

热成象系统的灵敏度判据

陈光余

(天津光电技术研究所)

摘要——本文提出了一个确定热成象系统灵敏度的性能判据——综合性能因子 P^* ，它可以定量地量度和比较各种热成象系统的灵敏度。作为例子，给出了计算并扫描红外前视性能因子 P^* 的基本方程式。叙述了利用 P^* 对热成象系统进行设计折衷和性能分析的方法。类似的原理和分析方法也适用于采用热释电摄像管的成象系统。

一、引言

迄今广泛使用的表征热成象系统性能的参数有：噪声等效温差(NETD)、最小可分辨温差(MRTD)、最小可探测温差(MDTD)、光学传递函数(OTF)、或其模——调制传递函数(MTF)等^[1]。对于这些参数，除非在概念和逻辑上做严格的定义，并同时给出相应的其他的一些系统数据，否则，不能从中定量地综合判定一个实际热成象系统的性能，更不用说要对几个成象系统做出客观的比较和评价了，原因在于这些指标对于描述一个热成象系统的性能而言，不是充分的。

本文提出一个性能因子 P^* ，用来综合量度热成象系统的灵敏度。它的意义就象评价红外探测器的探测率 D^* 那样。为了说明一个综合的或归一化参数的实用意义，作为类比，让我们简单地回顾一下 D^* 的定义：

$$D^* = \frac{\sqrt{A_d \cdot \Delta f}}{NEP} \quad (1)$$

D^* 包含了噪声等效功率 NEP 、探测器光敏面积 A_d 和测量放大器的带宽 Δf 三个参数。在考虑到器件的光谱响应，规定了黑体源的温度，以及为修正因波形的不同造成的信号电压读数的差别、根据调制盘齿隙宽度与辐射孔直径的比值算出了波形系数后，得到 D^* 的测试算式为：

$$D^* = \frac{4 \left(\frac{S}{N} \right) k_w R^2 \sqrt{\Delta f}}{\sigma (T_b^4 - T_a^4) \phi^2 \sqrt{A_d}} \quad (2)$$

式中： (S/N) 为均方根信噪比， k_w 为波形系数， R 为辐射孔至元件面距离， T_a 为环境温度， T_b 为黑体源温度， ϕ 为辐射孔直径， $\sigma = 5.67 \times 10^{-12} \text{W} \cdot \text{cm}^{-2} \text{K}^{-4}$ ，是斯忒藩-波尔兹曼常数。

本文1981年7月24日收到。

在对 D^* 的定义和测试条件做了适当规定后,它便可以成为综合比较各种探测器性能的归一化量度参数了。它表示单位带宽、单位元件面积、单位入射功率所产生的信噪比, D^* 值越大,器件的性能就越高。

当前,对热成象系统的评价面临类似的情况。成象系统比把目标当作点源的非成象系统复杂,光用一个作用距离已不够描述了。成象系统的目标为扩展源,目标象充满系统若干个分辨元的视场,系统所关心的是成象的质量和可分辨的景物的辐射对比度之差别,距离的因素是作为隐函数存在的。常用的表征热成象系统性能的量是:温度分辨率和空间分辨率,但是,要完整地描述一个热象仪的性能还应同时给出系统的总视场和帧频等数据,只有同时提供这些配套的数据才能限定系统的性能,然而,数据太多,就很难比较两个系统的优劣。利用一个参数,而不是一组参数来描述一个元件、部件或系统的性能,这无论对系统的设计,或对系统各部分或各项指标的综合评价都是有益的。

二、热成象系统性能综合量度参数的定义

为了进行归纳,让我们来推导一个光学系统的性能因子。

设有一个入瞳面积为 A_0 的光学系统,接收光谱照度为 $H_1(\lambda)$ 的辐射,它接收到的总功率为:

$$P_\lambda = \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} A_0 H_1(\lambda) \tau_0(\lambda) d\lambda, \quad (3)$$

其中 $\tau_0(\lambda)$ 为光谱透过率。若我们只研究很小一个波段范围内的辐射(即 $\lambda_2 - \lambda_1 = \Delta\lambda$ 很小),在此范围内, $H_1(\lambda)$ 和 $\tau_0(\lambda)$ 均为常数,则

$$P = A_0 H_1 \tau_0, \quad (4)$$

此能量均匀地落在探测器灵敏面 A_d 上,则 A_d 上的平均照度为:

$$H_0 = P/A_d = A_0 H_1 \tau_0 / A_d. \quad (5)$$

取光学增益 G_0 为综合量度参数,并定义为:

$$G_0 = \frac{H_0}{H_1} = \frac{A_0 \tau_0}{A_d}. \quad (6)$$

若入瞳是直径为 D_0 的圆孔径,则 $A_0 = \frac{\pi}{4} D_0^2$ 。

光敏元件对应的瞬时视场为:

$$\omega = \frac{A_d}{f^2}, \quad (7)$$

式中 f 为焦距。将式 (7) 代入式 (6) 得:

$$G_0 = \pi \tau_0 (NA)^2 \frac{1}{\omega}, \quad (8)$$

式中数值孔径 $NA = D_0/2f$ 。

式 (8) 表明:一个光学系统的综合性能因子只与 τ_0 、 (NA) 和 ω 三者有关,良好的设计应在给定的视场 ω 下,尽可能地提高 (NA) 和 τ_0 值。

归纳上述有关 D^* 和 G_0 的定义和特点可以得出结论:一个综合性能因子应满足如下一些条件:

1. 应综合该元件或部件的主要性能指标。
2. 可以定量地、全面地比较同类元件性能的优劣。
3. 可以由该元件的物理特性或工作原理推导出来。
4. 可以测量。
5. 有确切的物理意义。
6. 其值越大,表示该元件性能越好。

根据这些条件,适用于热成象系统的综合性能因子可定义为:单位温差、单位角分辨率可提供的视频信噪比,即:

$$P = \frac{S}{N} \sqrt{\Delta f} / (\Delta T \cdot \delta) \quad (9)$$

式中: δ 为系统的一维角分辨率(毫弧度), ΔT 为系统正常工作所需的最小温差。所谓“正常工作”,对于一个跟踪系统,应在给定的目标运动条件下,满足跟踪精度等要求,对于图象识别,应提供必要的图象信噪比、足够的每帧电视线和帧频等。作为特殊情形, ΔT 也可以是上述的 MRTD、MDTD 等。

$\left(\frac{S}{N}\right)$ 是由 ΔT 产生的视频信噪比。

Δf 是视频带宽,可由下式给定:

$$\Delta f = \frac{A \cdot B \cdot F}{2\eta_{sc} \cdot \alpha \beta} \quad (10)$$

其中: $A \cdot B$ 为系统视场, $\alpha \beta$ 为角分辨率, F 为帧频, η_{sc} 为扫描效率。

对于正方形视场的简单情形, $A = B$, $\alpha = \beta = \delta$, 每帧电视线数 TVL 可写成:

$$TVL = \frac{A}{\alpha} \quad (11)$$

于是

$$\Delta f = \frac{(TVL)^2 F}{2\eta_{sc}} \quad (12)$$

代入式(9)得:

$$P = \frac{(S/N) \cdot TVL \cdot \sqrt{F}}{\sqrt{2\eta_{sc}} \cdot \delta \cdot \Delta T} \quad (13)$$

当 $\frac{S}{N} = 1$ 时, $\Delta T = NETD$, 式(13)变为:

$$P = \frac{TVL \cdot \sqrt{F}}{\delta \cdot NETD \cdot \sqrt{2\eta_{sc}}} \quad (14)$$

若从式(13)中把与系统总体指标有关的参数提出来,则可写成:

$$P^* = \frac{TVL \cdot \sqrt{F}}{\delta \cdot \Delta T} = \frac{\sqrt{2\eta_{sc}} \cdot P}{\frac{S}{N}} \quad (15)$$

从式(15)的定义出发,用这个参数对一些热成象系统进行计算,得出两类成象系统的 P^* 值(表1)和国外一些热象仪的 P^* 值(表2)。

利用 P^* 值,对目前单元件热成象系统的性能大致可以评价如下:

表 1 两类热成象系统的性能和 P^* 值

类 型	F (Hz)	ΔT (K)	TVL	A (mrad)	δ (mrad)	P^* ($\text{Hz}^{\frac{1}{2}} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{rad}^{-1}$)
热 象 仪	1	0.1	350	350	1	3.5×10^6
红外前视仪	50	0.5	175	35	0.2	1.24×10^7
理想系统	50	0.1	2×300	120	0.2	1.06×10^8

表 2 几种热成象系统的性能和 P^* 值对照表

序 号	型号或厂商	国 别	ΔT (K)	TVL	F (Hz)	δ (mrad)	P^* ($\text{Hz}^{\frac{1}{2}} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{rad}^{-1}$)
1	得克萨斯仪器公司	美	0.07	525	1/4.5	0.75	4.74×10^6
2	卡农公司 CT-4A	日	0.02	$\sqrt{300 \times 400}$	1/5	2.0	3.85×10^6
3	Bofors	瑞典	0.1	160	4	1.7	1.88×10^6
4	快速热象仪	苏	0.2	100	16	1.3	1.54×10^6
5	日本电子公司	日	0.03	220	1/8	1.7	1.52×10^6
6	CSF-315	法	0.3	400	1/4	0.52	1.28×10^6
7	Rank 精密仪器公司	英	0.2	120	46	4	1.02×10^6
8	西德电子公司 1000 型	西德	0.2	525	1/2	2	9.4×10^5
9	Dynarad	美	0.3	100	16	1.7	7.8×10^5
10	AGA-680	瑞典	0.2	70	16	2.5	5.6×10^5
11	AGA-750	瑞典	0.2	70	25	34	5.2×10^5

- 1) 序号 7 为 10 元探测器, 其余均为单元探测器。
 2) 上表中的数据主要取自文献, 部分数据经过核算或修正。

低 水 平: $P^* < 1 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} / \text{K} \cdot \text{rad}$,

中等水平: $P^* = 1 \sim 3 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} / \text{K} \cdot \text{rad}$,

高 水 平: $P^* = 3 \sim 6 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} / \text{K} \cdot \text{rad}$,

极高水平: $P^* > 6 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} / \text{K} \cdot \text{rad}$ 。

现有的数据表明: 单元光机扫描热象仪的性能因子 P^* 值一般在 $1 \times 10^6 \sim 5 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} / \text{K} \cdot \text{rad}$ 之间。采用多元列阵(串扫或并扫)的系统, 其性能将有相应提高, 具体水平取决于所采用的元件数目、单个器件的水平、列阵元件的均匀性、串光的程度、扫描方式和相应的信息处理技术等一系列因素。并扫对器件灵敏度均匀性的要求较严, 因为, 列阵总灵敏度是由其中性能最差的单元决定的, 不均匀性将降低多元系统的效果。在器件性能完全一致条件下, 其 P^* 值可比单元系统高 \sqrt{n} 倍 (n 为列阵元件数)。按照上述评价标准, 表 2 中的热象仪大部分是低水平或中等水平的。

应该指出, 上述综合量度参数 P^* 不是任意定义的, 下一节我们将以并扫系统为例, 推导 P^* 与系统各部分参数之间的关系。

三、光机扫描成象系统 P^* 值的推导

为了说明综合性能因子 P^* 的物理意义, 以及它同系统其他部件参数的关系, 下面以光机扫描系统为例推导 P^* 的表达式, 对其他类型的成象系统同样可以根据其工作原理求出其 P^* 值。

假讨论的对象是识别均匀背景中的一个小面元, 目标和背景都是黑体, 其温度分别为 T_i 和 T_B 。目标是服从朗伯余弦定律的漫反射体, 其光谱辐射通量密度为 W_λ , 相应的光谱亮度为:

$$N_\lambda = W_\lambda / \pi_0 \quad [\text{W} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{sr}^{-1} \cdot \mu\text{m}^{-1}] \quad (16)$$

距目标为 R 处, 接收光学孔径为 A_0 的接收机的探测器光敏面上接收到的光谱辐射功率为:

$$P_\lambda = \frac{W_\lambda}{\pi} \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda) \frac{A_0}{R^2} \alpha \cdot \beta R^2 = \frac{W_\lambda}{\pi} A_0 \alpha \beta \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda), \quad [\text{W}/\mu\text{m}] \quad (17)$$

式中: α, β 为探测器张角 (rad)。

$\tau_A(\lambda)$ 为沿距离 R 路径上的大气光谱传输系数。

$\tau_0(\lambda)$ 为光学系统的光谱透过率。

因已假定目标和背景都是黑体, 辐射的微分变化只与温度有关:

$$\frac{\partial P_\lambda}{\partial T} = \frac{\alpha \beta}{\pi} A_0 \tau_A(\lambda) \cdot \tau_0(\lambda) \frac{\partial W_\lambda}{\partial T}, \quad \left[\frac{\text{W}}{\mu\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad (18)$$

上式乘以探测器的响应率 $\mathcal{R}(\lambda)$, 得微分信号电压:

$$\frac{\partial V_s}{\partial T} = \frac{1}{\pi \alpha} \beta A_0 \tau_0(\lambda) \tau_A(\lambda) \mathcal{R}(\lambda) \frac{\partial W_\lambda}{\partial T}, \quad (19)$$

其中:

$$R(\lambda) = \frac{V_n D^*(\lambda)}{\sqrt{A_d \cdot \Delta f}}, \quad (20)$$

V_n 是带宽 Δf 内的噪声电压均方根值, 代入式 (19) 得:

$$\frac{\partial V_s(\lambda)}{\partial T} = \frac{\alpha \beta A_0 \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda) V_n D^*(\lambda)}{\pi \sqrt{A_d \cdot \Delta f}} \frac{\partial W_\lambda}{\partial T}, \quad (21)$$

对所有波长求积分得:

$$\frac{\partial V_s}{\partial T} = \frac{\alpha \beta A_0 V_n}{\pi \sqrt{A_d \cdot \Delta f}} \int_0^\infty \frac{\partial W_\lambda}{\partial T} D^*(\lambda) \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda) d\lambda, \quad (22)$$

其小信号近似为:

$$\frac{\Delta V_s}{\Delta T} = \frac{\alpha \beta A_0 V_n}{\pi \sqrt{A_d \cdot \Delta f}} \int_0^\infty \frac{\partial W_\lambda}{\partial T} D^*(\lambda) \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda) d\lambda. \quad (23)$$

由上, 得信噪比 S/N 为:

$$\frac{S}{N} = \frac{\Delta V_s}{V_n} = \Delta T \frac{\alpha \beta A_0}{\pi \sqrt{A_d \cdot \Delta f}} \Delta W, \quad (24)$$

其中,

$$\Delta W = \int_0^\infty \frac{\partial W_\lambda}{\partial T} D^*(\lambda) \tau_A(\lambda) \tau_0(\lambda) d\lambda. \quad (25)$$

由于

$$\Delta f = \frac{1}{2\tau_d} = \frac{A \cdot B \cdot F}{\alpha \beta 2n\eta_{sc}}, \quad (26)$$

式中: $A \cdot B$ 为系统视场, n 为并联列阵中元件数目, η_{sc} 为扫描效率。对于正方形视场和正方形探测器, 即 $A=B$ 和 $\alpha=\beta$ 的简单情形, TVL 可写成:

$$TVL = \frac{A}{\alpha}, \quad (27)$$

$$\therefore \Delta f = \frac{(TVL)^2 \cdot F}{2n\eta_{sc}}. \quad (28)$$

又因 $\sqrt{A_d} = \alpha \cdot f$, $A_0 = \frac{\pi}{4} D_0^2$, 及 $(NA) = D_0/2f$, 代入式 (24), 得:

$$\frac{S}{N} = \frac{\alpha \cdot \Delta T \cdot D_0 (NA) \sqrt{n\eta_{sc}} \Delta W}{\sqrt{2} \cdot TVL \cdot \sqrt{F}}. \quad (29)$$

$$\therefore P^* = \frac{TVL \cdot \sqrt{F}}{\Delta T \cdot \alpha} = \frac{D_0 (NA) \sqrt{n\eta_{sc}} \Delta W}{\sqrt{2} \left(\frac{S}{N} \right)}. \quad (30)$$

现在来求解式 (25) 中的积分。在实际系统中, 可以假定在系统工作波段 $\Delta\lambda = \lambda_2 - \lambda_1$ 内, $\tau_0(\lambda)$ 和 $\tau_a(\lambda)$ 皆等于常数, 而在该波段外, 即 $\lambda_2 < \lambda < \lambda_1$ 的区域 (实际上由带通滤光片限定) 为零, 于是:

$$\Delta W = \tau_a \cdot \tau_0 \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{\partial W_\lambda}{\partial T} D^*(\lambda) d\lambda. \quad (31)$$

又由普朗克定律, 当 $e^{C_2/\lambda T} \gg 1$ 时, 有:

$$\frac{\partial W_\lambda}{\partial T} \doteq W_\lambda C_2 / \lambda T^3. \quad (32)$$

(由于热成像系统主要是探测室温附近的物体, $T_A = 300$ K, 上式实际上是完全正确的。)另外, 对于很多光子探测器, $D^*(\lambda)$ 可按其峰值归一化, 即:

$$D^*(\lambda) \doteq \frac{\lambda}{\lambda_p} D^*(\lambda_p) \quad (33)$$

把式 (32)、(33) 代入式 (31), 得:

$$\Delta W = \frac{C_2 D^*(\lambda_p) \tau_a \tau_0}{\lambda_p \cdot T^3} \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} W_\lambda d\lambda \quad (34)$$

$$= \frac{C_2}{T^3} \frac{D^*(\lambda_p)}{\lambda_p} \tau_0 \tau_a W(\Delta\lambda). \quad (35)$$

把式 (35) 代入式 (30), 得:

$$P^* = \frac{C_2}{T^2} \frac{D_0 (NA) \tau_0 \tau_a \sqrt{n\eta_{sc}} D^*(\lambda_p) W(\Delta\lambda)}{\lambda_p \sqrt{2} (S/N)}, \quad (36)$$

其中

$$W(\Delta\lambda) = \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} W_\lambda d\lambda. \quad (37)$$

若把式 (36) 中与目标辐射通量有关的因子写成:

$$\phi(T) = \frac{C_2}{T^2 \lambda_p} \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} W_\lambda(T) d\lambda, \quad (38)$$

则 P^* 可写成:

$$P^* = \phi(T) \frac{D_0 (NA) \tau_0 \tau_a \sqrt{n\eta_{sc}} D^*(\lambda_p)}{\sqrt{2} (S/N)}. \quad (39)$$

上式表明,综合了系统主要总体指标的因子 P^* ,完全由组成系统的元件、部件的性能,和目标、大气条件给定。式中的 S/N 是保证系统正常工作所需的最小温差 ΔT 所对应的信噪比,当 $S/N=1$ 时, $\Delta T = NETD$ 。

推导过程中所做的一系列假定,只是为了简化,并非是原理上所必须的,没有这些假定只是使结果稍为复杂,但其基本结论不变。

四、利用 p^* 对热成象系统的设计进行参数折衷

从光机扫描系统的 P^* 表达式中可见,这实际上是一个系统灵敏度的综合参数,式 (33) 右边所包含的量都是与灵敏度有关的,这相当于点源红外系统中作用距离表达式中与 R^2 对应的量,虽然 P^* 也包含了系统的空间分辨率 δ ,但它是与被探测象元的面积有关而引入的。在对系统的设计进行参数综合时,还需要再考虑与空间分辨率有关的几个基本关系。

成象系统中识别一个目标所需的最小角分辨率等于:

$$\alpha = \frac{L}{R} \cdot \frac{1}{N}, \quad (40)$$

其中: L 为目标在垂直于视线方向的尺寸, R 为距离, N 为目标在沿 L 方向上的可分辨象元数目。一般认为,识别一个目标应取: $N \geq 8$, 鉴定一个目标应取: $N \geq 16$ 。鉴定的含义要比识别更进一步,例如在识别目标是机动车以后,要进一步鉴定是坦克还是装甲车。

为了说明远距离成象系统对空间分辨率的要求,考虑如下的例子:取 $L=8\text{ m}$, $R=10\text{ km}$, $N=8$, 代入式 (40), 得 $\alpha=0.1\text{ mrad}$ 。可见,在远距离小目标的成象系统中,主要困难在于空间分辨率,它受光学系统衍射极限的限制。

衍射规定的系统角分辨率的极限值为:

$$\delta_0 = \frac{2.44\lambda}{D_0}, \quad [\text{mrad}] \quad (41)$$

其中: D_0 为光学系统入瞳口径, λ 为辐射波长。

探测器尺寸

$$l = \alpha \cdot f, \quad (42)$$

当 $\alpha = \delta_0$ 时:

$$l = \frac{2.44}{D_0} f = \frac{1.22\lambda}{(NA)}. \quad (43)$$

在热成象系统中,空间分辨率极限由式 (41) 决定,可用的最小探测器尺寸由式 (43) 决定。为了缩小系统的几何尺寸,尤其是在多元系统中,应取尽可能小的 l 值,在相同的 α 和 (NA) 值条件下, l 越小,光学系统的 D_0 和 f 也越小。有关这方面的设计考虑将在实例中讨论。

变焦距问题是在变距离的成象系统(如制导或跟踪系统)中特有的问题。式 (40) 表明:若系统的角分辨率不变,随着目标距离的变化,系统可取得的分辨象元数目将相应变化,当 R 增大时, N 值可能小至不足以识别目标,这就要随距离的改变相应地变焦距。系统分辨元 α 对应的目标面积为:

$$A_t = (\alpha R)^2 = \frac{A_d}{f^2} R^2 = A_d \left(\frac{R}{f} \right)^2. \quad (44)$$

若通过变焦距, 并使比值 $x=R/f$ 保持恒定, 即 $A_t=x^2 \cdot A_d$, 若又不考虑大气传输随 R 的变化, 则系统象元接收到的目标能量在 x 恒定时与距离无关, 此时温度分辨率也同距离无关, 但变焦距使空间分辨率随距离 R 的减小而降低, 系统的总视场(每帧图象所包含的景物视场)将相应变化, 不过每帧图象的像素数 N 或 TVL 则不变, 视频通道的带宽也不变, 这就是变焦距过程中整个系统特性的变化, 也就是距离 R 的因素在探测扩展源的成象系统中作为隐函数的作用原理。在采用形心或边角跟踪的成象跟踪传感器中^[3], 变焦是必要的, 虽然通常 $TVL > N$, 不必按 R 变化的倍数相应变焦, 但一定的倍数(如 5 倍左右)的变焦是必要的。采用相关跟踪的系统一般无需变焦。

考虑了上述关系和有关 P^* 的定义, 我们把成象系统中各主要参数间的折衷关系归纳于表 3 中。

表 3 成象系统的参数折衷

参 数 关系对	F	ΔT	δ	f	D_0	(NA)	P^*
$\delta - D_0$	1	1	$1/m$	m	m	1	m
$\delta - \Delta T$	1	m^2	$1/m$	m	1	$1/m$	$1/m$
$F - \Delta T$	$1/m^2$	$1/m$	1	1	1	1	1
$\delta - F$	$1/m^2$	1	$1/m$	m	\sqrt{m}	$1/\sqrt{m}$	1

其中 m 为大于零的任意正实数, 表中的数据是在假定 TVL 保持不变, 以及光敏元件的尺寸按式 (43) 规定的条件取值的情况下求出的。例如研究 $\delta - \Delta T$ 的变换, 取 $m=2$, 表 3 表明: 空间分辨率提高一倍, 在给定的条件下, 温度分辨率将降低, 和原来差四倍, 系统性能因子 P^* 降低一倍, 余类推。从表 3 中可见: 可以通过改变 D_0 、 ΔT 和 F 三个参数中的任意一个来提高空间分辨率, 反之亦然。在提高空间分辨率的几种可能方案中, 以增大 D_0 为最佳, 因为 P^* 值的增加要以增大系统外形尺寸为代价, 而采取降低 F 的方法则相反, 可以缩小系统尺寸。表 3 中的参数间的关系说明了利用 P^* 值进行系统设计的方法。

五、热成象系统 P^* 值的计算实例

所研究的实例有两个, 一个是沿着海平面探测 10 公里远的一艘军舰, 另一个是探测斜距 10 公里、高 5 公里的一架喷气机的尾焰。把这两种目标放在一起讨论是为了便于比较。

首先, 由目标的辐射特性确定 ΔT , 由目标的尺寸和距离确定 α , 由其运动速度确定 F , 综合这些考虑, 给定了表 4 的总体参数。计算得的 P^* 表明, 对飞机的探测较军舰容易。应该说明的是, 表 4 中的参数是经过反复折衷后确定的。由总体指标, 光学系统和光敏元件的参数, 取定: 工作波段为 $\Delta\lambda = 8 \sim 11.5 \mu\text{m}$; 探测器为光伏型碲镉汞, 140 元线列并扫, 碲镉汞阵列器件性能均匀, $D^*(\lambda_p) = 2 \times 10^{10} \text{ cm} \cdot \text{Hz}^{1/2} \cdot \text{W}^{-1}$, 扫描效率 $\eta_{sc} = 0.8^2 = 0.64$ 。

现在由式 (39) 计算系统的 P^* 值, 取 $T = 300 \text{ K}$, $\lambda_1 = 8 \mu\text{m}$, $\lambda_2 = \lambda_p = 11.8 \mu\text{m}$, $C_2 = 1.44 \times 10^4 \mu\text{m} \cdot \text{K}$, 代入式 (38) 得: $\phi(300 \text{ K}) = 1.5 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$ 。

对探测军舰的系统:

表 4 两个红外前视仪的性能参数

序号	目标	α (mrad)	TVL	A (mrad)	F	ΔT ($^{\circ}C$)	P^* ($Hz^{\frac{1}{2}}/K \cdot rad$)	D_0 (cm)	f (cm)	$\langle NA \rangle$	τ_A	$\sqrt{A_d}$ (cm)
1	军舰	1	140	2×140	25	0.5	1.4×10^6	8	10	0.4	0.1	0.1
2	飞机	0.35	140	2×140 (隔行)	64	5.0	6.4×10^5	8	30	0.133	0.4	0.1

1) 大气传输系数 τ_A 随气候、地点的变化较大, 在上述工作波段内, 所取的数据是一个近似的参考值。

$$P^* = \frac{1.5 \times 10^{-4} \times 8 \times 0.4 \times 0.6 \times 0.1 \times \sqrt{140 \times 0.64} \times 2 \times 10^{10}}{\sqrt{2} \cdot \left(\frac{S}{N}\right)}$$

$$= 3.86 \times 10^6 / \left(\frac{S}{N}\right),$$

$$\therefore \frac{S}{N} = \frac{3.86 \times 10^6}{1.4 \times 10^6} \doteq 2.76。$$

类似地, 对探测飞机的系统, 有:

$$P^* = 5.15 \times 10^6 / \left(\frac{S}{N}\right),$$

$$\therefore \frac{S}{N} = \frac{5.15 \times 10^6}{6.4 \times 10^5} \doteq 8。$$

由于大气传输的影响, 虽然采用了多元列阵, 性能因子 P^* 值仍然很低, 若在实验室条件下, 即 $\tau_A=1$, 并取 $S/N=1$, 则上述两系统的 P^* 分别为:

$$P^* = 3.86 \times 10^7 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}}/K \cdot rad,$$

$$P^* = 1.28 \times 10^7 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}}/K \cdot rad,$$

这一数值达到了表 1 中给定的红外前视仪的水平, 比热象仪高一个数量级。

六、结 论

P^* 是本文向读者推荐的、用于综合地(或归一化地)描述一个热成象系统灵敏度的性能因子, 可以定量地比较各种热成象系统水平的高低。通过对 P^* 的计算发现: 实验室用的热象仪, 即使仅采用单元探测器, 也可以获得相当满意的性能, 其 P^* 值约为 $1 \sim 3 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}} \cdot K^{-1} \cdot rad^{-1}$, 而对远距离景物成象的红外前视仪, 考虑到大气传输及高的空间分辨率要求, 其 P^* 值应该高一个数量级, 达到 10^7 以上。

P^* 值虽然是从讨论光机扫描系统的性能时引入的, 但按式 (15) 定义, 它也适用于其它成象系统。例如, 对于一个热释电摄像管的成象系统^[4], 由文章中的曲线取如下一组数据: $TVL=200$, $\Delta T=0.7^{\circ}C$, $F=15 \text{ Hz}$, $\delta=1 \text{ mrad}$, 则其 $P^*=1.1 \times 10^6 \text{ Hz}^{\frac{1}{2}}/K \cdot rad$ 。按照本文建议的评价标准, 这是一个中等水平的系统, 可与单元的光机扫描系统相比, 但比多元探测器系统低一个数量级以上。

关于本文推荐的 P^* 因子希望引起讨论。

参 考 文 献

- [1] J. M. Lloyd, *Thermal Imaging Systems*, New York: Plenum Press, 1975.
- [2] W. L. Wolfe & G. Zissis, *The Infrared Handbook*, IRJA Center, Environmental Research Institute of Michigan, 1978.
- [3] Irving R. Abel, *Opt. Eng.*, **16** (1977), 3, 241.
- [4] Barry M. Singer, *IEEE Trans. Electron. Devices*, **ED-27**(1980), 1, 193.

ON SENSITIVITY CRITERION OF THERMAL IMAGING SYSTEMS

CHEN GUANGYU

(*Tianjin Research Institute of Photoelectric Technique*)

ABSTRACT

A performance criterion required for determining sensitivity of thermal imaging systems is presented.

Complex performance factor P^* can be used to measure and compare the sensitivity of various imaging systems quantitatively. As an example, the fundamental equations for calculating the factor in a parallel scanning FLIR are given. The method of design and performance analysis of imaging systems using factor P^* is described. Similar principle and method of analysis can also be used in the imaging system of pyroelectric vidicon.