F4$; (e) $F5.5$

Fig. 5 PST curves of four cold shield structures at different F numbers. (a) $F1.2$; (b) $F2$; (c) $F3$; (d) $F4$; (e) $F5.5$

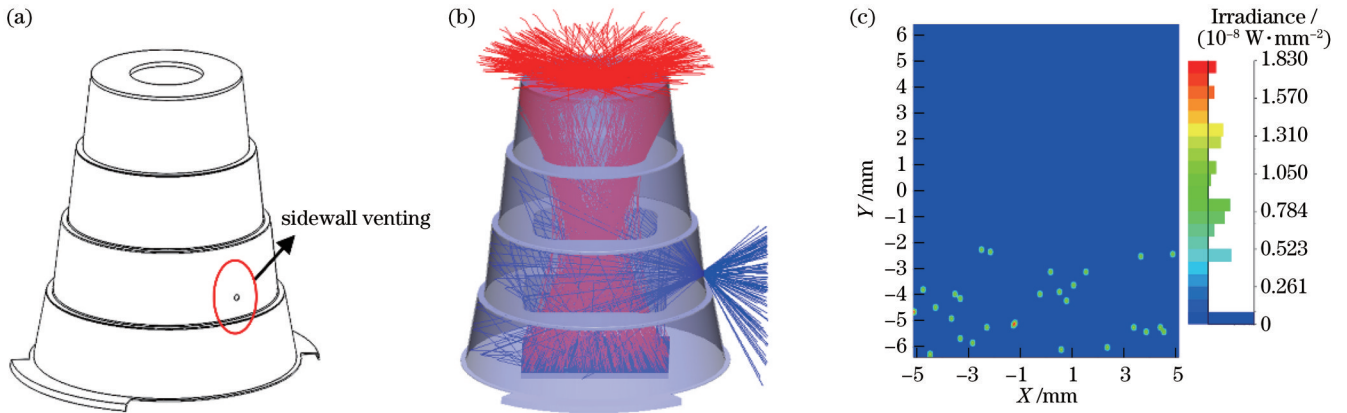


图 6 侧壁排气孔结构及其辐照分布。(a)侧壁排气孔;(b)杂散辐射路径;(c)侧壁排气孔辐射

Fig. 6 Sidewall venting structure and radiation distribution. (a) Sidewall venting; (b) path of stray radiation; (c) radiation of sidewall venting

外端面的沟槽,沟槽入口位于顶部侧壁,这就延长了杂散辐射的传输路径,起到抑制杂散辐射的效果;图 7

(b)、(c)所示的排气孔结构垂直靠近下方的挡光环,入射的杂散辐射被挡光环吸收,同时增加了杂散辐射进

入排气孔且到达像面前的反射次数。与传统侧壁排气孔结构相比,这 3 种结构能够完全避免窗框杂散辐射经排气孔进入冷屏内部的情况。侧壁排气孔结构的像面接收辐照度为 $1.24 \times 10^{-8} \text{ W/mm}^2$,改进后的顶部、

沉头以及台阶式排气孔的像面接收辐照度分别为 1.67×10^{-9} 、 1.64×10^{-9} 、 $1.59 \times 10^{-9} \text{ W/mm}^2$ 。像面接收辐照度的对比如图 7(d)~(f)所示,改进后的 3 种排气孔结构的杂散光辐照度均减小了 87% 左右。

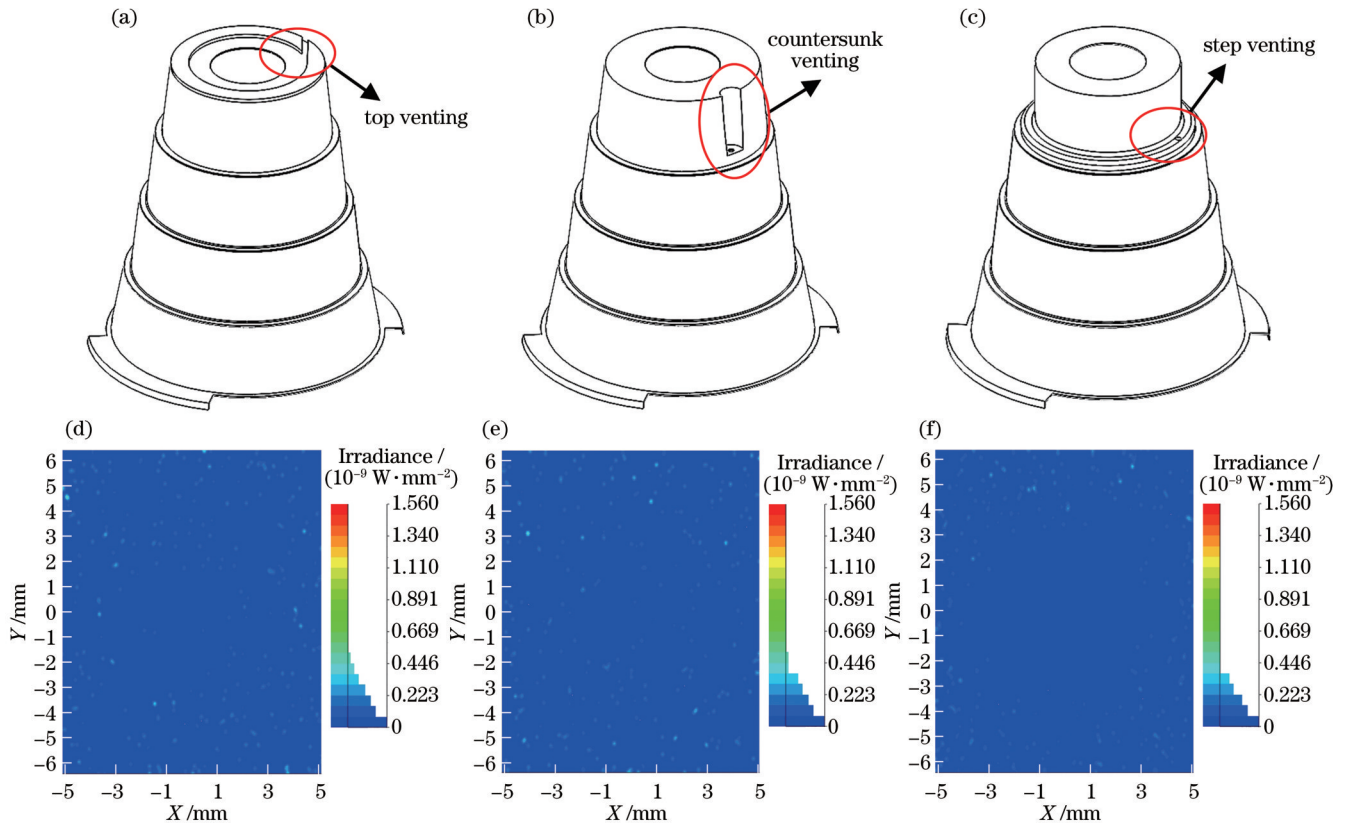


图 7 改进的排气孔结构及其辐照分布。(a)顶部排气孔;(b)沉头式排气孔;(c)台阶式排气孔;(d)顶部排气孔辐射;(e)沉头式排气孔辐射;(f)台阶式排气孔辐射

Fig. 7 Improved venting structures and radiation distribution. (a) Top venting; (b) countersunk venting; (c) step venting; (d) top venting radiation; (e) countersunk venting radiation; (f) step venting radiation

5 结 论

对制冷红外探测器的冷屏结构进行优化设计分析,分别从冷屏高度及焦平面响应率的非均匀性、不同 F 数及冷屏外观结构的杂散光抑制效果和排气孔位置优化等角度出发,提出一种大面阵红外探测器冷屏设计思路。以 1280×1024 (像元间距为 $10 \mu\text{m}$) 规格焦平面为例,在冷屏高度增加的不同阶段,不同 F 数冷屏的通光孔径带来的杂散辐射影响不同,焦平面均匀性出现增加、减小或不变等情况,在保证焦平面最大响应梯度不超过 25% 的情况下以及结合冷屏最大温差要求,选择 25 mm 作为冷屏高度。设计了 4 种外观结构的冷屏,分别计算其在 $F1.2$ 、 $F2$ 、 $F3$ 、 $F4$ 和 $F5.5$ 下的 PST 曲线,分析讨论了每种冷屏结构在不同 F 数下的杂散光抑制效果及选择情况。针对排气孔的位置提出 3 种优化方案,这 3 种方案均能完全避免窗框杂散辐射经排气孔到达像面的情况,优化后的排气孔结构像面接收的探测器内部杂散辐射较优化前减小了约 87%。

参 考 文 献

- [1] 张发强, 张维光, 万文博. 基于光线追迹的红外探测光学系统杂散辐射研究[J]. 红外与激光工程, 2019, 48(9): 0904006. Zhang F Q, Zhang W G, Wan W B. Research on stray radiation of infrared detection optical system based on ray-tracing[J]. Infrared and Laser Engineering, 2019, 48(9): 0904006.
- [2] 牛金星, 周仁魁, 刘朝晖, 等. 天基红外探测系统的杂散光分析与计算[J]. 光学学报, 2010, 30(3): 768-771. Niu J X, Zhou R K, Liu Z H, et al. Analysis and calculation of space-based infrared detecting system[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(3): 768-771.
- [3] 汪越, 刘爱云, 石旺舟, 等. 远红外显微成像光学系统的设计与仿真[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(11): 1122005. Wang Y, Liu A Y, Shi W Z, et al. Design and simulation of far infrared microscopic imaging optical systems[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(11): 1122005.
- [4] Sun C, Wang Z Y, Cheng X H. Simulation and evaluation of stray radiation from optical window effects on infrared detection system[J]. Infrared Physics & Technology, 2018, 94: 200-206.
- [5] Yang Z H, Ma Y H, Guo J G, et al. Analysis and correction of stray thermal radiation in infrared optical systems including an experimental case study[J]. Applied Optics, 2019, 58(13): 3582-3588.

- [6] 尹爽, 朱颖峰, 黄一彬, 等. 红外焦平面杜瓦冷屏挡光环杂散辐射的抑制[J]. 红外技术, 2015, 37(11): 916-920.
Yin S, Zhu Y F, Huang Y B, et al. The stray radiation suppression of the baffles of infrared focal plane dewar[J]. Infrared Technology, 2015, 37(11): 916-920.
- [7] 杨开宇, 金宁, 徐曼, 等. 用叠加积分法计算任意形状冷屏的光度无效性[J]. 光学学报, 2013, 33(3): 0311004.
Yang K Y, Jin N, Xu M, et al. Calculation of photometric inefficiency for all shapes of cold shields with superposition integral method[J]. Acta Optica Sinica, 2013, 33(3): 0311004.
- [8] 金宁, 杨开宇, 曹凌, 等. 红外系统冷屏形状的优化设计[J]. 光学学报, 2016, 36(1): 0111005.
Jin N, Yang K Y, Cao L, et al. Optimization design for the shapes of cold shield in infrared systems[J]. Acta Optica Sinica, 2016, 36(1): 0111005.
- [9] Orlach B. Infrared radiation detector: US8664606[P]. 2014-03-04.
- [10] 钟兴, 张元, 金光. 大视场光学系统像面照度均匀性优化[J]. 光学学报, 2012, 32(3): 0322004.
Zhong X, Zhang Y, Jin G. Illumination uniformity optimization of wide-viewing-field optical system[J]. Acta Optica Sinica, 2012, 32(3): 0322004.
- [11] Reshidko D, Sasian J. The role of aberrations in the relative illumination of a lens system[J]. Proceedings of SPIE, 2016, 9948: 994806.
- [12] Li Y, Zhang T C, Liao Z B, et al. Analysis of stray radiation for infrared optical system[J]. Proceedings of SPIE, 2016, 10154: 1015404.
- [13] 李岩, 刘剑峰. 红外光学遥感器内杂散光和外杂散光的综合抑制研究[J]. 光学学报, 2013, 33(9): 0928002.
Li Y, Liu J F. Research on integrative suppression of internal and external stray light in infrared optical remote sensor[J]. Acta Optica Sinica, 2013, 33(9): 0928002.
- [14] 谢鑫龙, 朱晓晓, 朱嘉诚, 等. 非制冷热红外成像光谱仪内部杂散辐射的分析与抑制[J]. 光学学报, 2022, 42(15): 1512006.
Xie X L, Zhu X X, Zhu J C, et al. Analysis and suppression of stray radiation in uncooled thermal infrared imaging spectrometer[J]. Acta Optica Sinica, 2022, 42(15): 1512006.
- [15] 张智南, 李立波, 邹纯博, 等. 侧摆扩视场型星载干涉光谱成像仪杂散光抑制研究[J]. 光学学报, 2021, 41(10): 1029001.
Zhang Z N, Li L B, Zou C B, et al. Stray light suppression in sweep mirror field-widened space-borne Fourier transform imaging spectrometer[J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(10): 1029001.
- [16] 杨开宇, 金宁, 曹凌, 等. 任意冷屏对应的像面能量分布状况的计算[J]. 红外与激光工程, 2012, 41(7): 1721-1726.
Yang K Y, Jin N, Cao L, et al. Calculation of energy distribution in image plane for all shapes of cold shields[J]. Infrared and Laser Engineering, 2012, 41(7): 1721-1726.
- [17] Shafique A, Kayahan H, Afridi S S, et al. Dynamic power reduction in digital pixel design for large format focal plane arrays[J]. Microelectronics Journal, 2016, 58: 9-13.
- [18] 陈俊林, 王小坤, 朱海勇, 等. 冷光学用多波段长波红外探测器杜瓦封装技术[J]. 中国激光, 2022, 49(21): 2110002.
Chen J L, Wang X K, Zhu H Y, et al. Dewar packaging technology of multiband long-wave infrared focal plane array detectors for cryogenic optics[J]. Chinese Journal of Lasers, 2022, 49(21): 2110002.
- [19] 张济清, 钟昇佑, 李正芬, 等. 高帧频 384×288 长波数字红外焦平面探测器[J]. 光学学报, 2021, 41(20): 2036001.
Zhang J Q, Zhong S Y, Li Z F, et al. High frame rate 384×288 long-wave digital infrared focal plane array detector[J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(20): 2036001.

Design of Cold Shield in Infrared Detector

Hu Mingdeng*, Xiong Xiong**, Wu Jianle, Duan Yu, Du Yu, Mao Jianhong

Zhejiang Juexin Microelectronics Co., Ltd., Lishui 323000, Zhejiang, China

Abstract

Objective Cooled infrared detectors can identify targets in complex environments through the temperature difference between the target and the background environment. However, the actual performance of infrared detectors is easily affected by the environment and their stray radiation. Stray light can affect the signal-to-noise ratio (SNR) of the detectors and imaging quality. For a large-format infrared detector, the large size of the detector chip corresponds to a larger cold shield installation interface and a higher height of the cold shield, and then there will be some problems, such as an increase in the mass and volume of the detector and a larger temperature gradient of the cold shield, which pose challenges for large-format infrared detectors with high sensitivity. At present, relevant studies are all focused on the design of the baffles of cold shields, the judgment of the advantages and disadvantages of cold shields, and structure optimization methods for cold shields. There are few discussions on the design of the cold shield structure and the vent hole under different F numbers. This paper discusses the selection of cold shield height and structure for different F numbers and the optimization of the vent hole structure and proposes an optimal design idea for the cold shield structure of cooled infrared detectors.

Methods The cold shield model of cooled infrared detectors is built by optical simulation software, and the stray light simulation analysis is carried out by using the forward ray tracing method. Combining the non-uniformity of focal plane responsivity and the maximum temperature gradient at different cold shield heights, the selection of the cold shield height at different F numbers is analyzed. Four cold shield structures with different appearance are proposed. The point source transmittance (PST) at different off-axis angles of light sources is calculated, and the selection of cold shield structures

under different F numbers is analyzed. Three kinds of vent hole structures are proposed, and the effects of different vent hole structures on the heat radiation suppression inside cooled infrared detectors are analyzed.

Results and Discussions As the cold shield height increases, the maximum response gradient of the focal plane under cold shields with different F -numbers does not decrease uniformly, and the cold shield with small F numbers has a larger clear aperture, thereby introducing more stray radiation to the focal plane. The overall response uniformity of the focal plane is reduced. For small-clear-aperture cold shields with large F numbers, stray radiation has less effect on focal plane uniformity. Considering that the maximum response gradient of the focal plane should not exceed 25%, and the maximum temperature gradient of cold shields needs to be lower than 5 K, 25 mm is selected as the design cold shield height [Fig. 3 (a)]. The PST of the cold shields of the four structures is calculated. It is found that when the F number is small, the clear aperture of the cold shields is large. At this time, the stray light suppression ability of a cold shield is determined by its structure (such as side wall inclination and maximum outer diameter). When the F number is large, the clear aperture of the cold shield is relatively small, and the width of the baffles increases. In such a case, the effect of cold shield structure on the stray light suppression ability is weakened (Fig. 5). Combined with the PST curve, the selection of cold shield structures under different F numbers is obtained (Table 2). Three vent hole structures are designed, and the vent hole structure at the top of the cold shield increases the transmission paths of internal stray radiation. The countersunk-head vent hole and the stepped vent hole structures make the incident stray radiation absorbed by the baffles and at the same time increase the number of reflections for the stray radiation entering the vent hole to reach the front of the image. The improved three vent hole structures reduce the internal stray radiation of the detector which is received by the image plane by about 87% compared with those before improvement (Fig. 7).

Conclusions The optimal design analysis of the cold shield structure of cooled infrared detectors is carried out. Considering the non-uniformity of the focal plane responsivity and the maximum temperature difference of cold shields, this paper proposes design ideas of cold shields for large-format infrared detectors on the basis of the investigation of the stray light suppression effect under different F numbers and cold shield structures and the optimization direction of the vent hole position. The focal plane of 1280×1024 (pixel spacing is $10 \mu\text{m}$) is taken as an example. At different stages of increasing the cold shield height, the focal plane uniformity exhibits different states (increased, decreased, and unchanged) for the cold shields with different F numbers due to the different influences of stray radiation caused by the clear aperture. The cold shield height is taken as 25 mm under the condition that the maximum response gradient of the focal plane does not exceed 25% and the maximum temperature difference requirement of cold shields is considered. Cold shields of four structures are designed, and their PST curves at $F1.2$, $F2$, $F3$, $F4$, and $F5.5$ are calculated. In addition, the stray light suppression effect and scheme of each cold shield structure at different F numbers are analyzed. Three optimization schemes are proposed for the vent hole position, which can completely suppress the stray radiation of the window frame from passing through the vent hole to the image plane. With the optimized vent hole structure, the stray radiation inside the detector which is received by the image plane is reduced by about 87% compared to that before optimization. The design idea proposed in this paper has guiding significance for the optimal design of the cold shield structure of cooled infrared detectors.

Key words detectors; cold shield; point source transmittance; stray light suppression; internal heat radiation