

文章编号: 0253-2239(2001)11-1364-04

# 采用衍射元件实现消热差的混合红外光学系统

焦明印<sup>1), 2)</sup> 冯卓祥<sup>2)</sup>

1), 北京理工大学光电工程系, 北京 100081  
2), 西安应用光学研究所, 西安 710065

**摘要:** 叙述了利用衍射光学元件的环境温度特性实现光学系统像面环境温度补偿的原理和设计方法。提出了按照最佳像面确定最佳修正因数的补偿方法, 使系统的性能在要求的温度范围内得到最佳补偿。给出了在 20 °C~50 °C 范围实现像面环境温度补偿和 8 μm~12 μm 波段内消色差的系统设计参数和评价结果。所设计的系统结构简单, 在要求的温度范围内性能稳定。

**关键词:** 衍射光学; 消热差设计; 红外光学设计  
中图分类号: TH74; O435.2 文献标识码: A

## 1 引 言

光学仪器尤其是军用和空间光学仪器大都工作在一定的环境温度范围内, 温度变化时光学元件的曲率、厚度和间隔将发生变化, 同时元件基体材料的折射率及所在介质的折射率也将发生变化, 加之仪器壳体的热胀冷缩, 将导致系统性能的急剧降低。由于红外光学材料的折射率温度系数  $dn/dT$  较大, 如常用的红外光学单晶锗的  $dn/dT$  为  $3.96 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , 是可见光玻璃  $dn/dT$  值的近 80 倍, 因此环境温度对红外光学系统有极其严重的影响。计算表明, 对某一锗单透镜, 壳体为铸铝, 当温度由 20 °C 变化到 40 °C 时, 调制光学传递函数 (MTF) 降低 30%, 温度变化至 -20 °C 时, 调制光学传递函数降低 50%。因此, 在红外成像系统中不得不加入主动或被动补偿机构, 以补偿温度变化造成像面移动所产生的性能降低。补偿的方式有机械、机电和光学<sup>[1]</sup>。其中光学补偿方式由于其机构相对简单、尺寸小重量轻、系统可靠性高等特点, 受到极大的重视, 也发展了多种理论分析和设计方法<sup>[2~4]</sup>。近年来, 由于衍射光学元件在理论和工艺方面取得的进展, 采用衍射光学元件(或二元光学元件)构成的混合系统, 由于衍射元件独特的温度特性, 在合理分配光焦度的情形下, 可以用更为简单的结构实现整个系统像面温度的自动补偿<sup>[5]</sup>。实现光学补偿的基本出发点是合理选择结构参数, 使温度变化导致的像面离焦与仪器壳体随温度的变化一

致, 即使系统的光热膨胀系数与壳体材料的线膨胀系数一致。但由于目前的补偿设计理论都采用薄透镜模型近似透镜实际结构, 加之温度改变时, 原有的像差平衡被打破, 系统的最佳像面不可能随温度线性变化, 因此按现有的补偿条件不可能使系统在所要求的温度范围内得到最佳补偿。本文提出在获得系统结构参数并经过初步优化后, 计算实际系统在不同温度下的最佳像面位置, 然后采用最小二乘法得到壳体线膨胀系数的最佳修正系数, 按照修正过的线膨胀系数对系统结构参数重新优化, 可使系统性能在所要求的温度范围内得到最佳补偿。文中设计了在 20 °C~50 °C 范围实现像面环境温度补偿和 8 μm~12 μm 波段内消色差的红外混合物镜, 所述的设计方法可方便地推广到前视红外系统中。

## 2 衍射光学元件的温度和色散特性

光学系统的温度特性用光热膨胀系数来表征, 它的定义为系统焦距  $f$  对温度  $T$  的导数与焦距的比。对于折射系统有<sup>[6]</sup>

$$\chi_{f,r} = \frac{1}{f} \frac{df}{dT} = \alpha_g - \frac{1}{n - n_i} \left[ \frac{dn}{dT} - n \frac{dn_i}{dT} \right], \quad (1)$$

其中  $\alpha_g$  为元件材料(透镜玻璃)的热膨胀系数,  $n$  和  $n_i$  分别为元件基体和像空间介质的折射率。对于衍射光学元件, 它的焦距决定于入射波长和环带宽度  $r$ , 温度改变时  $r$  和像空间介质的折射率都将发生变化<sup>[7]</sup>

$$\left. \begin{aligned} r(T) &= r(1 + \alpha_g \Delta T), \\ n_i(T) &= n_i + (dn_i/dT) \Delta T. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

参照折射系统光热膨胀系数的定义, 衍射元件的光热膨胀系数为<sup>[7]</sup>

$$x_{f,d} = \frac{1}{f} \frac{df}{dT} = 2\alpha_g + \frac{1}{n_i} \frac{dn_i}{dT}. \quad (3)$$

衍射光学元件的光热膨胀系数只是基体材料线膨胀系数和像空间介质折射率及其对温度的导数的函数, 与基体材料的折射率及其对温度的导数无关。对于单晶锗,  $\alpha_g = 6.1 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ ,  $dn/dT = 3.96 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , 当所在介质为空气时, 由(1)式和(3)式计算得其折射和衍射光热膨胀系数分别为  $-124.95 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  和  $11.31 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。由于  $x_{f,r}$  和  $x_{f,d}$  符号相反, 它们构成的混合系统可以补偿温度变化引起的像面位移。事实上, 假设整个光学系统由  $m$

个薄透镜组成, 则全系统的光热膨胀系数为

$$x_{f,t} = f_t \sum_{k=1}^m \phi_k x_{fk}, \quad (4)$$

式中  $f_t$  为全系统的焦距,  $\phi_k$  为第  $k$  个薄透镜的光焦度,  $x_{fk}$  为第  $k$  个薄透镜的光热膨胀系数。当  $x_{f,t}$  与壳体材料的线膨胀系数一致时即可实现像面温度补偿。

另一方面, 温度变化时还会引起衍射光学元件像差的变化。像差取决于衍射相位系数, 设  $A_i$  为衍射相位分式中第  $i$  项的系数, 则衍射相位分布为

$$\rho(r) = \frac{2\pi}{\lambda} \sum A_i r^{2i},$$

由(2)式得  $r = r(T)/(1 + \alpha_g \cdot \Delta T)$ , 代入上式得

$$\rho[r(T)] = \frac{2\pi}{\lambda} \sum A_i r(T)^{2i} (1 + \alpha_g \Delta T)^{-2i} = \frac{2\pi}{\lambda} \sum A_i r(T)^{2i} [1 - 2i\alpha_g \Delta T + i(i-1)(\alpha_g \Delta T)^2 - \dots], \quad (5)$$

对于大多数材料, (5)式中  $\alpha_g$  的 2 次方以上各项为高阶小量 ( $< 10^{-10}$ ), 可忽略不计。由此可得

$$\Delta A_i = -A_i 2i\alpha_g \Delta T. \quad (6)$$

在有的光学设计软件如 CODE V 中, 没有计算温度改变时衍射相位系数的变化, 需要手工输入。此外温度变化还将引起衍射效率的变化, 理论计算表明, 对大多数基体材料由于温度变化而导致的衍射效率变化可以忽略不计<sup>[8]</sup>。

衍射光学元件的色散同样用阿贝数表示<sup>[9]</sup>

$$v_d = \frac{\lambda_c}{\lambda_f - \lambda_u}$$

其中  $\lambda_u$  为波长上限,  $\lambda_f$  为波长下限,  $\lambda_c$  为波段  $\lambda_u \sim \lambda_f$  的中心波长。 $v_d$  与材料折射率无关, 在  $8 \mu\text{m} \sim 12 \mu\text{m}$  范围内,  $v_d = -2.5$ , 因此衍射元件将产生很强的色散。混合系统可以消除色差, 只要满足消色差条件即可。但对于单晶锗由该条件确定的光焦度与用(4)式表示的像面温度补偿条件所确定的光焦度符号相反, 即由单片混合系统不能同时消除色差和实现像面温度补偿, 必须采用不同色散能力的另一材料补偿系统的色差。

### 3 系统设计和评价

我们设计了相对口径 1/2.6、口径  $\phi 50 \text{ mm}$ 、焦距  $130 \text{ mm}$ 、视场  $2^\circ$ 、工作波段  $8 \mu\text{m} \sim 12 \mu\text{m}$  的红外物镜。工作温度范围  $20 \text{ } ^\circ\text{C} \sim 50 \text{ } ^\circ\text{C}$ , 温度范围主要取决于材料温度系数的测量范围。系统只由两片元件组成, 一片为单晶锗, 另一片为气相沉积硒化锌。

其中单晶锗的一面为球面, 另一面为衍射面。由于系统视场较小, 主要考虑消除球差、位置色差、色球差和正弦差。其初始结构如下确定: 假设系统由薄透镜组成, 其光焦度分别为  $\phi_{\text{ZnSe}}$ 、 $\phi_{\text{Ge}}$  和  $\phi_{\text{Ge,d}}$ , 则按上述分析及消色差条件,  $\phi_{\text{ZnSe}}$ 、 $\phi_{\text{Ge}}$  和  $\phi_{\text{Ge,d}}$  应同时满足下列关系

$$\phi_{\text{ZnSe}} + \phi_{\text{Ge}} + \phi_{\text{Ge,d}} = 1/f, \quad (7)$$

$$x_{f,\text{ZnSe}} \phi_{\text{ZnSe}} + x_{f,\text{Ge}} \phi_{\text{Ge}} + x_{\text{Ge,d}} \phi_{\text{Ge,d}} = x_f/f, \quad (8)$$

$$\phi_{\text{ZnSe}}/v_{\text{ZnSe}} + \phi_{\text{Ge}}/v_{\text{Ge}} + \phi_{\text{Ge,d}}/v_{\text{Ge,d}} = 0, \quad (9)$$

其中  $x_f$  为全系统的光热膨胀系数, 在这里应等于壳体的线膨胀系数  $\alpha_g$ 。由(7)式、(8)式和(9)式联立可求得  $\phi_{\text{ZnSe}}$ 、 $\phi_{\text{Ge}}$  和  $\phi_{\text{Ge,d}}$ 。然后利用 CODE V 软件进行优化, 优化时用温度补偿条件加以约束。考虑到系统最佳像面位置与温度的非线性关系, 本设计采用 CODE V 的环境分析 (ENV) 功能对温度影响进行分析以确定系统在不同温度  $T_1, T_2, \dots, T_i$  下的最佳(传递函数)像面位置。计算时由(6)式得到不同温度下的相位系数替换原有相位系数。最佳像面用空间频率为  $20 \text{ cycle/mm}$  (约为截止频率的 1/2) 在不同离焦位置光学调制传递函数的最大值获得。一般情况下, 最佳像面的位置与温度改变后的系统实际像面位置不能完全重合, 按照最佳像面位置与温度变化量, 可得到一系列与系统实际采用的壳体材料的线膨胀系数不同的虚拟线膨胀系数  $C_1 \alpha_g, C_2 \alpha_g, \dots, C_i \alpha_g$ 。然后用最小二乘法拟合可得到最佳虚拟线膨胀系数  $x_0$ 。假设共计算了  $i$  个温度点, 按最小二乘原理,  $x_0$  应使

$$\phi(x_0) = \sum_{j=1}^i w_j (x_0 - C_j \alpha_g)^2 \quad (10)$$

达到最小, 其中  $w_j$  为权重因子, 可按照仪器在该温度点的工作频率选取, 如果系统经常工作于某温度  $T_i$  下, 可适当增大该温度点对应的权重  $w_j$ . 求解  $d\phi/dx_0 = 0$  即可得到  $x_0$ . 本例共计算了 12 个温度点, 权重均取为 1, 求得  $x_0 = 0.83\alpha_g$ , 这时利用 CODE V 软件进行再次优化, 优化时用温度补偿条件(8)式(令其中  $x_f = x_0$ )加以约束. 为校正系统球差, 衍射相位分布采用了高次项. 图 1 为 50 °C 时的调制传递函数的离焦曲线, 其中图 1(a) 为按照条件  $x_f = \alpha_g$  得到的离焦曲线, 可以看到最佳像面相对于高斯像面有 0.1 mm 的离焦. 图 1(b) 为按照条件  $x_f = 0.831\alpha_g$  得到的离焦曲线, 其最佳像面位置在高斯像面上, 调制光学传递函数提高了约 20% .

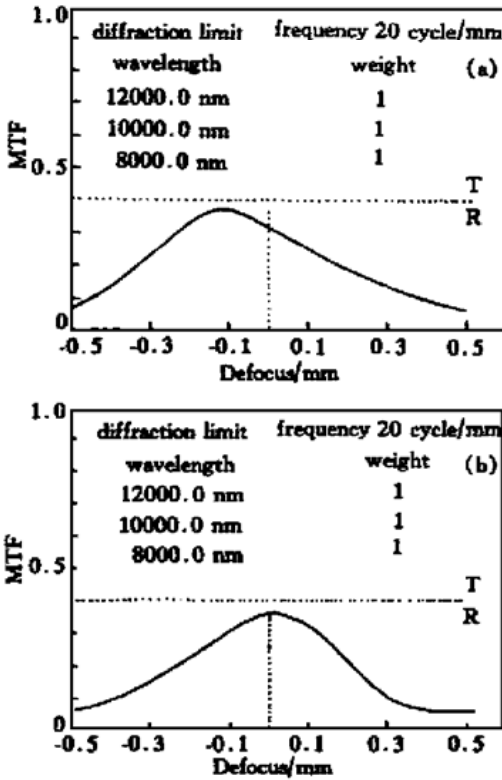


Fig. 1 MTF vs. defocus at 50 °C. (a)  $x_f = \alpha_g$ ;  
(b)  $x_f = 0.831\alpha_g$

系统外形简图如图 2 所示, 具体参数见表 1. 其中的衍射面可由金刚石车削或离子刻蚀等二元光学方法加工.

表 2 是几个典型空间频率(轴上点)在不同温度下的调制传递函数值, 可以看出系统在 20 °C ~ 50 °C 范围内具有较稳定的性能.

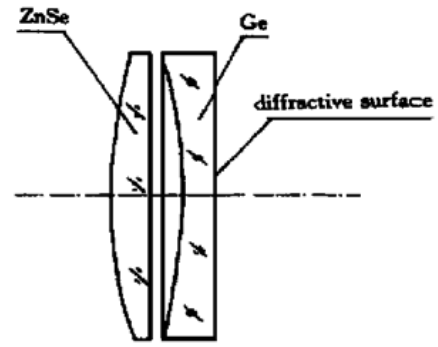


Fig. 2 Sketch figure of the system

Table 1. Optical system prescription

no	radius/mm	thickness/mm	material	note
1	121.05	5.0	ZnSe	
2	infinity	1.5	air	
3	- 701.80	5.0	Ge	
4	infinity	0	air	
5*	infinity	116.7	air	DOE**

\* Radial phase distribution of surface 5 is

$$\phi(r) = (2\pi/\lambda)(- 2.7038 \times 10^{-4} r^2 + 6.0725 \times 10^{-9} r^4)$$

\*\* DOE: diffractive optical element

Table 2. MTFs at different temperatures (for axial point only)

spatial frequencies (cycle/mm)	environment temperature / °C			
	20	30	40	50
5	0.78	0.77	0.77	0.76
10	0.61	0.61	0.60	0.58
15	0.45	0.43	0.44	0.42
20	0.32	0.30	0.28	0.27
30	0.09	0.09	0.08	0.07

结论 由于温度变化时系统的结构参数发生了变化, 打破了原有的像差平衡, 系统的最佳像面位置随温度非线性变化. 采用系统实际参数计算出最佳像面与温度的关系, 并对补偿条件进行修正, 可使系统性能在要求的温度范围内得到最佳补偿. 所述的设计思想对机械和机电补偿方式也有一定的借鉴意义.

参 考 文 献

[1] Rogers P J. Athermalized FLIR optics. *Proc. SPIE*, 1990, **1354**: 742~ 751  
 [2] Gibbons R C. Compact high cold shield efficiency optical systems. U. S. Patent 4431917, 1984-02-14  
 [3] Tamagawa Y. Multilens system with design with an athermal chart. *Appl. Opt.*, 1994, **33**(34): 8009~ 8013

- [4] 胡玉禧, 周绍祥, 相里斌等. 消热差光学系统设计. 光学学报, 2000, **20**(10): 1386~ 1391
- [5] 郭永洪, 沈忙作, 陆祖康等. 折射/衍射红外光学系统的消热差设计. 光学学报, 2000, **20**(10): 1392~ 1395
- [6] Jamleson T H. Thermal effects in optical systems. *Opt. Engng.*, 1981, **20**(2): 156~ 160
- [7] Behrmann G P, Bown J P. Influence of temperature on diffractive lens performance. *Appl. Opt.*, 1993, **32**(14): 2483~ 2489
- [8] Herzig H P. *Micro-Optics*. London: Taylor & Francis Ltd., 1997. 259~ 281
- [9] Wood A P. Design of infrared hybrid refractive-diffractive lenses. *Appl. Opt.*, 1992, **31**(13): 2253~ 2258

## Athermalized Infrared Hybrid Optical System by Employing Diffractive Element

Jiao Mingyin<sup>1), 2)</sup> Feng Zhuoxiang<sup>2)</sup>

1), Optical Engineering Department, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081  
2), Xi'an Institute of Applied Optics, Xi'an 710065

(Received 4 July 2000; revised 21 December 2000)

**Abstract:** The principle and design method of employing the thermal property of diffractive optical element to athermalize optical systems are expounded. A method utilizing the best image plane to determine the optimum correction coefficient in order to optimize the performance of optical systems in required temperature range is described. The optical prescription and evaluation of an athermalized and achromatized IR system in temperature range 20 °C~ 50 °C and 8 μm~ 12 μm waveband are given. The system has simple construction and reliable performance in required temperature range.

**Key words:** diffractive optics; athermalization; infrared optical design