

## 制冷型折衍混合双波段红外光学系统无热化设计

聂怀乐, 毛珊\*, 赵建林

西北工业大学物理科学与技术学院光场调控与信息感知工业和信息化部重点实验室, 陕西省光信息技术重点实验室, 陕西 西安 710129

**摘要** 基于衍射元件的特殊成像性质,使用双层衍射元件进行双波段红外光学系统设计已成为研究热点。使用双层衍射元件能够有效提升宽波段的衍射效率,在简化系统结构的基础上提高像质。将红外成像系统设计为制冷型结构,能够消除背景噪声干扰,保证 100% 的冷光阑效率。基于带宽积分平均衍射效率最大化方法,设计了一款含有双层衍射元件的制冷型双波段红外光学成像系统,实现了在双波段红外和宽温度范围下的无热化设计。光学系统含有三片透镜,仅由两种材料组成,入瞳直径为 80 mm,焦距为 100 mm, $F$  数为 1.25,有效视场为  $6^\circ$ ,工作波段为  $3.7\sim 4.8\ \mu\text{m}$  和  $8.0\sim 12.0\ \mu\text{m}$ ,工作环境温度为  $-40\sim 60\ ^\circ\text{C}$ 。分析结果表明,在整个温度范围内,在  $17\ \text{lp/mm}$  截止频率处,双波段红外光学系统所有视场的调制传递函数分别高于 0.78 和 0.59,同时双层衍射元件在红外双波段的带宽积分平均衍射效率分别为 99.35% 和 98.73%,综合带宽积分平均衍射效率为 99.04%。此光学系统的结构设计简单,成像质量好,在军事和商业应用中具有一定优势。

**关键词** 光学设计; 衍射元件; 双波段红外; 衍射效率; 无热化

**中图分类号** O436 **文献标志码** A

**DOI:** 10.3788/AOS221965

## 1 引言

相比单波段,双波段红外光学系统能够获得更丰富的目标信息,有利于目标特征提取和识别。然而,中波和长波红外波段范围跨度较大,要实现光学系统色差校正需要使用复杂结构,同时红外材料可选择性较小,热膨胀系数较大,这给红外光学系统的无热化设计 and 应用带来了很大困难。衍射光学元件(DOE)具有良好的消色差和消热差特性,将其与传统折射光学元件结合,可简化光学系统结构、提升成像质量,还可实现较好的无热化设计<sup>[1]</sup>。单层 DOE 在偏离设计波长后,衍射效率会急剧下降,影响了其使用范围。双层 DOE 相比单层 DOE 极大地提升了宽波段的衍射效率,促进了折衍混合光学系统的发展和应<sup>[2]</sup>。文献[3-5]中提出了一种能够有效提升多层 DOE 衍射效率的优化设计方法,即带宽积分平均衍射效率(BIADE)最大化方法,最大程度地降低了衍射效率下降对混合成像光学系统调制传递函数(MTF)的影响;文献[6]使用双层 DOE 并基于 BIADE 最大化方法,设计了四片镜结构的双波段红外光学系统;文献[7]将双层 DOE 引入红外双波段折衍混合变焦光学系统设计中,设计波长选择在两波段的中间数值,通过比较不同材

料组合在相同设计波长下的 BIADE,选择了 BIADE 相对较高的材料组合;文献[8]基于 BIADE 最大化方法,使用三种材料设计了三片镜的非制冷型双波段红外无热化光学系统。现有文献中设计的红外光学系统大部分都是非制冷型的。然而,非制冷型红外光学系统的光阑效率较低,成像易受背景噪声干扰,而制冷型红外光学系统与制冷型探测器相匹配,探测灵敏度高,可保证 100% 的冷光阑效率。因此,有必要设计一款制冷型双波段红外无热化光学系统。

为保证环境温度对双层 DOE 衍射效率的影响尽可能小<sup>[9]</sup>,同时材料的光热膨胀系数尽可能为正值,先经过计算选定了肖特红外硫属化物玻璃(IRG24)和硫化锌(ZnS)两种材料作为双层 DOE 基底,基于 BIADE 最大化方法,通过 Matlab 软件计算,找出一组最佳设计波长并计算出对应的最大微结构高度和衍射级次;再使用 Zemax OpticStudio 软件进行系统优化设计和像质分析。最终设计了一款制冷型双波段红外光学系统,此光学系统是仅由两种常见红外材料构成的三片镜结构,能在中波和长波双波段范围和在  $-40\sim 60\ ^\circ\text{C}$  宽温度范围内实现无热化,设计结果能够进一步促进折衍混合成像光学系统的发展和应<sup>[10]</sup>。

收稿日期: 2022-11-11; 修回日期: 2022-12-11; 录用日期: 2022-12-19; 网络首发日期: 2023-01-06

基金项目: 国家自然科学基金(61927810,61905195)、中国科学院光谱成像技术重点实验室开放基金(LSIT202006W)、西北工业大学中央高校基本科研业务(310202011QD001)、西安市青年人才托举项目(095920201316)

通信作者: \*maoshan\_optics@nwpu.edu.cn

## 2 设计原理和方法

### 2.1 无热化设计原理

采用光学被动式<sup>[10-11]</sup>消热差法,使各元件的综合光热离焦量与机械材料的热膨胀离焦量相互补偿,确保光学系统的像面离焦量在焦深范围内。红外光学系统的无热化设计需要同时满足光焦度方程、消色差方程和消热差方程,即

$$\begin{cases} \frac{1}{h_1} \sum_{i=1}^k h_i \varphi_i = \varphi \\ \Delta f_b = \left( \frac{1}{h_1 \varphi} \right)^2 \sum_{i=1}^k h_i^2 \omega_i \varphi_i = 0 \\ df_b/dT = \left( \frac{1}{h_1 \varphi} \right)^2 \sum_{i=1}^k h_i^2 \chi_i \varphi_i = \alpha_h L \end{cases}, \quad (1)$$

式中: $h_i$ 为第一近轴光线在第*i*个透镜上的入射高度; $\varphi_i$ 为第*i*个透镜的光焦度; $\varphi$ 为系统的总光焦度; $k$ 为透镜总数; $\Delta f_b$ 为光学元件色散引起的离焦; $\omega_i$ 为第*i*个透镜材料的色散因子; $df_b/dT$ 为光学元件的温度效应引起的离焦; $\chi_i$ 为第*i*个透镜材料的光热膨胀系数; $\alpha_h$ 为外部机械结构的线膨胀系数; $L$ 为外部机械结构的长度。

折射透镜的光热膨胀系数 $\chi_{tr}$ 和衍射元件的光热膨胀系数 $\chi_{td}$ 分别为

$$\chi_{tr} = \alpha_g - \frac{1}{n - n_0} \left( \frac{dn}{dT} - \frac{dn_0}{dT} \right), \quad (2)$$

$$\chi_{td} = 2\alpha_g + \frac{1}{n_0} \frac{dn_0}{dT}, \quad (3)$$

式中: $\alpha_g$ 为光学元件的热膨胀系数; $n$ 为光学元件的折射率; $n_0$ 为介质的折射率; $dn/dT$ 为光学元件的折射率温度系数; $dn_0/dT$ 为介质的折射率温度系数。

### 2.2 双波段双层 DOE 设计方法

双层 DOE 是由周期宽度相同、微结构高度不同、色散性质不同的两种基底材料的谐 DOE 组合而成,如图 1 所示的分离型双层 DOE 最为常用,其中 $n_1$ 、 $n_2$ 分别为双层 DOE 基底材料的折射率。

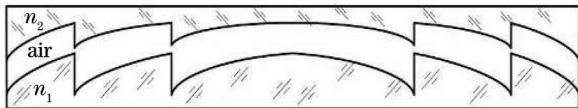


图 1 分离型双层 DOE

Fig. 1 Separated double-layer DOE

双层 DOE 在两个设计波长位置达到 100% 的衍射效率,提高了设计自由度,并在宽波段范围内保持较高的衍射效率。将两个设计波长分别设计在光学系统的两个工作波段内,可以使双层 DOE 在两个工作波段

内都具有较高的衍射效率。

标量衍射理论能够满足成像 DOE 设计的精度要求,因此,基于标量衍射理论的分层型双层 DOE 的衍射效率<sup>[2]</sup>为

$$\eta_m(\lambda, \theta) = \text{sinc}^2[m - \phi(\lambda, \theta)], \quad (4)$$

式中: $\phi(\lambda, \theta)$ 为相位延迟表达式的 $1/2\pi$ ; $\lambda$ 为入射波长; $\theta$ 为光从第 1 层基底入射的角度; $m$ 为衍射级次。当中间层为空气层时,有

$$\phi(\lambda, \theta) = \frac{H_1}{\lambda} \left[ \sqrt{1 - n_1^2(\lambda) \sin^2 \theta} - n_1(\lambda) \cos \theta \right] + \frac{H_2}{\lambda} \left[ \sqrt{n_2^2(\lambda) - n_1^2(\lambda) \sin^2 \theta} - \sqrt{1 - n_1^2(\lambda) \sin^2 \theta} \right], \quad (5)$$

式中: $H_1$ 和 $H_2$ 为双层 DOE 的最大衍射微结构高度; $n_1(\lambda)$ 和 $n_2(\lambda)$ 分别为光在第 1 层和第 2 层基底的折射率。当入射角在小角度范围内时,选择的材料组合(IRG24 和 ZnS)的衍射效率对入射角变化不敏感,图 2 所示为选定一组设计波长(最大微结构高度确定)后双层 DOE 的衍射效率与入射角和波长的关系。

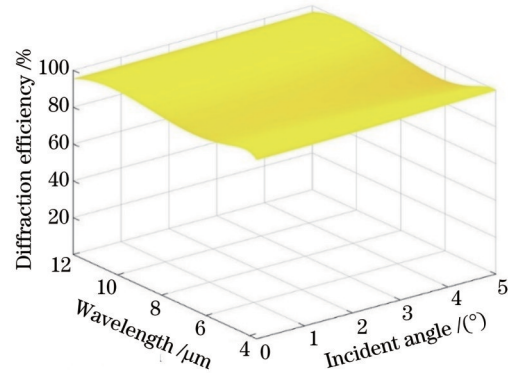


图 2 双层 DOE 的衍射效率与入射角和波长的关系

Fig. 2 Relationship among diffraction efficiency of double-layer DOE, incident angle, and wavelength

使用 BIAD 最大化方法,令 $\theta = 0$ ,得到

$$\phi(\lambda) = \frac{H_1[1 - n_1(\lambda)] + H_2[n_2(\lambda) - 1]}{\lambda}. \quad (6)$$

为确保在两个设计波长位置有 100% 的衍射效率, $\phi(\lambda)$ 必须为设计波长的整数倍,即

$$\begin{cases} \phi(\lambda_1) = \frac{H_1[1 - n_1(\lambda_1)] + H_2[n_2(\lambda_1) - 1]}{\lambda_1} = m\lambda_1 \\ \phi(\lambda_2) = \frac{H_1[1 - n_1(\lambda_2)] + H_2[n_2(\lambda_2) - 1]}{\lambda_2} = m\lambda_2 \end{cases}, \quad (7)$$

式中: $\lambda_1$ 和 $\lambda_2$ 为两个设计波长。则双层 DOE 的最大微结构高度为

$$\begin{cases} H_1 = m \frac{\lambda_1 [n_2(\lambda_2) - 1] - \lambda_2 [n_2(\lambda_1) - 1]}{[1 - n_1(\lambda_1)][n_2(\lambda_2) - 1] - [n_2(\lambda_1) - 1][1 - n_1(\lambda_2)]} \\ H_2 = m \frac{\lambda_2 [1 - n_1(\lambda_1)] - \lambda_1 [1 - n_1(\lambda_2)]}{[1 - n_1(\lambda_1)][n_2(\lambda_2) - 1] - [n_2(\lambda_1) - 1][1 - n_1(\lambda_2)]} \end{cases} \quad (8)$$

双层 DOE 第  $m$  级次的衍射效率为

$$\eta_m(\lambda) = \text{sinc}^2 \left\{ m - \frac{H_1}{\lambda} [1 - n_1(\lambda)] - \frac{H_2}{\lambda} [n_2(\lambda) - 1] \right\} \quad (9)$$

双层 DOE 的 BIADE 表达式为

$$\bar{\eta}_m(\lambda) = \frac{1}{\lambda_{\max} - \lambda_{\min}} \int_{\lambda_{\min}}^{\lambda_{\max}} \eta_m(\lambda) d\lambda, \quad (10)$$

式中:  $\lambda_{\max}$  和  $\lambda_{\min}$  为工作波段内的最大和最小波长。对于双波段光学系统,有

$$\bar{\eta}_m(\lambda) = W_1 \bar{\eta}_m^{(1)}(\lambda) + W_2 \bar{\eta}_m^{(2)}(\lambda), \quad (11)$$

式中:  $\bar{\eta}_m^{(1)}(\lambda)$  和  $\bar{\eta}_m^{(2)}(\lambda)$  为两个波段对应的 BIADE;  $W_1$  和  $W_2$  为两个波段 BIADE 的权重因子;  $\bar{\eta}_m(\lambda)$  为两个波段 BIADE 的综合值。权重因子的分配依据各波段的重要程度而定,并保证总和为 1。本文设计的光学系统采用平均分配权重因子的方式,即  $W_1 = W_2 = 0.5$ 。当双波段的波段范围确定后,BIADE 的综合值只由两个设计波长  $\lambda_1$  和  $\lambda_2$  所决定,即

$$\bar{\eta}_m(\lambda_1, \lambda_2) = \frac{1}{2} [\bar{\eta}_m^{(1)}(\lambda_1, \lambda_2) + \bar{\eta}_m^{(2)}(\lambda_1, \lambda_2)]. \quad (12)$$

在综合 BIADE 取得最大值时,进行相应的计算<sup>[4]</sup>,用得出的数值进行后续的光学系统设计。具体步骤为:

1) 将双波段的工作级次设为 1 级,在整个波段范围内寻找  $\bar{\eta}_1(\lambda_1, \lambda_2)$  的最大值,即综合 BIADE 最大值;

2) 将综合 BIADE 取得最大值时所对应的一组波长  $\lambda_1$  和  $\lambda_2$  作为最佳设计波长,通过式(8)求得两个最佳最大微结构高度值  $H_1$  和  $H_2$ ;

3) 用求得的  $H_1$  和  $H_2$  计算出双层 DOE 对应的两组衍射级次,计算公式为

$$\begin{cases} m_{11} = \frac{H_1}{\lambda_1} [1 - n_1(\lambda_1)], m_{12} = \frac{H_2}{\lambda_1} [n_2(\lambda_1) - 1] \\ m_{21} = \frac{H_1}{\lambda_2} [1 - n_1(\lambda_2)], m_{22} = \frac{H_2}{\lambda_2} [n_2(\lambda_2) - 1] \end{cases}, \quad (13)$$

式中:  $m_{11}$  和  $m_{12}$  为双层 DOE 在中波的衍射级次,  $m_{21}$  和  $m_{22}$  为双层 DOE 在长波的衍射级次,且有  $m_{11} + m_{12} = 1, m_{21} + m_{22} = 1$ 。

当最大微结构高度确定后,可求出环境温度变化对衍射效率的影响,计算公式为

$$\begin{cases} \eta_m(\lambda, T) = \text{sinc}^2 [m - \phi(\lambda, T)] \\ \phi(\lambda, T) = \frac{1}{\lambda} \left\{ H_{a1} [n_0 - n_1(\lambda)] + H_1 \left[ \frac{dn_0}{dT} - \frac{dn_1(\lambda)}{dT} \right] + H_{a2} [n_2(\lambda) - n_0] + H_2 \left[ \frac{dn_2(\lambda)}{dT} - \frac{dn_0}{dT} \right] \right\} \\ H_{a1} = H_1 (1 + \alpha_{g1} \cdot \Delta T) \\ H_{a2} = H_2 (1 + \alpha_{g2} \cdot \Delta T) \end{cases} \quad (14)$$

式中:  $T$  为环境温度;  $\Delta T$  为环境温度与常温 ( $20^\circ\text{C}$ ) 的差值;  $\alpha_{g1}$  和  $\alpha_{g2}$  分别为 IRG24 和 ZnS 的热膨胀系数;  $dn_1(\lambda)/dT$  和  $dn_2(\lambda)/dT$  分别为 IRG24 和 ZnS 的折射率温度系数。

### 3 设计要求及计算过程

#### 3.1 设计要求

选取 IRG24 和 ZnS 作为双层 DOE 的两层基底材料,设计三片镜结构的制冷型双波段红外光学系统,其中第三片折射透镜材料为 IRG24。红外光学系统的具体指标见表 1,其中针对制冷型红外探测器给出 MTF 的截止频率要求,红外探测器参数见表 2。

#### 3.2 计算过程

1) 使用 Matlab 软件对式(8)、(12)进行仿真计算 ( $m = 1$ ),其中 IRG24 和 ZnS 的折射率公式分别为

表 1 红外光学系统设计指标

Table 1 Design indexes of infrared optical system

Parameter	Index
Working waveband / $\mu\text{m}$	3.7-4.8 & 8-12
Field of view / ( $^\circ$ )	$2\omega = 6$
Focal length / mm	100
F-number	1.25
Entrance pupil aperture / mm	80
Working temperature / $^\circ\text{C}$	-40-60
MTF@17 lp/mm	$\geq 0.7$ at 3.7-4.8 $\mu\text{m}$ $\geq 0.5$ at 8-12 $\mu\text{m}$

$$n_{\text{IRG24}}^2 - 1 = \frac{K_1 \lambda^2}{\lambda^2 - L_1} + \frac{K_2 \lambda^2}{\lambda^2 - L_2} + \frac{K_3 \lambda^2}{\lambda^2 - L_3}, \quad (15)$$

$$n_{\text{ZnS}} = A + BL_0 + CL_0^2 + D\lambda^2 + E\lambda^4 + F\lambda^6, \quad (16)$$

式中:  $L_0 = \frac{1}{\lambda^2 - 0.028}$ ;  $K_1, K_2, K_3, L_1, L_2, L_3$  和  $A, B,$

表 2 红外探测器参数

Table 2 Parameters of infrared detector

Parameter	Index
Number of pixel arrays	320×256
Pixel size / $\mu\text{m}$	30

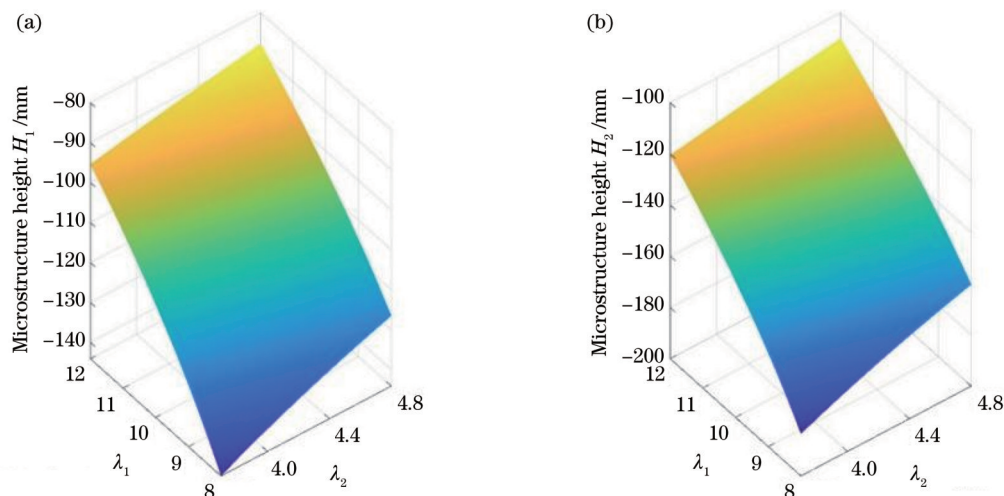
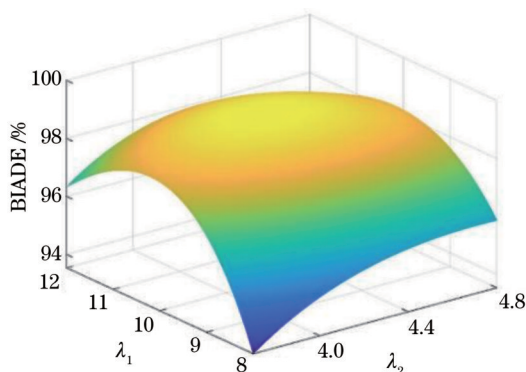
图 3 最大微结构高度与设计波长的关系。(a)  $H_1$ ; (b)  $H_2$ Fig. 3 Relationship between largest microstructure heights and design wavelengths. (a)  $H_1$ ; (b)  $H_2$ 

图 4 BIADE 与设计波长的关系

Fig. 4 Relationship between BIADE and design wavelengths

由此选定最佳设计波长  $\lambda_1=4.23 \mu\text{m}$ ,  $\lambda_2=10.315 \mu\text{m}$ 。

2) 计算出最大微结构高度  $H_1=-106.7782 \text{ mm}$ ,  $H_2=-134.9879 \text{ mm}$ , 这里的绝对值表示衍射元件刻蚀的深度; 根据光焦度判断 IRG24 是正厚度, ZnS 是负厚度。

3) 计算出两组衍射级次  $m_{11}=40.9275$ ,  $m_{12}=-39.9275$ ,  $m_{21}=16.6478$ ,  $m_{22}=-15.6478$ 。

4) 得出双层 DOE 在中波的衍射级次为 41 和 -40, 在长波的衍射级次为 17 和 -16。

5) 选定设计波长后的衍射效率分布如图 5 所示, 其中中波和长波的 BIADE 分别为 99.35% 和 98.73%, 综合 BIADE 为 99.04%。

6) 双层 DOE 衍射效率受温度和波长的影响如图

$C$ 、 $D$ 、 $E$ 、 $F$  等折射率参数由 Zemax OpticStudio 2018 版的材料库获得。

仿真结果如图 3 和图 4 所示, 其中图 3 是最大微结构高度  $H_1$ 、 $H_2$  与设计波长的关系, 图 4 是 BIADE 与设计波长的关系。

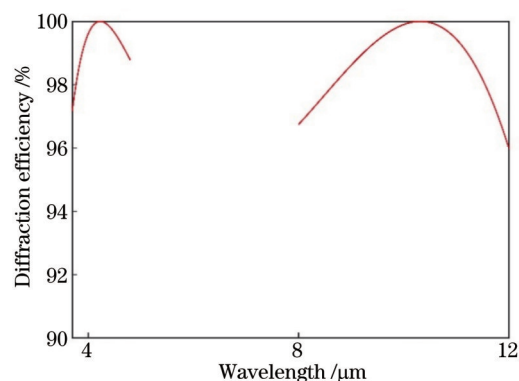


图 5 衍射效率分布

Fig. 5 Diffraction efficiency distribution

6 所示, 当温度在较宽范围内变化时, 衍射效率几乎无变化。由此说明所选材料组合的衍射效率受环境温度变化影响较小。

## 4 设计结果及像质分析

### 4.1 设计结果

按照表 1 的指标要求, 运用 Zemax OpticStudio 光学设计软件设计了含有双层 DOE 的双波段红外光学系统。设计步骤为:

1) 输入初始结构和参数, 在常温条件下优化光学系统, 得到成像质量较好的镜片结构;

2) 除常温外, 选取几个典型温度 ( $-40$ ,  $-20$ ,  $0$ ,  $40$ ,  $60 \text{ }^\circ\text{C}$ ) 作为控制点, 建立多重温度结构 (5 个典型温度和常温  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ , 在中、长波条件下一共 12 重结构);

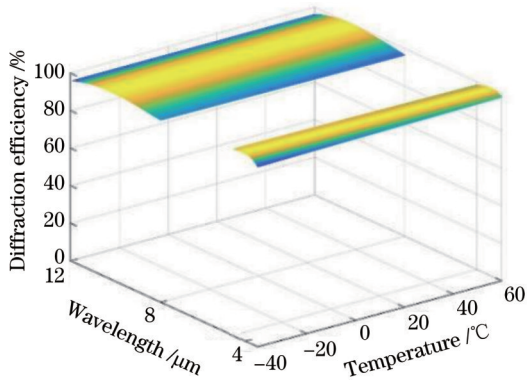


图 6 双层 DOE 的衍射效率与温度和波长的关系

Fig. 6 Relationship among diffraction efficiency of double-layer DOE, temperature, and wavelength

3) 在多重温度结构条件下优化光学系统,使其成像质量满足设计要求。

设计中以铝为镜筒材料,其热膨胀系数为  $23.6 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。最终在  $-40 \sim 60 \text{ } ^\circ\text{C}$  范围内实现了无热化。红外光学系统的实体模型如图 7 所示。

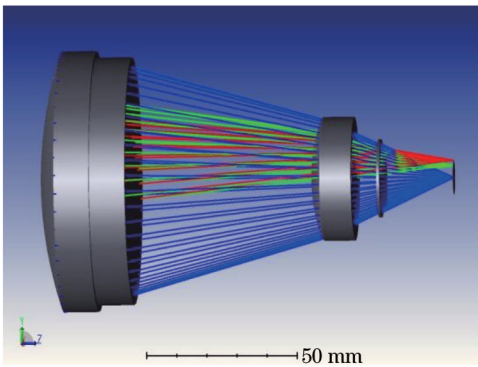


图 7 红外光学系统实体模型

Fig. 7 Solid model of infrared optical system

该光学系统由 3 片透镜及 1 片平板玻璃组成,从左至右第 1 片、第 3 片透镜的材料是 IRG24,第 2 片透镜的材料是 ZnS。双层 DOE 的衍射面分别为第 1 片透镜的后表面和第 2 片透镜的前表面,除此之外还设计了 4 个非球面。平板玻璃为杜瓦瓶的保护玻璃,材料为锗(Ge)。将冷光阑作为系统的孔径光阑,置于成像面和光学系统之间,出瞳位置在冷光阑处,出瞳大小与冷光阑相符合,使系统具有 100% 的冷光阑效率。制冷型红外探测器的接收面位于杜瓦瓶中,杜瓦瓶结构如图

8 所示。

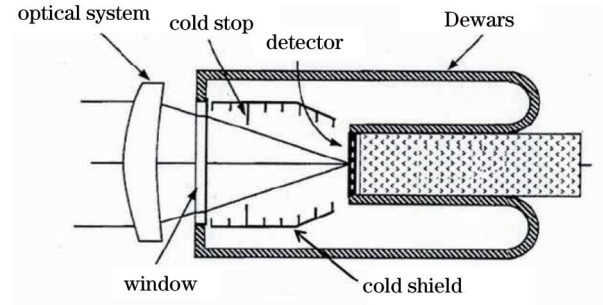


图 8 杜瓦瓶结构图

Fig. 8 Structure diagram of Dewar bottle

双波段红外光学系统的结构参数列于表 3 中。表 4 为非球面参数,表 5 为衍射面参数。

表 3 光学系统结构参数

Table 3 Structure parameters of optical system

	Surface type		Radius / mm	Thickness / mm	Material
0	Object	Standard	Infinity	Infinity	
1	Aper	Even asphere	113.6792	15.0000	IRG24
2	Aper	Binary2	194.8166	0.0100	
3	Aper	Binary2	194.8166	12.0000	ZnS
4	Aper	Even asphere	179.3315	63.0249	
5	Aper	Even asphere	55.8001	12.0000	IRG24
6	Aper	Even asphere	60.7549	10.3434	
7	Aper	Standard	Infinity	1.0000	Ge
8	Aper	Standard	Infinity	1.0000	
9	Stop	Standard	Infinity	23.0366	
10	Image	Standard			

#### 4.2 像质分析

红外光学系统在  $-40 \text{ } ^\circ\text{C}$ 、 $20 \text{ } ^\circ\text{C}$  和  $60 \text{ } ^\circ\text{C}$  时的 MTF 如图 9 所示,在探测器的  $17 \text{ lp/mm}$  截止频率处,中波红外和长波红外 MTF 分别大于 0.78 和 0.59,在  $-40 \sim 60 \text{ } ^\circ\text{C}$  范围内成像质量良好。

红外光学系统在  $-40 \text{ } ^\circ\text{C}$ 、 $20 \text{ } ^\circ\text{C}$  和  $60 \text{ } ^\circ\text{C}$  时的场曲和畸变如图 10 所示,在各温度和波段内场曲小于  $0.1 \text{ mm}$ ,畸变小于  $0.12\%$ 。

红外光学系统在  $-40 \text{ } ^\circ\text{C}$ 、 $20 \text{ } ^\circ\text{C}$  和  $60 \text{ } ^\circ\text{C}$  时的方形包围圈能量如图 11 所示,在一个像元尺寸 ( $30 \text{ } \mu\text{m} \times 30 \text{ } \mu\text{m}$ ) 内,中波红外和长波红外在各视场的方形包围

表 4 非球面参数

Table 4 Parameters of asphere surface

Surface	Conic	4 <sup>th</sup> order term / $10^{-9}$	6 <sup>th</sup> order term / $10^{-12}$	8 <sup>th</sup> order term / $10^{-15}$
1	-1.1254	3.9686	9.7056	-2.4245
4	-3.9501	-36.377	38.322	-7.9693
5	2.7720	1522.1	1312.7	1470.7
6	6.9708	3470.9	2595.8	18225

表 5 衍射面参数

Table 5 Parameters of diffraction surface

Surface	Diffraction order	Norm radius	Coefficient $p^2$	Coefficient $p^4$
2	41 and 17	100	-362.5192	-328.3769
3	-40 and -16	100	-362.5192	-328.3769

圈能量分别大于 90.7% 和 81.1%，满足系统使用需求。

表 6 列出了不同温度下所有视场中点列图几何 (GEO) 半径和均方根 (RMS) 半径的最大值, 其中光线密度为默认值 6, 中波红外和长波红外的最大 GEO 半径为 14.619  $\mu\text{m}$  和 14.776  $\mu\text{m}$ , 最大 RMS 半径为 8.043  $\mu\text{m}$  和 7.844  $\mu\text{m}$ , 均小于红外探测器的像元

尺寸。

对于成像光学系统, 需要分析制造和装配公差对成像质量的影响。对于折射光学系统, 通常可使用 Zemax OpticStudio 的公差分析功能, 采用蒙特卡罗分析法评估公差对像质的影响, 用 MTF 的变化作为评估指标。对于折衍混合光学系统, MTF 还受到衍射效率的影响, 因此其制造和装配公差的影响是折射元件和衍射面综合作用的结果。在衍射元件的制造中, 周期宽度误差和微结构高度误差对衍射效率有重要影响<sup>[12]</sup>; 在衍射元件的装配上, 偏心误差会引起衍射效率的降低<sup>[13]</sup>。因此, 对折衍混合光学系统进行公差分析, 需要在软件分析的基础上加上衍射效率的影响, 这里不做过多分析。

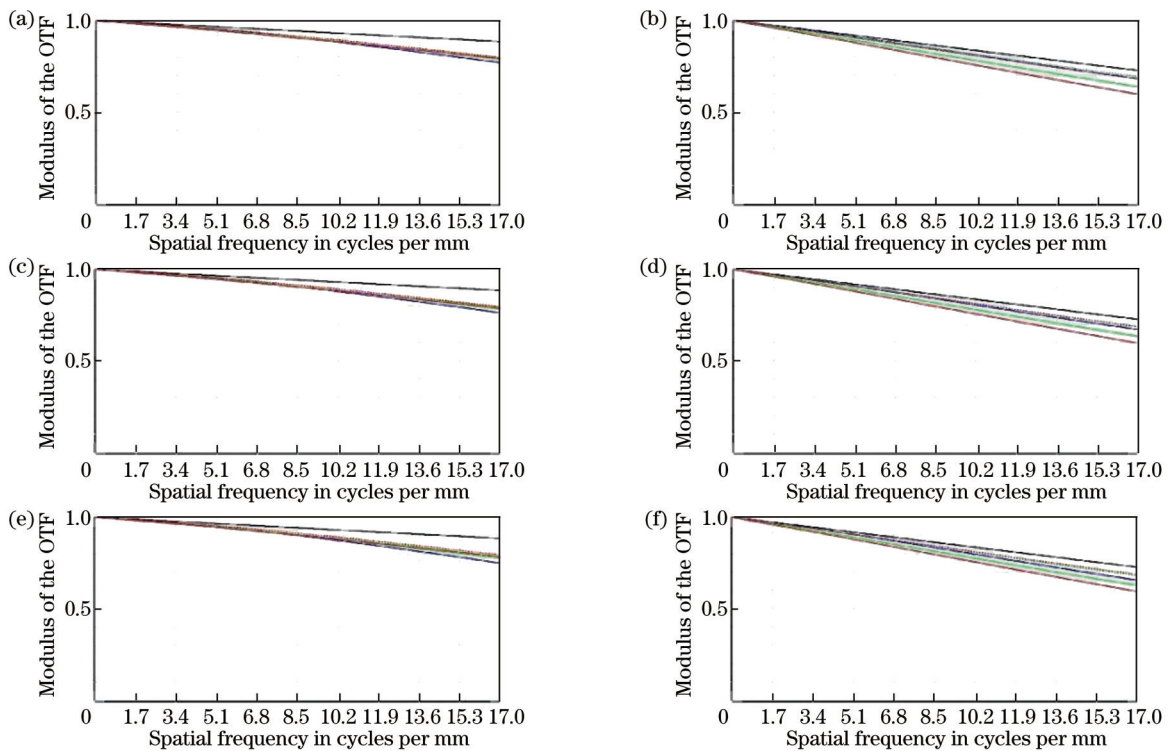


图 9 光学系统在  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  时的 MTF。(a) 中波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) 长波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) 中波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) 长波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) 中波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) 长波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 9 MTF of optical system at  $-40$ ,  $20$ , and  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . (a) Middle waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) long waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) middle waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) long waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) middle waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) long waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

## 5 结 论

基于双波段 BIADE 最大化方法, 采用平均权重分配的方式, 以 IRG24 和 ZnS 作为双层 DOE 的基底材料, 设计了一款制冷型折衍混合双波段红外无热化光学系统。双层 DOE 在红外双波段 ( $3.7\sim 4.8\ \mu\text{m}$  和  $8.0\sim 12.0\ \mu\text{m}$ ) 的 BIADE 分别为 99.35% 和 98.73%, 综合 BIADE 为 99.04%; 最佳设计波长为  $4.23\ \mu\text{m}$  和  $10.315\ \mu\text{m}$ ; 在探测器的 17 lp/mm 截止频率处, 中波红外和长波红外 MTF 分别高于 0.78 和 0.59; 在探测器

像元尺寸范围内, 中波红外和长波红外各视场的方形包围圈能量分别大于 90.7% 和 81.1%; 不同温度下各视场中点列图最大 GEO 半径为  $14.776\ \mu\text{m}$ , 最大 RMS 半径为  $8.043\ \mu\text{m}$ ; 工作波段内场曲小于 0.1 mm, 畸变小于 0.12%。该光学系统结构简单, 使用的材料种类少, 冷光阑效率高, 在  $-40\sim 60\text{ }^{\circ}\text{C}$  范围内实现了无热化。本文研究使用双层 DOE 进行制冷型双波段红外光学系统无热化设计, 可在最大化 BIADE 的前提下进行, 仅使用两种材料、三片透镜, 简化了设计条件。该系统在军事和商业应用中具有一定优势。

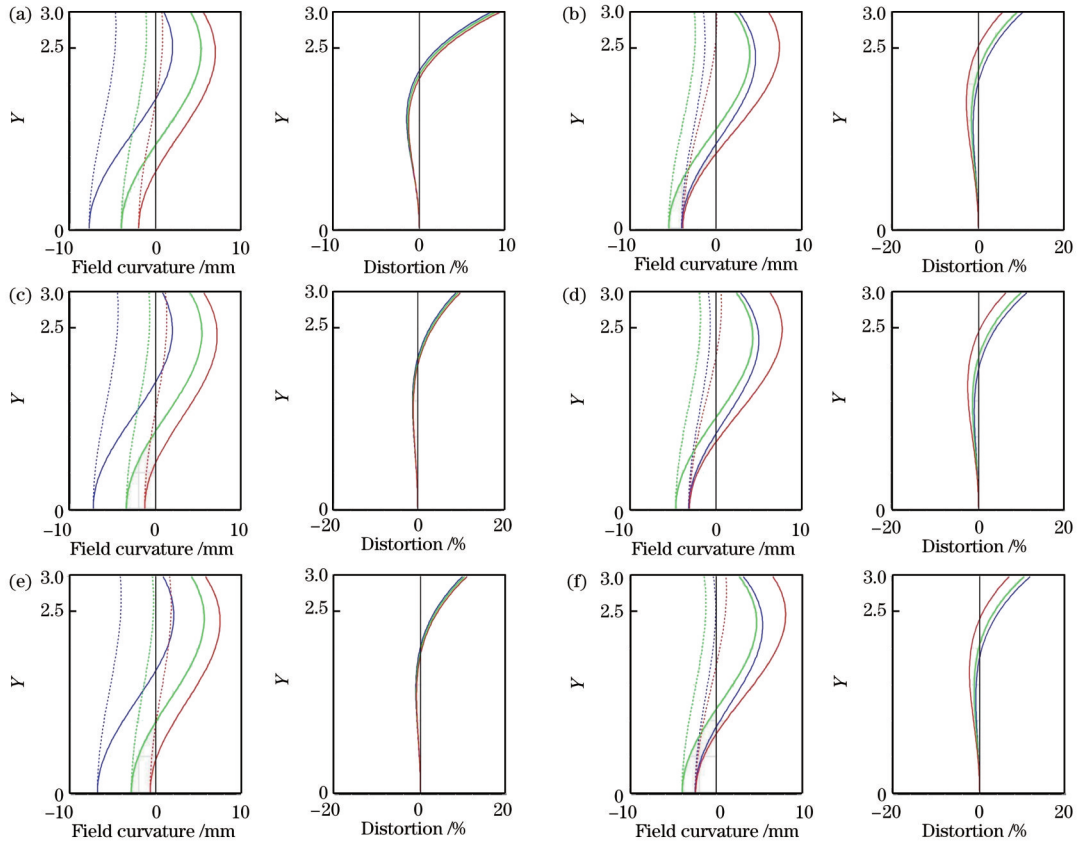


图 10 光学系统在  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  和  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  时的场曲和畸变。(a) 中波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) 长波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) 中波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) 长波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) 中波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) 长波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 10 Field curvature and distortion of optical system at  $-40$ ,  $20$ , and  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . (a) Middle waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) long waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) middle waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) long waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) middle waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) long waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

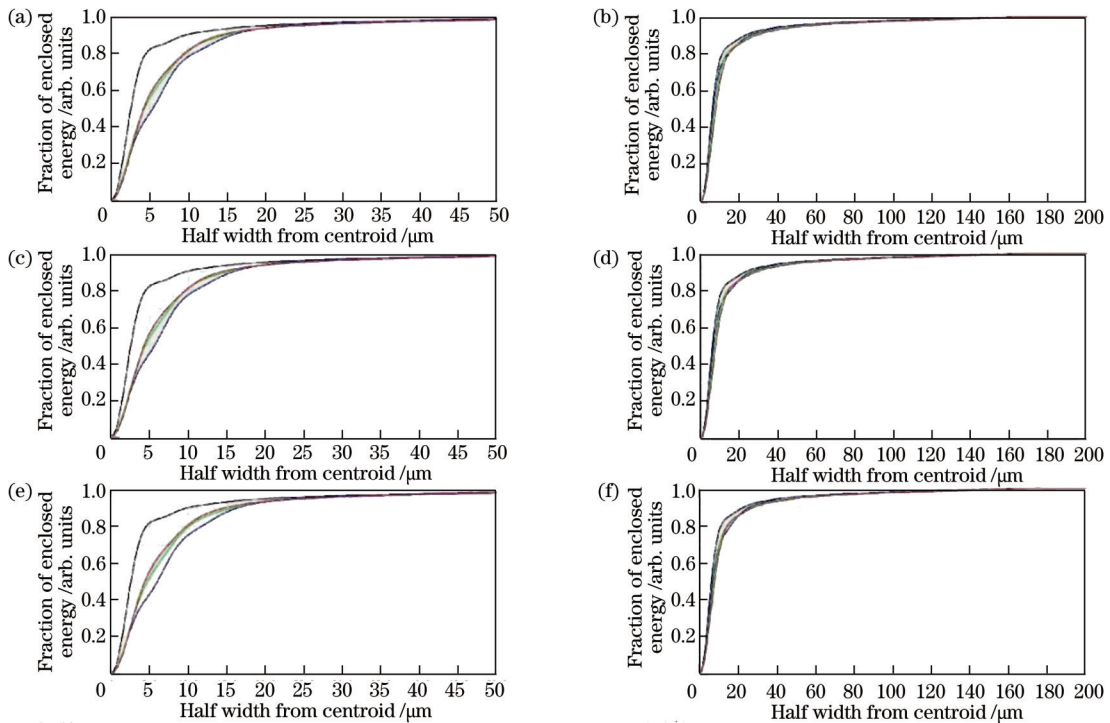


图 11 光学系统在  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  和  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  时的方形包围圈能量。(a) 中波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) 长波,  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) 中波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) 长波,  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) 中波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) 长波,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 11 Ensquared energy of optical system at  $-40$ ,  $20$ , and  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . (a) Middle waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (b) long waveband at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (c) middle waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (d) long waveband at  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (e) middle waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; (f) long waveband at  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

表 6 不同温度下所有视场中点列图 GEO 和 RMS 半径最大值  
Table 6 Maximum GEO and RMS radius of spot diagram  
in all fields of view at different temperatures

Temperature / °C	Radius of medium wave / $\mu\text{m}$		Radius of long wave / $\mu\text{m}$	
	GEO	RMS	GEO	RMS
	-40	14.619	7.112	14.585
-20	14.246	7.111	14.736	6.017
0	14.021	7.189	14.776	6.202
20	12.913	7.664	14.727	7.553
40	13.900	7.841	14.608	7.684
60	13.966	8.043	14.430	7.844

## 参 考 文 献

- [1] 周正平, 陈恒, 纪辉, 等. 折衍混合轻量化长波红外消热差光学系统设计[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(10): 1022001.  
Zhou Z P, Chen H, Ji H, et al. Design of lightweight long-wave infrared athermalized optical system with hybrid refractive-diffractive[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(10): 1022001.
- [2] 张康伟. 多层衍射光学元件衍射效率特性的研究[D]. 长春: 长春理工大学, 2010: 21-38.  
Zhang K W. Research on the diffraction efficiency of multi-layer diffractive optical elements[D]. Changchun: Changchun University of Science and Technology, 2010: 21-38.
- [3] Xue C X, Cui Q F. Design of multilayer diffractive optical elements with polychromatic integral diffraction efficiency[J]. Optics Letters, 2010, 35(7): 986-988.
- [4] Xue C X, Cui Q F, Liu T, et al. Optimal design of a multilayer diffractive optical element for dual wavebands[J]. Optics Letters, 2010, 35(24): 4157-4159.
- [5] 薛常喜, 崔庆丰, 潘春艳, 等. 基于带宽积分平均衍射效率的多层衍射光学元件设计[J]. 光学学报, 2010, 30(10): 3016-3020.  
Xue C X, Cui Q F, Pan C Y, et al. Design of multi-layer diffractive optical element with bandwidth integral average diffraction efficiency[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(10): 3016-3020.
- [6] 毛文峰, 张新, 曲贺盟, 等. 红外双色宽波段高衍射效率衍射光学系统设计[J]. 光学学报, 2014, 34(10): 1022002.  
Mao W F, Zhang X, Qu H M, et al. Broad dual-band kinoform infrared double-layer diffractive optical system design[J]. Acta Optica Sinica, 2014, 34(10): 1022002.
- [7] 杨洪涛, 杨晓帆, 梅超, 等. 折衍混合红外双波段变焦光学系统设计[J]. 红外与激光工程, 2020, 49(10): 20200036.  
Yang H T, Yang X F, Mei C, et al. Design of hybrid refractive-diffractive infrared dual-band zoom optical system[J]. Infrared and Laser Engineering, 2020, 49(10): 20200036.
- [8] 田晓航, 薛常喜. 小 F 数红外双波段无热化折衍望远物镜设计[J]. 光学学报, 2022, 42(14): 1422002.  
Tian X H, Xue C X. Athermalization design of small F-number refractive-diffractive telephoto objective lens in infrared dual-band [J]. Acta Optica Sinica, 2022, 42(14): 1422002.
- [9] 张博. 基底材料组合对多层衍射元件衍射效率影响的研究[D]. 长春: 长春理工大学, 2020: 38-56.  
Zhang B. Studies of influence of substrate materials combination on the diffraction efficiency of multilayer diffractive optics[D]. Changchun: Changchun University of Science and Technology, 2020: 38-56.
- [10] 王学新, 焦明印. 红外光学系统无热化设计方法的研究[J]. 应用光学, 2009, 30(1): 129-133.  
Wang X X, Jiao M Y. Athermalization design for infrared optical systems[J]. Journal of Applied Optics, 2009, 30(1): 129-133.
- [11] 陈潇, 杨建峰, 马小龙, 等. 折/衍混合红外物镜超宽温度消热差设计[J]. 红外与激光工程, 2011, 40(1): 79-82.  
Chen X, Yang J F, Ma X L, et al. Athermalization design of wide temperature range for hybrid refractive/diffractive infrared objective[J]. Infrared and Laser Engineering, 2011, 40(1): 79-82.
- [12] Mao S, Cui Q F, Piao M X. Tolerance analysis of multilayer diffractive optics based on polychromatic integral diffraction efficiency[J]. Applied Optics, 2015, 54(32): 9528-9532.
- [13] Mao S, Zhao J L. Tolerance analysis on decenter error of multilayer diffractive optical elements based on polychromatic integral diffraction efficiency[J]. Applied Optics, 2019, 58(9): 2422-2428.

## Athermalization Design of Cooled Refractive-Diffractive Hybrid Dual-Band Infrared Optical System

Nie Huaile, Mao Shan\*, Zhao Jianlin

Key Laboratory of Light Field Regulation and Information Perception, Ministry of Industry and Information Technology, School of Physical Science and Technology, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710129, Shaanxi, China

### Abstract

**Objective** Based on the special imaging properties of diffractive optical elements (DOEs), the design of refractive-diffractive hybrid imaging optical systems has become a hotspot. Since infrared optical materials are rare, especially in dual bands or even multiple bands, available infrared materials are even rarer. Then, DOEs in these systems are necessary for color and thermal aberration correction among their special imaging properties, which can improve image quality, optimize the structure, and reduce the cost of infrared optical systems. Compared with the single-layer DOE, the double-layer DOE can greatly improve the diffractive efficiency of the wide waveband, which promotes the development and application of



refractive-diffractive hybrid optical systems. In addition, most infrared optical systems designed in the existing references are uncooled. However, the uncooled infrared optical system has low cold stop efficiency, and its imaging can be easily disturbed by the background noise. In contrast, the cooled infrared optical system is matched with the cooled detector and has high detection sensitivity, which can guarantee a cold stop efficiency of 100%. Therefore, it is necessary to design a cooled dual-band infrared imaging optical system. We hope that our design and results can be helpful for dual- or multi-band infrared imaging optical systems, especially for their application in a wide ambient temperature range.

**Methods** In order to ensure the high diffraction efficiency of a double-layer DOE caused by ambient temperature change, the optical thermal expansion coefficient of substrate materials should be reasonably selected. After comparing different infrared optical materials, we select chalcogenide glass (IRG24) and zinc sulfide (ZnS) as double-layer DOE substrate materials based on the bandwidth integral average diffraction efficiency (BIADE) maximization design and Matlab software simulation. Then, optimal design wavelengths are selected, and the corresponding micro-structure heights and diffraction orders are calculated. Finally, based on the Zemax OpticStudio software, a cooled refractive-diffractive hybrid dual-band infrared optical imaging system with a double-layer DOE is designed, and the thermal and color aberrations corrected in dual-band infrared range and wide ambient temperature range are realized. The optimal optical system consists of three refractive lenses and a double-layer DOE on two surfaces, which can be achieved in both mid- and long-band infrared range and the ambient temperature range of  $-40-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

**Results and Discussions** First, we select IRG24 and ZnS as the substrate materials of the double-layer DOE and calculate its diffraction efficiency by Matlab software (Fig. 5 and Fig. 6), where the comprehensive BIADE is 99.04% for the dual-band, and the diffraction efficiency is almost unchanged when the temperature varies within the wide ambient temperature range. Then, Zemax OpticStudio software is applied to optimize this cooled dual-band infrared optical system. The optical system consists of three lenses. The material of the first and third lenses from left to right is IRG24, and that of the second lens is ZnS. The double-layer DOE is on the back surface of the first lens and the front surface of the second lens (Fig. 6), respectively. Finally, the image quality is evaluated. The modulation transfer functions (MTFs) for mid- and long-band infrared are greater than 0.78 and 0.59 respectively at different temperatures (Fig. 9). The field curvature is less than 0.1 mm, and the distortion is less than 0.12% in different temperatures and bands (Fig. 10). The square encirclement energy of mid- and long-infrared bands in each field of view is greater than 90.7% and 81.1% respectively (Fig. 11).

**Conclusions** In this study, based on the BIADE maximization method with average weight distribution in dual bands, a cooled refractive-diffractive hybrid dual-band infrared optical system is designed by using IRG24 and ZnS as the substrate materials of the double-layer DOE. The optimal design wavelengths for the double-layer DOE are 4.23  $\mu\text{m}$  and 10.315  $\mu\text{m}$ , and the diffraction efficiency is 99.35% and 98.73% respectively for BIADE. The comprehensive BIADE is 99.04% in infrared dual bands (3.7–4.8  $\mu\text{m}$  and 8.0–12.0  $\mu\text{m}$ ). The MTFs, field curvature, distortion, and square encirclement energy all meet the design requirements of the dual bands and wide ambient temperature range. The optical system has the advantages of a simple structure, fewer material types, low cost, high efficiency of cold stop, high diffraction efficiency, and no thermal aberration in the ambient temperature range of  $-40-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . A double-layer DOE is used to design the cooled dual-band infrared optical system, which shows that the method of using only two optical materials and three lenses can simplify the design conditions and has certain advantages in military and commercial applications. Therefore, our design can further promote the development and application of refractive-diffractive hybrid imaging optical systems.

**Key words** optical design; diffractive optical element; dual-band infrared; diffraction efficiency; athermalization