

经典卡塞格林系统热差分析

许求真

(昆明物理研究所, 云南 昆明 650223)

摘要:对纯反射的经典卡塞系统,推导出了热差的数学解析式,用解析式分析计算了三种典型情形,并同步用 ZEMAX 软件进行了模拟演算。结果表明:当材料选择不当时,将会产生很大的热差;当反射镜材料和结构件材料的膨胀系数值相同时,热差恒为零。

关键词:热差;经典卡塞格林系统;红外导引头

中图分类号:TN214 **文献标识码:**A

Analysis on thermal difference of classical Cassegrain system

XU Qiu-zhen

(Kunming Institute of Physics, Kunming 650223, China)

Abstract:For total reflecting classical Cassegrain system, the mathematic analytic formula of thermal difference is deduced, this analytic formula is applied to analyze and calculate three typical cases, and at the same time simulation is carried out with the software ZEMAX. The result shows: when material is chosen improperly, it will produce very large thermal difference; when the thermal expansion coefficients of reflector and structure are the same, the thermal difference does not exist.

Key words: thermal difference; classical Cassegrain system; infrared seeker

1 引言

本文所谓经典卡塞格林系统是指纯反射的卡塞格林两镜系统,由于无色差、结构紧凑及宽光谱特性,卡塞格林系统成为一类重要的光学形式。为满足小型化、轻量化的设计要求,在红外导引头尤其是多模导引头光学系统中,卡塞格林加上二次折射成像已成为一种主流的光学形式^[1-2]。

在红外系统中,热差是一个极其重要的问题,折射系统和折射/衍射混合系统消热问题是当前的一个研究热点^[3-8]。因导引头装在高速运动的弹体上,红外光学系统在封装进入导引头后不可能再采取任何手动或自动调整环节来对外界温度变化产生的影响进行补偿,必须在 $-45 \sim 55$ °C工作温度范围内严格消热差,这里的“消热差”系指光学被动式无热化设计,本文抽出前端,对卡塞格林系统热差特性进行分析。在纯反射系统中,光线不进入材料内部,

热差只与材料的膨胀系数有关,而与 dn/dt 无关。也正由于此,纯反射系统的热差问题没有引起足够的重视,有相当部分的设计者可能会认为纯反射系统的热差不会太大,这是一种模糊认识,从下面的分析可以看到,如果材料组合选择不当,纯反射系统也会产生很大的热差。

2 理论分析

图1所示的卡塞格林系统可画成图2所示的等效高斯系统, r_1 和 r_2 分别为主、次镜半径, f'_1 和 f'_2 分别为主、次镜焦距,相应的 φ_1 和 φ_2 分别为主、次镜光焦度, s 为主次镜之间隔, l'_F 为后截距,有:

$$f'_1 = \frac{r_1}{2} \quad f'_2 = \frac{-r_2}{2} \quad (1)$$

作者简介:许求真(1963-),男,高级工程师,主要研究方向为光学设计。E-mail: qiuqx@vip.sina.com

收稿日期:2010-10-25; **修订日期:**2010-12-17

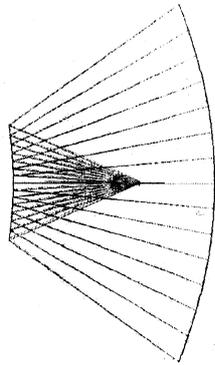


图1 卡塞格林光学系统图

Fig.1 the configuration of Cassegrain optical system

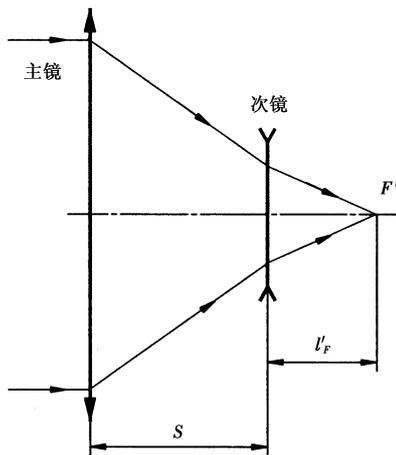


图2 等效高斯光学系统图

Fig.2 the configuration of equivalent gauss optical system

$$\begin{aligned} \frac{dl'_F}{dt} &= \frac{d}{dt} \left(\frac{1-s \cdot \varphi_1}{\varphi} \right) = \frac{1}{\varphi^2} \left[\varphi \frac{d}{dt} (1-s \cdot \varphi_1) - (1-s \cdot \varphi_1) \cdot \frac{d}{dt} (\varphi_1 + \varphi_2 - s \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2) \right] \\ &= \frac{1}{\varphi^2} \left\{ -\varphi \cdot s \cdot \frac{d\varphi_1}{dt} - \varphi \cdot \varphi_1 \cdot \frac{ds}{dt} - (1-s \cdot \varphi_1) \cdot \left[\frac{d\varphi_1}{dt} + \frac{d\varphi_2}{dt} - \frac{d}{dt} (s \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2) \right] \right\} \\ &= \frac{1}{\varphi^2} \left[-\varphi \cdot s \cdot \frac{d\varphi_1}{dt} - \varphi \cdot \varphi_1 \cdot \frac{ds}{dt} - (1-s \cdot \varphi_1) \cdot \left(\frac{d\varphi_1}{dt} + \frac{d\varphi_2}{dt} - \varphi_1 \cdot \varphi_2 \frac{ds}{dt} - s \cdot \varphi_2 \frac{d\varphi_1}{dt} - s \cdot \varphi_1 \frac{d\varphi_2}{dt} \right) \right] \end{aligned}$$

设构件的膨胀系数为 α_m , 则:

$$\frac{ds}{dt} = \alpha_m \cdot s \tag{7}$$

将式(4)、式(7)代入前式,整理、归并、化简得:

$$\begin{aligned} \frac{dl'_F}{dt} &= \frac{1}{\varphi} \left[\alpha - \alpha_m \cdot s \cdot \varphi_1 + (\alpha_m - \alpha) \cdot s \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2 \cdot l'_F \right] \\ &= f' \cdot \left[\alpha - \alpha_m \cdot s/f'_1 + (\alpha_m - \alpha) \cdot s \cdot l'_F / (f'_1 \cdot f'_2) \right] \end{aligned} \tag{8}$$

则后截距产生的热漂移 $\Delta l'_F$ 为:

$$\Delta l'_F = \frac{dl'_F}{dt} \cdot \Delta t = f' \cdot \left[\alpha - \alpha_m \cdot s/f'_1 + \right.$$

注意在 ZEMAX 数据输入中,按符号规则 r_1 和 r_2 均为负值,这里为表述方便均取其绝对值。

$$\frac{df'_1}{dt} = \frac{1}{2} \frac{dr_1}{dt} = \frac{r_1}{2} \frac{d(r_1/2)}{dt} / \frac{r_1}{2} = \alpha \cdot f'_1$$

式中, α 为反射镜材料的膨胀系数,如果主次镜材料相同,有:

$$\frac{df'_1}{dt} = \alpha \cdot f'_1 \quad \frac{df'_2}{dt} = \alpha \cdot f'_2 \tag{2}$$

因有:

$$\frac{d(1/\varphi)}{dt} = \frac{d(1/\varphi)}{dt} = -\frac{1}{\varphi^2} \frac{d\varphi}{dt} \tag{3}$$

得:

$$\frac{d\varphi_1}{dt} = -\alpha \cdot \varphi_1 \quad \frac{d\varphi_2}{dt} = -\alpha \cdot \varphi_2 \tag{4}$$

式中, $-\alpha$ 就是反射镜的热差系数^[5-7]。

对卡塞格林系统有以下关系式:

$$l'_F = \frac{1-s \cdot \varphi_1}{\varphi} \tag{5}$$

$$\varphi = \varphi_1 + \varphi_2 - s \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2 \tag{6}$$

式中, φ 为组合光焦距;相应的焦距为 f' 。将 l'_F 对温度求导:

$$(\alpha_m - \alpha) \cdot s \cdot l'_F / (f'_1 \cdot f'_2) \cdot \Delta t \tag{9}$$

卡塞格林系统产生的热差 TD:

$$TD = \Delta l'_F - \alpha_m \cdot l'_F \cdot \Delta t \tag{10}$$

将式(9)代入式(10),得:

$$TD = f' \cdot \left[\alpha - \alpha_m \cdot s/f'_1 + (\alpha_m - \alpha) \cdot s \cdot l'_F / (f'_1 \cdot f'_2) \right] \cdot \Delta t - \alpha_m \cdot l'_F \cdot \Delta t \tag{11}$$

令 $k_T = f' \cdot \left[\alpha - \alpha_m \cdot s/f'_1 + (\alpha_m - \alpha) \cdot s \cdot l'_F / (f'_1 \cdot f'_2) \right] - \alpha_m \cdot l'_F$ 有:

$$TD = k_T \Delta t \tag{12}$$

至此,我们得出了卡塞格林系统热差的数学解析式。式(11)看起来很复杂,与诸多量有关系,好像预示着有一些潜在的热差可能。但实际上,经典卡塞格林系统可变量很少,从式(4)、式(5)可知:

f', f'_1, f'_2, s, l'_F 五个量中只有三个是独立的, 根据系统长度、中心遮拦、布局等设计要求定出 f', s, l'_F 后, f'_1 和 f'_2 也随之确定^[9], 于是热差完全取决于材料的膨胀系数, 换句话说, 当镜头参数和材料选定后, 热差大体上就是一个定数了, 主次镜的非球面化丝毫无助于热差的改善。

从式(11)并结合式(5)可以看出, 如果 $\alpha = \alpha_m$, 则恒有 $TD = 0$, 这是一个重要的结论, $\alpha = \alpha_m$ 是热差为零的充要条件。

3 个例分析和软件模拟

在导引头设计中, 前端的长度很短, 通常是大相对口径或特大相对口径, 我们给出一个有代表性的前端卡塞格林系统参数, 入瞳 $D = 80 \text{ mm}$, $f' = 90 \text{ mm}$, $s = 40 \text{ mm}$, $l'_F = 25 \text{ mm}$, 中心波长 $\lambda = 4.2 \text{ }\mu\text{m}$, 经 ZEMAX 优化到位, 图 3 为镜头数据, 主镜为双曲面, 次镜为高次非球面, 图 4 为 MTF。因卡塞格林系统不能校正场曲和像散, 故只取了很小的视场角, 这不影响对问题的分析讨论。

Surf:	Type	Comment	Radius	Thickness	Class
OBJ	Standard		Infinity	Infinity	
ST0	Standard		-110.769903	-40.000000	MIRROR
2	Even Asphere		-80.002553	25.000000	MIRROR
IMA	Standard		Infinity	-	

图 3 镜头数据
Fig. 3 lens data

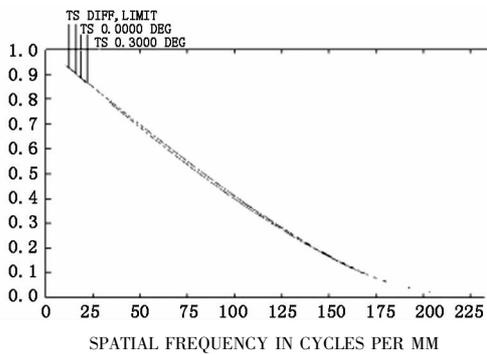


图 4 MTF 曲线
Fig. 4 MTF curve

3.1 忽略构件的热膨胀, 主次镜材料用错

这种情形在实际中是不存在的, 我们主要是通过此模拟检视理论分析和软件数据的吻合性。在进行热分析前, 首先遇到一个问题: 在 ZEMAX 软件

中, “MIRROR”是一符号式材料, 实际使用的反射镜材料无法输入^[10], 如图 3 所示数据的第 1 行半径无法与材料关联, 此行的 TCE 栏数据是指第 1 行厚度“-40”结构件的膨胀系数值。

我们通过在反射面处插入两个厚度为零的表面解决了这一问题, 数据如图 5 所示。第 1 行厚度为 0, 材料输入“GERMANIUM”; 第 2 行厚度依然为 0, 材料输入“MIRROR”; 第 3 行厚度输原来的厚度“-40”, 材料空白, 第 2 面和第 3 面半径值从第 1 面“拾取”, 次镜处依法处理, 第 5 面和第 6 面半径值从第 4 面“拾取”, 对圆锥系数和非球面系数作同样的“拾取”。建立三重热分析数据如图 6 所示, 现在可以看到第 1 面半径、第 4 面半径已与材料“GERMANIUM”发生关联, 从玻璃库中即可摘录膨胀系数数据。

Surf:	Type	Comment	Radius	Thickness	Class
OBJ	Standard		Infinity	Infinity	
1	Standard		-110.769903	0.000000	GERMANIUM
ST0	Standard		-110.769903 P	0.000000	MIRROR
3	Standard		-110.769903 P	-40.000000	
4	Even Asphere		-80.002553	0.000000	GERMANIUM
5	Even Asphere		-80.002553 P	0.000000	MIRROR
6	Even Asphere		-80.002553 P	25.000000	
IMA	Standard		Infinity	-	

图 5 镜头数据
Fig. 5 lens data

Multi-Configuration Editor				
Edit Solves Tools View Help				
Active : 1/3		Config 1*	Config 2	Config 3
1: TEMP	0	20.000000	-45.000000	55.000000
2: PRES	0	1.000000	1.000000	1.000000
3: CRVT	1	-9.02772E-003	-9.03107E-003	T -9.02592E-003
4: CRVT	4	-0.012500	-0.012504	T -0.012497
5: PRAM	4/2	9.947169E-006	9.958234E-006	T 9.941218E-006
6: PRAM	4/3	-2.25420E-008	-2.25838E-008	T -2.25195E-008
7: PRAM	4/4	4.800284E-011	4.812752E-011	T 4.793586E-011
8: PRAM	4/5	-5.51948E-014	-5.53791E-014	T -5.50957E-014

图6 多重数据

Fig.6 multi-configuration data

取 $\alpha_m = 0$, 则 k_T 简化为:

$$k_T = \alpha \cdot f' \cdot [1 - s \cdot l'_F / (f'_1 \cdot f'_2)]$$

注意在做计算时, f', f'_1, f'_2, s, l'_F 诸量取常温 20 °C 下数值, 我们把常温态视为基准态。这里锺的 $\alpha = 5.7 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, $f' = 90 \text{ mm}$, $s = 40 \text{ mm}$, $l'_F = 25.000389 \text{ mm}$ 。

$$f'_1 = \frac{110.769903}{2} = 55.384952$$

$$f'_2 = \frac{80.002553}{2} = -40.001277$$

将数据代入计算得 $k_T = 7.445573 \times 10^{-4} \text{ mm}/^\circ\text{C}$, 低温时 $\Delta t = -65 \text{ } ^\circ\text{C}$, 热差 $\text{TD} = -0.048396 \text{ mm}$; 高温时 $\Delta t = 35 \text{ } ^\circ\text{C}$, 热差 $\text{TD} = 0.02606 \text{ mm}$ 。

高低温的软件数据分别为 -0.048373 mm , 0.026066 mm , 数据吻合得非常好。镜头像方数值孔径 0.444, 瑞利判据焦深为 0.01063 mm, 可见低温时的热差已是焦深的 4.6 倍, 图 7 和图 8 分别为低、高温的 MTF。

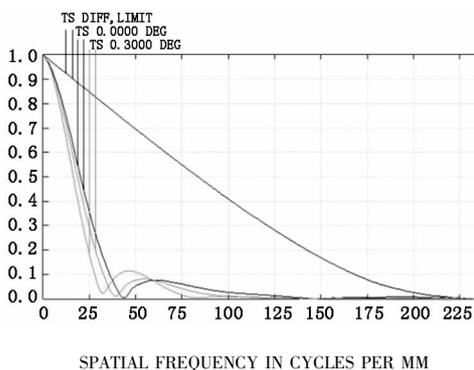


图7 -45 °C 的 MTF 曲线

Fig.7 MTF curve at -45 °C

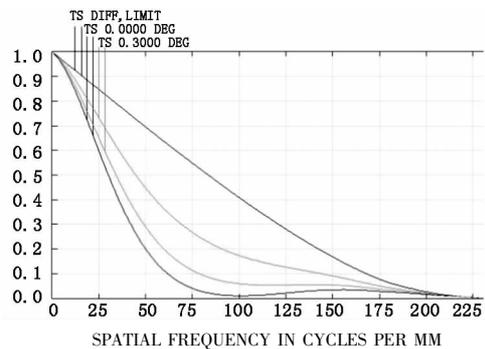


图8 55 °C 的 MTF 曲线

Fig.8 MTF curve at 55 °C

3.2 结构件用铝合金/钛合金, 主次镜用熔石英

镜头参数不变, 这里 $\alpha = 0.51 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, 铝合金 $\alpha_m = 23.6 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, 熔石英的膨胀系数非常小, 有相当部分的设计者会选用熔石英做反射镜。将相关参数代入, 得:

$$k_T = 90 \times [0.51 - 23.6 \times 40 / 55.384952 - 40(23.6 - 0.51) \times 25.000389 / (55.384952 \times 40.001277)] \times 10^{-6} - 23.6 \times 25.000389 \times 10^{-6} = -3.01611 \times 10^{-3}$$

低温时热差 $\text{TD} = -3.01611 \times 10^{-3} \times 65 = 0.196 \text{ mm}$, 高温时热差 $\text{TD} = -3.01611 \times 10^{-3} \times 35 = -0.1056 \text{ mm}$, 低温的热差等同于 4.6 个波长的离焦, 像面热漂移已达 18.4 个瑞利判据焦深。

用软件模拟, ZEMAX 玻璃库中的熔石英“F_SILICA”可用长波限不到 4.2 μm , 需在自用目录中另外创建一个, 为防混淆, 取名“F_SILI”, 这个另外创建的材料只要保证熔石英的膨胀系数值, 至于折射率数据可借用任意一种红外材料, 镜头数据如图 9 所示, 在多重数据中插入 3 面和 6 面的“TH-IC”操作数, 第二、第三重数据用“热拾取”, 多重数据如图 10 所示, 在透镜数据编辑器中第 3 面和第 6

面的 TCE 栏输入结构件铝合金的膨胀系数 23.6。

Surf	Type	Comment	Radius	Thickness	Class
OBJ	Standard		Infinity	Infinity	
1	Standard		-110.769903	0.000000	F_SILI
ST0	Standard		-110.769903	P 0.000000	MIRROR
3	Standard		-110.769903	P -40.000000	
4	Even Asphere		-80.002553	0.000000	F_SILI
5	Even Asphere		-80.002553	P 0.000000	MIRROR
6	Even Asphere		-80.002553	P 25.000000	
IHA	Standard		Infinity	-	

图9 镜头数据

Fig.9 lens data

Active : 3/3		Config 1	Config 2	Config 3*
1: TEMP	0	20.000000	-45.000000	55.000000
2: PRES	0	1.000000	1.000000	1.000000
3: CRVT	1	-9.02772E-003	-9.02802E-003	T -9.02756E-003
4: CRVT	4	-0.012500	-0.012500	T -0.012499
5: THIC	3	-40.000000	-39.938640	T -40.033040
6: THIC	6	25.000000	24.961650	T 25.020650
7: PRAM	4/2	9.947169E-006	9.948158E-006	T 9.946636E-006
8: PRAM	4/3	-2.25420E-008	-2.25457E-008	T -2.25400E-008
9: PRAM	4/4	4.800284E-011	4.801398E-011	T 4.799684E-011
10: PRAM	4/5	-5.51948E-014	-5.52112E-014	T -5.51859E-014

图10 多重数据

Fig.10 multi-configuration data

分别查看第二、三重的 MTF, MTF 全无, 已不成像。现在反过来考虑问题, 温度变化多少度可使热差控制在焦深以内, 取 $TD = 0.01063 \text{ mm}$, 由式(12)得:

$$\Delta t = \frac{TD}{k_T} = \frac{0.01063}{3.01611} \times 10^3 = 3.5$$

温差容限只有区区 $\pm 3.5 \text{ }^\circ\text{C}$, 图 11 为从常温升高 $3.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 后的 MTF, 所以这种材料组合非常不当, 以此作前端的导引头完全不可用。

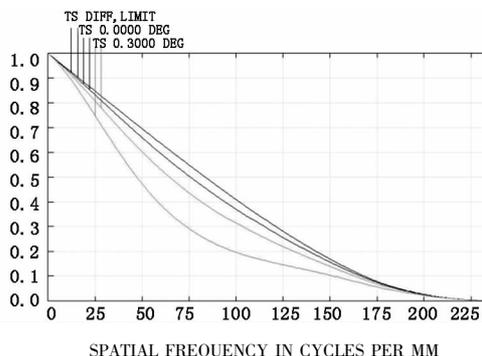


图 11 23.5 °C 的 MTF 曲线

Fig.11 MTF curve at 23.5 °C

通过以上两例 ZEMAX 软件的模拟演算, 我们对热差导致的像质恶化乃至散焦有了一个直观的认识。如果结构件选用钛合金, 则 $\alpha_m = 10.2 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, 计算 k_T :

$$k_T = 90 \times [0.51 - 10.2 \times 40/55.384952 - 40(10.2 - 0.51) \times 25.000389 / (55.384952 \times 40.001277)] \times 10^{-6} - 10.2 \times 25.000389 \times 10^{-6} = -1.2657 \times 10^{-3}$$

求温差容限:

$$\Delta t = \frac{TD}{k_T} = \frac{0.01063}{1.2657} \times 10^3 = 8.4$$

可见, 结构件由铝合金改为钛合金后热差问题有一定缓解, 但这种材料组合仍然是不可用的。

3.3 结构件和主次镜都用铝合金

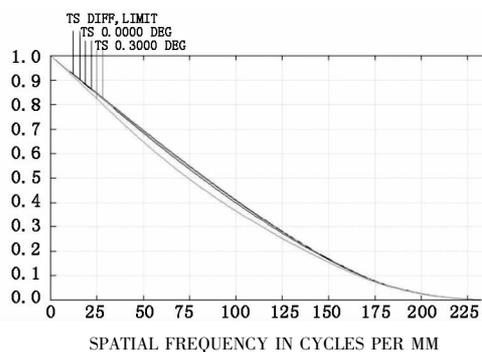
镜头参数依然不变, 如前面理论分析所述, 当结构件和主次镜材料的膨胀系数值相等时, 热差恒为零。采用上节所述的方法, 创建一种名为“ALUMINIUM”“玻璃”材料, 其膨胀系数值准确地

为 23.6×10^{-6} , 镜头数据如图 12 所示。分别查看低温 MTF。第二、三重的 MTF, 和常温相比无任何变化, 图 13 为

Surf: Type	Comment	Radius	Thickness	Class
OBJ	Standard	Infinity	Infinity	
1*	Standard	-110.769903	0.000000	ALUMINIUM
STO*	Standard	-110.769903 P	0.000000	MIRROR
3*	Standard	-110.769903 P	-40.000000	
4*	Even Asphere	-80.002553	0.000000	ALUMINIUM
5*	Even Asphere	-80.002553 P	0.000000	MIRROR
6*	Even Asphere	-80.002553 P	25.000000	
IMA	Standard	Infinity	-	

图 12 镜头数据

Fig. 12 lens data

图 13 $-45\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的 MTF 曲线Fig. 13 MTF curve at $-45\text{ }^{\circ}\text{C}$

对这种现象可作一种直观的理解: 当结构件和主次镜用同一种材料时, 随着温度的起伏, 镜头作为一个整体膨胀收缩, 其道理和光学设计时的整体缩放 (Scale Lens) 一样, 单看膨胀系数很大, 却不会产生任何热差, 在红外波段, 用铝合金做反射镜材料是切实可行的。

在以上的模拟演算中如果加上中心遮拦和支架遮拦, 真实入瞳有所减小, 焦深有所增大, 热差问题会有些许改善。

4 结论

整流罩的光焦度非常小, 其产生的热差可忽略, 在大相对口径导引头设计中, 二次折射成像部分的消热差负担相当重, 二次折射成像部分的消热差问题笔者拟撰专文予以论述, 不可企盼二次折射成像部分还能对前端卡塞格林系统的热差有所补偿, 前端需独立消热差。本文给出了重要的又极其简单的消热差或减小热差的原则: ①反射镜和结构件用同一种材料制作; ②如果第 1 点由于种种原因不能实现, 则二者的膨胀系数应尽可能的接近, 可用式 (11) 计算残余热差。如果在产品中有主动消热措

施则另当别论, 在这种情况下, 从减小温度对反射镜面形影响的角度考虑, 选用低膨胀系数的材料做反射镜是有利的。

式 (11) 是一普适式, 公式本身与波长无关, 亦可据此对白光或微光夜视波段的, 热差问题显著化的大口径、特大口径卡塞格林系统作热分析, 计算相关数据。

参考文献:

- [1] James M, Fawcett, et al. Tri-Mode seeker, United States [P]. No. US6,606,066 B1.
- [2] Robert J, Schramek, et al. Ddual mode target sensing apparatus, United States [P]. No. US7,183966 B1.
- [3] Li Ronggang, Liu Lin, Zhang Xingde, et al. Design and fabrication of mid-wave infrared lenses with athermalization [J]. Laser & Infrared, 2010, 40 (6): 653 - 655. (in Chinese)
李荣刚, 刘琳, 张兴德, 等. 中波红外无热化镜头的设计与制造 [J]. 激光与红外, 2010, 40 (6): 653 - 655.
- [4] Bai Yu, Xing Tingwen, Yang Jianfeng, et al. Design of uncooled infrared step-zoom optical system with optics passive athermalisation [J]. Laser & Infrared, 2010, 40 (7): 748 - 751. (in Chinese)
白瑜, 邢廷文, 杨建峰, 等. 实现光学被动热补偿的非制冷红外双焦光学系统 [J]. 激光与红外, 2010, 40 (7): 748 - 751.
- [5] Li Hua, Han Weiqiang, Shen Mangzuo. Passive athermal design and measurement of MWIR optical system [J]. Infrared and Laser Engineering, 2009, 38 (4): 687 - 691. (in Chinese)
李华, 韩维强, 沈忙作. 中波红外光学系统被动无热化设计及测试 [J]. 红外与激光工程, 2009, 38 (4): 687 - 691.

- [6] Shen Liangji, Feng Zhouxiang. Athermal design of refractive/diffractive hybrid infrared optical system working at 3.9 ~ 4.8 [J]. Journal of applied Optics, 2009, 30(4): 683 - 687. (in Chinese)
沈良吉, 冯卓祥. 3.9 ~ 4.8 波段折/衍混合红外光学系统的无热化设计 [J]. 应用光学, 2009, 30(4): 683 - 687.
- [7] Li Lin. Design method of modern optics [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2009: 251 - 256. (in Chinese)
李林. 现代光学设计方法 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2009: 251 - 256.
- [8] Xi Xiao, Li Xiaotong, Cen Zhaofeng. Passive athermalisation in infrared optical syetem [J]. Optical Instruments, 2005, 27(1): 42 - 46. (in Chinese)
奚晓, 李晓彤, 岑兆丰. 被动式红外光学系统无热设计 [J]. 光学仪器, 2005, 27(1): 42 - 46.
- [9] Pan Junhua. Design, fabrication and testing of optical asphere [M]. Beijing: Science Press, 2004: 10 - 47. (in Chinese)
潘君骅. 光学非球面设计、加工与检验 [M]. 北京: 科学出版社, 2004: 10 - 47.
- [10] Zemax Optical Design Program User's Guide [M]. Zemax Development Corporation, 2008: 547 - 568.