制冷型红外成像系统内部杂散辐射测量方法^{*}

常松涛1)2)† 孙志远1) 张尧禹1) 朱玮1)

1) (中国科学院长春光学精密机械与物理研究所,长春 130033)

2) (中国科学院大学,北京 100049)

(2014年8月12日收到;2014年10月9日收到修改稿)

杂散辐射是红外光学系统设计和检测过程中涉及的一项重要指标.为了定量测量红外成像系统内部杂散 辐射,提出一种基于辐射定标的测量方法,并通过理论推导和实验验证以说明该方法的合理性.首先,建立了 不带光学系统的辐射定标模型,即探测器直接接收定标源辐射能,获得探测器内部因素对系统输出的影响;然 后将其与带有光学系统的定标结果进行比较,得到由光学系统自身辐射对系统输出的影响,进而计算红外成 像系统内部杂散辐射;最后通过实验证明了本文理论的正确性.该方法操作简单,对实验条件要求低,并可以 精确地测量红外成像系统内部杂散辐射.可用于指导红外系统设计中的杂散辐射抑制,验证系统杂散辐射分 析结果是否准确以及检测系统杂散辐射指标是否合格.

关键词:制冷型红外成像系统,探测器阵列,内部杂散辐射,辐射定标 PACS: 07.57.-c, 42.15.Eq, 07.57.Kp, 07.60.-j DOI: 10.7498/aps.64.050702

1引言

杂散辐射也称杂散光,是指探测器接收到的非 目标光线或非成像光线.对光学系统而言,杂散辐 射会直接影响成像质量,降低信噪比和系统灵敏 度. 成像系统光学设计时通常要考虑杂散辐射抑 制,对红外系统而言更为重要,因为红外系统灵敏 度高且对热能更为敏感^[1-6].杂散辐射可按来源分 为外部杂散辐射和内部杂散辐射两类. 外部杂散辐 射是由视场外辐射源产生的红外辐射,经反射、透 射和散射传递到探测器接收面. 内部杂散辐射是由 光学系统内部器件产生的红外辐射,经传递进入探 测器. 高精度的中波或长波红外成像系统通常采用 制冷型探测器,探测器温度与光学系统温度差异很 大,且系统灵敏度高,因此内部杂散辐射的影响更 为显著^[3,6].对于制冷型红外成像系统,内部杂散 辐射还包括冷反射,主要通过对产生冷反射的关键 光学表面进行处理来抑制^[7-10]. 红外光学系统设 计时一般需要进行杂散辐射分析,目前用于杂散辐

射分析的理论方法主要有蒙特卡罗法、区域法、光 线踪迹法、光线密度法和近轴计算法等,常用的杂 散辐射分析软件有 APART、GUERAP、ASAP 和 TRACEPRO 等^[1-5]. 高精度的红外成像或测量系 统在加工完成后都必须进行杂散辐射测试,目的是 检验系统是否满足杂散辐射指标要求和验证杂散 辐射分析结果[11-15]. 有时还需要根据测试结果对 现有的光学系统进行细微的调整,因为长时间使用 或者工作环境恶劣会导致系统被灰尘污染或者结 构件、镜片等变形,导致系统杂散辐射抑制效果降 低^[16-18]. 目前评价外部杂散辐射抑制水平的指标 普遍采用点源透过率 (point source transmission, PST). 遮光能力越强的系统 PST 越小 [11-16]. 对于 红外成像系统而言, 内部杂散辐射同样重要. 目前 存在的多种杂散辐射测量方法,往往采用的设备复 杂并且对实验条件要求较高,例如要求低温真空环 境,并且通常未对外部和内部杂散辐射分别测量.

本文对光学系统定标过程中内部杂散辐射对 系统输出的影响进行了理论分析,提出了一种基于

* 国家高技术研究发展计划 (863 计划)(批准号: 2012AA121502) 资助的课题.

© 2015 中国物理学会 Chinese Physical Society

http://wulixb.iphy.ac.cn

[†]通信作者. E-mail: stchang2010@sina.com

定标的红外系统内部杂散辐射测量方法.首先将光 学系统去除后,直接进行探测器的定标,即不带镜 头的定标.推导了不带镜头辐射定标的模型,计算 探测器内部因素引起的光学系统输出量.然后再加 入镜头后进行定标.将两次定标结果比较后即可计 算光学系统引起的内部杂散辐射量.采用制冷型 中波红外相机进行实验,对不带镜头定标理论和内 部杂散辐射计算公式进行了验证,并测量了不同环 境温度下的系统内部杂散辐射,结果表明本文测量 方法在原理上是正确的,且理论上具有较高的测量 精度.

2 内部杂散辐射测量理论

2.1 不带镜头的辐射定标

不带镜头的辐射定标可以排除光学系统内部 杂散辐射的影响,如图1所示,定标的参考源(定标 源)为面源黑体,将面源黑体直接置于探测器前进 行辐射定标.由于二者距离很近,可以忽略大气程 辐射、散射和吸收等因素的影响.



由于单个探测器 (单个探测元或者像元) 面积 很小且远小于定标源,面源黑体对单个探测器的 辐射相当于有限面对微元面的辐射.如图2所示, 探测器阵列 A_1 与定标源 A_2 平行,距离为s,单个探 测器的面积为 $dA_1 = a_1^2$,黑体辐射面为正方形,边 长 a_2 .以黑体辐射面中心为原点建立直角坐标系 O_2xyz ,如图2所示,x,y轴在黑体辐射面上,z轴 由 O_2 指向 O_1 .探测元 dA_1 坐标为(Δx , Δy ,s),到 焦平面阵列中心 O_1 的距离分别为 Δx 和 Δy .位于 (x, y, 0)的微元面 dA_2 与探测元 dA_1 的之间的距离 为l, 由几何关系

$$l = \sqrt{s^2 + (x - \Delta x)^2 + (y - \Delta y)^2}.$$
 (1)

 $\theta_1 和 \theta_2 分别为l 与两平面法线的夹角, \cos \theta_1 = \cos \theta_2 = s/l.$ 问题转换为有限面对微元面的辐射换热, A_2 对 dA_1 的角系数为 $dF_{A_2-dA_1}$,则根据定义有

$$dF_{A_2-dA_1} = \frac{\Phi_{A_2-dA_1}}{\Phi_{A_2}},$$
 (2)

其中 Φ_{A_2} 为面源黑体向半球空间的总辐射通量, $\Phi_{A_2-dA_1}$ 为 dA_1 接收到的辐射通量.

$$\Phi_{A_2} = M \cdot A_2 = \pi \cdot L_t \cdot A_2, \tag{3}$$

其中, L_t 为黑体的辐射亮度. 设 $F_{dA_1-A_2}$ 为 dA_1 对 A_2 的角系数, 由角系数的相对性得到^[19]

对于一次定标而言 $a_1, a_2 \pi s$ 为定值,对于单 个探测元, $\Delta x \pi \Delta y$ 也为定值,因此 $\Phi_{A_2-dA_1}$ 与目 标辐射亮度成正比,即

$$\Phi_{A_2-\mathrm{d}A_1} = k_{\mathrm{t}} \cdot L_{\mathrm{t}},\tag{6}$$

其中

$$k_{t} = a_{1}^{2} \cdot \int_{-a_{2}/2-\Delta y}^{a_{2}/2-\Delta y} \int_{-a_{2}/2-\Delta x}^{a_{2}/2-\Delta x} s^{2} \times (s^{2} + x^{2} + y^{2})^{-2} dx dy.$$
(7)

 $\exists a_2 \to \infty$ 或者s = 0时, $k_t \vdash \Delta x \pi \Delta y$ 无关, 即整个探测器阵列接收到的辐射通量均匀,因此在 实际应用中应该选取较大尺寸的面源黑体并且使 其与探测器距离足够近.由于黑体面尺寸有限,探 测元还会接收到来自背景的辐射,图2所示 O_2xy 平面中黑体辐射面以外部分均为背景,设背景辐射 亮度为 L_b ,那么探测器接收到的背景辐射通量可 以表示为

$$\begin{split} & \Phi_{B-dA_{1}} \\ = & L_{b} \cdot a_{1}^{2} \cdot \left(\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{s^{2}}{(s^{2} + x^{2} + y^{2})^{2}} dx dy \right) \\ & - \int_{-a_{2}/2 - \Delta y}^{a_{2}/2 - \Delta x} \int_{-a/2 - \Delta x}^{a/2 - \Delta x} \frac{s^{2}}{(s^{2} + x^{2} + y^{2})^{2}} dx dy \right) \\ = & L_{b} \cdot a_{1}^{2} \cdot \left(\pi - \int_{-a_{2}/2 - \Delta y}^{a_{2}/2 - \Delta y} \int_{-a_{2}/2 - \Delta x}^{a_{2}/2 - \Delta x} s^{2} \right) \\ & \times (s^{2} + x^{2} + y^{2})^{-2} dx dy \end{split}$$
(8)

从理论上分析有三种途径降低背景辐射对探 测元的影响. 1) 当 $a_2 \to \infty$ 时,即定标源面积无限 大,到达探测器的背景辐射为0,但这是不现实的, 只能采用大面源黑体以减小背景辐射的影响. 2) 当 s = 0时,探测器表面与黑体表面重合,探测器被定 标源完全覆盖,这时没有背景的影响,但同样不可 能实现,并且二者过于接近也不安全. s越小,则背 景辐射的影响越小. 3) 当 $L_b = 0$ 时,即环境温度为 0 K,则 $\Phi_{B-dA_1} = 0$,这也是不可能实现的,并且 对光学系统所处的环境进行降温成本会很高,因此 最好能在常温下进行定标.考虑以上因素,我们应 使辐射源面积尽量大、距离探测器足够近、背景温 度尽量低.

忽略背景辐射的影响后,得到积分时间*t*(ms) 下的辐射定标方程

$$h = G_0 \cdot \Phi_{A_2 - \mathrm{d}A_1} + h_{\mathrm{detector}},\tag{9}$$

其中h为红外探测器单个像元的输出灰度值,单位 DN(digital number), G_0 为该像元对入射辐射通量 的响应率,偏置为 $h_{detector}$,表示冷光阑辐射和暗电 流等探测器自身因素引起的系统输出.由于制冷型 探测器工作状态稳定,理论上 G_0 和 $h_{detector}$ 不随 环境温度变化.实验表明在红外成像系统线性响应 区间内,积分时间与输出成线性关系,因此 $h_{detector}$ 也为积分时间的线性函数,即

$$h_{\text{detector}}(t) = t \cdot h_{\text{detector1}} + h_{\text{detector2}}.$$
 (10)

结合(9)式得到最终的定标方程为

$$h = t \cdot G \cdot L_{t} + t \cdot h_{detector1} + h_{detector2}, \quad (11)$$

其中G为积分时间1 ms下该像元对目标辐射亮度 的响应率, $G = G_0 k_t / t$, L_t 为定标源辐射亮度.

$$L_{t} = \varepsilon \cdot L(T_{t})$$
$$= \frac{\varepsilon}{\pi} \int_{\lambda_{1}}^{\lambda_{2}} W(\lambda, T_{t}) d\lambda, \qquad (12)$$

其中, ε 为定标源发射率, T_t 为定标源温度, $L(T_t)$ 是温度为 T_t 的理想黑体辐射亮度, $\lambda_1 - \lambda_2$ 为探测 器工作波段, $W(\lambda, T_t)$ 为由普朗克公式得到的光谱 辐射力, 单位 W/(m²· μ m).

2.2 带镜头的辐射定标

带镜头的辐射定标采用近距离扩展源法 (nearextended-source, NES)^[20,21], 即定标源 (面源黑体) 覆盖光学系统入瞳, 如图 **3** 所示.



图3 带镜头的辐射定标

得到积分时间为t时面源黑体辐射亮度与红外 成像系统输出灰度值的关系如下:

$$h = G'_0 \cdot L_t + B'$$

= $t \cdot G' \cdot L_t + h_{\text{stray}}(t) + h_{\text{detector}}(t),$ (13)

其中 G'_0 为红外成像系统对目标辐射亮度的响应率 $G'_0 = t \cdot G', B'$ 为偏置, $h_{\text{stray}}(t)$ 为积分时间t下杂

散辐射引起的系统输出灰度,理论上与积分时间成 正比.

2.3 内部杂散辐射计算

内部杂散辐射即光学系统自身引起的杂散辐射 *h*_{stray}(*t*), 由 (13) 式得到

$$h_{\text{stray}}(t) = B' - h_{\text{detector}}(t)$$
$$= B' - (t \cdot h_{\text{detector1}} + h_{\text{detector2}}). \quad (14)$$

 $h_{\text{detector1}} \pi h_{\text{detector2}}$ 通过不带镜头的定标方法获得,取两个积分时间 $t_1 \pi t_2$ 下的定标结果得到偏置分别为 $B_1 \pi B_2$.因此

$$h_{\text{detector1}} = \frac{B_2 - B_1}{t_2 - t_1},$$

$$h_{\text{detector2}} = \frac{B_1 \cdot t_2 - B_2 \cdot t_1}{t_2 - t_1}.$$
 (15)

于是我们得到任意积分时间*t*下内部杂散辐射 引起的系统输出的计算公式为

$$h_{\text{stray}}(t) = B' - \left(t \cdot \frac{B_2 - B_1}{t_2 - t_1} + \frac{B_1 \cdot t_2 - B_2 \cdot t_1}{t_2 - t_1}\right). \quad (16)$$

那么联立(9)式可知,到达该探测器单元的杂 散辐射通量为

$$\Phi_{\text{stray}}(t) = \frac{h_{\text{stray}}(t)}{G_0} \\
= \frac{h_{\text{stray}}(t) \cdot k_t}{t \cdot G},$$
(17)

其中G为不带镜头定标获得的辐射亮度响应率, kt可通过(7)式数值积分计算获得. 由于制冷型 红外成像系统探测器温度稳定,不受环境温度和 外部辐射的影响,对每个探测元而言, h_{detector1}和 h_{detector2}应该是较为稳定的值,因此可在常温下利 用不带镜头的辐射定标实验测出.实际应用时,可 在整个光学系统安装前进行定标,获得这两个量, 作为探测器的固有参数处理. 另外, 如果系统允许, 可以定期将光学系统拆卸下来,进行不带镜头的辐 射定标实验以修正 $h_{detector1}$ 和 $h_{detector2}$ 的值.在 测量系统内部杂散辐射时,只需要进行常规的近距 离扩展源定标,获得某一选定积分时间下的结果并 根据式 (16), (17) 计算 $h_{\text{stray}}(t)$ 和 $\Phi_{\text{stray}}(t)$. 下文中 会设计实验证明该内部杂散辐射测量理论的可靠 性,该方法实验条件简单,不仅可用于测试系统是 否符合设计要求,而且可实现对杂散辐射的实时监

测, 有利于及时发现系统结构变形、发热、镜面污染 等问题.

3 内部杂散辐射测量理论的验证

为了验证本文提出的光学系统内部杂散辐射测量理论,利用FLIR公司的中波制冷型红外相机进行辐射定标实验.相机参数如下:工作波段3.7—4.8 μ m,探测器像元数640×512,像元尺寸15 μ m×15 μ m,输出位数14位,焦距100 mm, F数为2. 定标采用的辐射源有两个,分别为CI公司的SR800-120D-LT和SR-800R-4A高精度面源黑体,辐射面大小分别为300 mm×300 mm和100 mm×100 mm,工作温度范围分别为-40-150 °C和0-125 °C,发射率均为0.97,温度精度0.02 °C.

3.1 不带镜头的辐射定标理论验证

3.1.1 定标结果

为了保证探测器靶面接收到的目标辐射 均匀,并尽量减小背景辐射的影响,我们选取 300 mm×300 mm黑体进行辐射定标,黑体与探 测器靶面的距离*s* = 10 mm.积分时间设为1 ms, 将黑体温度分别设为30 °C,40 °C,50 °C和60 °C 进行辐射定标,中心像元(320,256)的定标结果如 图4所示,定标方程为

$$h = 2311.0739 \times L_{\rm t} + 347.0684.$$
(18)

与定标方程 (11) 相对应, 设积分时间 t 单位为 ms, 得到1 ms 积分时间下响应率 G = 2311.0739, 偏置 $h_{det1} + h_{det2} = 347.0684$.



将黑体温度固定为50°C,积分时间分别设为

0.2 ms, 0.5 ms, 0.8 ms, 1 ms, 1.2 ms, 1.5 ms, 1.8 ms 和 2 ms, 得到积分时间与系统输出灰度的关系, 如图 5 所示.进行线性拟合,得到的拟合误差小于系统噪声引起的灰度值波动(约为 20 DN),可见该成像系统积分时间与系统输出成很好的线性关系.



图 5 系统输出与积分时间关系

进行不带镜头的辐射定标实验,选取两个 不同积分时间 $t_1 = 1 \text{ ms} \pi t_2 = 1.5 \text{ ms.}$ 根 据定标结果和(15)式得到 $h_{\text{detector1}} = 150.9788$, $h_{\text{detector2}} = 196.0896$. 因此在积分时间t下 $h_{\text{detector}}(t) = 150.9788 \times t + 196.0896$.

3.1.2 背景辐射影响和探测器阵列辐射通量 均匀性

根据实验参数计算背景辐射 Φ_{B-dA_1} 的大小, 理论上背景辐射越小定标越准确.考虑到安全 性,探测器与黑体距离设为10 mm.若黑体尺寸 为300 mm × 300 mm,在室温20 °C下进行辐射 定标,积分时间1ms.对于中心像元,由(7)式可 得 $k_t = 7.0431 \times 10^{-10}$,因此探测器对辐射通量的 响应率

$G_0 = G/k_{\rm t} = 3.2813 \times 10^{12},$

其中G = 2311.0739由定标方程式(18)得到,根据 (9)式得到背景辐射到达探测器单元的辐射通量为 $\Phi_{B-dA_1} = L_b \cdot a_1^2 \cdot (\pi - 3.1303) = 2.4745 \times 10^{-12}$ W,其中 $L_b = 0.9739$ W/(m²·sr).因此背景辐射 引起的系统输出灰度为 $\Delta h = G_0 \cdot \Phi_{B-dA_1} = 8.1$ DN,小于系统噪声引起的输出灰度值波动, Δh 可 忽略,即背景辐射对系统输出的影响可以忽略.若 采用100 mm × 100 mm 面源黑体,则背景引起的系 统输出灰度约为71.5 DN,会显著增大后续杂散辐 射测量的理论误差.因此本文选择的300 mm × 300 mm 面源黑体能够满足室温20°C下的实验要求, 理论上用该方法获得的探测器 $h_{detector}(t)$ 具有较高的精度. 边缘处像元距中心像元的最大偏移量 $\Delta x = 4.80 \text{ mm}, \Delta y = 3.84 \text{ mm}, 代入 (5) 式得到该像元接收到的辐射通量 <math>\Phi_{edge} = 3.1301L_{T} \cdot a_1^2, 与中心像元之间的误差为 0.01%, 因此可认为定标时整个探测器阵列接收到的辐射通量是均匀的.$

3.2 不同环境温度下系统内部杂散辐射 测量

为测量系统内部杂散辐射,还需要进行带镜头的辐射定标实验.实验装置如图6所示,将红外系统和黑体放入高低温试验箱,以测量不同环境温度下的系统内部杂散辐射.试验箱内空间有限,我们采用100 mm×100 mm小面源黑体进行定标,由于系统入瞳直径为50 mm,该小面源黑体满足近距离扩展源定标的要求.实验时箱内的温度变化范围设置为0—50°C,间隔5°C.



图 6 不同环境温度下辐射定标实验现场图

3.2.1 不同环境温度下带镜头的辐射定标

黑体温度设置为30°C,40°C,50°C和60°C, 在积分时间1ms下进行辐射定标,得到探测器对 入射辐射亮度的响应率随环境温度的变化曲线如 图7所示.环境温度由0°C上升到50°C时探测器 辐射亮度响应率G'的最大相对误差为0.45%,且不 具有增大或者减小的整体趋势,说明制冷型探测器 的响应率不随环境温度变化.另外,带镜头的辐射 定标结果中,偏置随着环境温度升高而增大,即杂 散辐射与环境温度正相关.

积分时间与输出灰度值的线性关系已在不带 镜头辐射定标实验中得到验证,因此,带镜头的定 标(13)式中杂散辐射 h_{stray}(t)和探测器自身因素 引起的输出灰度值 h_{detector}(t) 均为积分时间的线 性函数.



3.2.2 内部杂散辐射测量结果

环境温度设定为40°C,黑体温度为30°C, 40°C,50°C和60°C,积分时间设置为0.2 ms, 0.5 ms, 0.8 ms, 1 ms, 1.2 ms, 1.5 ms, 1.8 ms和 2 ms,分别进行辐射定标,得到积分时间与内部 杂散辐射 h_{stray} 的关系如图8所示.线性拟合结果 $h_{\text{stray}} = 490.1332 \times t + 12.8339$,说明内部杂散辐 射与积分时间近似成正比,符合(13)式理论分析 结果.





逐步上升到50°C, 对红外成像系统 (带镜头)进行 辐射定标, 测量不同积分时间和环境温度下的内 部杂散辐射, 结果如表1所示.积分时间1.5 ms下 的杂散辐射引起的输出灰度值 h_{stray} 约为积分时间 0.8 ms下的2倍, 符合杂散辐射与积分时间成正比 的分析, 另外两个积分时间下测量得到的杂散辐射 通量 Φ_{stray} 近似相等, 说明杂散辐射通量测量结果 与积分时间无关.

表1 红外成像系统内部杂散辐射测量结果

积分时间	环境温度	h _{stray}	$\Phi_{ m stray}$
$/\mathrm{ms}$	$/^{\circ}C$	$/\mathrm{DN}$	$/10^{-11} {\rm W}$
0.8	0	63.13	1.92
	5	83.39	2.54
	10	117.93	3.59
	15	160.26	4.88
	20	191.33	5.83
	25	217.43	6.63
	30	282.24	8.60
	35	327.66	9.99
	40	404.37	12.32
	45	490.36	14.94
	50	573.47	17.48
1.5	0	128.25	2.08
	5	172.19	2.79
	10	241.06	3.91
	15	294.43	4.79
	20	345.35	5.61
	25	427.68	6.95
	30	518.24	8.42
	35	641.45	10.42
	40	786.63	12.78
	45	913.12	14.84
	50	1076.81	17.50

不同积分时间下的杂散辐射计算结果如 图9所示,环境温度升高时内部杂散辐射迅速上 升,说明本文测量结果规律是合理的.环境温度升 高后光学系统整体温度相应升高,内部杂散辐射是 由系统各构件到达探测器的辐射通量引起的,因此 与构件的辐射亮度成正比,而辐射亮度与温度成非 线性关系且符合黑体辐射普朗克公式,图9中环境 温度与内部杂散辐射的关系呈非线性,形状类似于 黑体温度与辐射亮度的关系,符合理论分析结果.

温度等于的*T*_{amb}(环境温度)的理想黑体辐射亮度 (简称为环境辐射亮度)与杂散辐射近似成线性关 系, 拟合后如图 10 所示, 根据拟合方程取环境温度 0 K对应的杂散辐射得到 0.8 ms 和 1.5 ms 下的值 分别为 – 26.60 和 – 40.30. 理论上由于传热效应, 光 学系统的温度趋近于环境温度,即环境温度 0 K时 光学系统温度也为 0 K, 内部杂散辐射应该为 0. 但 是由于系统内部结构复杂, 温度不均匀, 由杂散辐 射分析可知系统内部的杂散辐射极为复杂, 并不能 保证与环境温度成很好的线性关系. 因此得到的系 统内部杂散辐射测量结果中, 在环境温度 0 K时拟 合得到的值不为 0 但是接近于 0 是合理的, 这也说 明了本文计算方法的正确性.



图 10 杂散辐射与环境辐射亮度关系

4 结 论

本文提出了一种简单有效的红外成像系统内 部杂散辐射测量方法,通过实验对提出的理论进行 证明,并对该方法的精度进行了理论分析和实验验 证,以说明其有效性.由于制冷型红外成像系统探 测器周围环境稳定,探测器内部因素引起的光学系 统输出量变化很小,可在光学系统安装前一次性测 量,因此只要对光学系统直接定标即可测量系统内 部杂散辐射.该方法对实验条件和设备要求低,测 量结果准确,可用于指导系统杂散辐射设计,检验 系统杂散辐射抑制效果是否满足要求,分析光学系 统探测能力、作用距离、测量精度等.通过实时监测 杂散辐射,可以及时发现系统结构变形、发热、镜面 污染等问题.本文方法的优势在于可以在室温下进 行不带镜头的辐射定标,定标结果可用于计算任意 积分时间和环境条件下的光学系统内部杂散辐射, 实验条件要求低,并可实现实时的杂散辐射检测.

参考文献

- [1] Hunt G H, Shelton G B 1977 SPIE. 107 146
- [2] Pravdivtsev A V, Akram M N 2013 Infrared Physics & Technology 60 306
- [3]~ Liu Y, An X Q, Wang Q 2013 Applied Optics ${\bf 52}~4$
- [4] Xia X L, Shuai Y, Tan H P 2005 Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Transfer 101
- [5] Peng Z Y, Wang X J, Lu J 2013 Acta Phys. Sin. 62 230702 (in Chinese) [彭志勇, 王向军, 卢进 2013 物理学报 62 230702]
- [6] Li Y, Liu J F 2013 Acta Opt. Sin. 33 0928002 (in Chinese) [李岩, 刘剑峰 2013 光学学报 33 0928002]
- [7] Howard J W, Abel I R 1982 Applied Optics 21 3393
- [8] Akram M N 2010 Applied Optics 49 964
- [9] Akram M N 2010 Applied Optics 49 1185
- [10] Liu Y, An X Q 2012 Acta Optia Sinica 32 0222007 (in Chinese) [刘洋, 安晓强 2012 光学学报 32 0222007]
- [11] Fest E C 2013 Stray Light Analysis and Control (SPIE)
- [12] Breault R P 1977 SPIE. 107 1
- [13] Liepmann T W 2009 SPIE. 7439 743913
- [14] Frank Grochocki, John Fleming 2010 *SPIE* **7794** 77940W-1
- [15] Birkl R, Lange G, Manhart S, Maurer R
 1988SPIE96778
- [16] Birkl R, Lange G, Boeswetter C, Lamb G M 1994 SPIE2260 128
- [17] Lightsey P A, Wei Z Y 2012 SPIE 8442 84423B-1
- [18] Fan M, Chen L F, Li S S, Tao J H, Su L, Zou M M 2014 *Chin. Phys. B* 23 104203
- [19] Siegel R, Howell J R 1972 Thermal Radiation Heat Transfer (Academic)
- [20] Wolfe W L 1998 Introduction to Radiometry (SPIE)
- [21] Palmer J M, Grant B G 2010 The Art of Radiometry (SPIE)

Internal stray radiation measurement for cooled infrared imaging systems^{*}

Chang Song-Tao^{1)2)†} Sun Zhi-Yuan¹⁾ Zhang Yao-Yu¹⁾ Zhu Wei¹⁾

(Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, China)
 (University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

(Received 12 August 2014; revised manuscript received 9 October 2014)

Abstract

Stray radiation is an important indicator for the infrared optical systems involved in the process of designing and testing. In order to measure the internal stray radiation in infrared imaging systems, a method based on radiometric calibration is proposed, and its rationality is verified by theoretical analysis and experiments. Firstly, the model of radiometric calibration without lens, in other words the detector for absorbing the radiation flux directly from the calibration reference source, is developed to show the influence of internal factors of the detector on the system output. Then it is compared with the results of calibration of the infrared system with a lens to obtain the system output results from the optical system, namely the internal stray radiation caused by the optical system. Finally, experiments are performed to prove the correctness of the theories proposed in this paper. The proposed method has some advantages, such as simple operation, low demand for the experimental conditions, and the capability of measuring the internal stray radiation suppression in the process of infrared system designing, to verify the stray radiation analysis results, and to test whether the stray radiation level meets the practical requirements.

Keywords: cooled infrared imaging system, detector array, internal stray radiation, radiometric calibration

PACS: 07.57.-c, 42.15.Eq, 07.57.Kp, 07.60.-j

DOI: 10.7498/aps.64.050702

^{*} Project supported by the National High Technology Research and Development Program of China (Grant No. 2012AA121502).

[†] Corresponding author. E-mail: stchang2010@sina.com