

长波红外与激光共孔径双模导引光学系统研究

陈洁¹, 夏团结², 杨童¹, 杨磊^{1*}, 谢洪波¹¹天津大学精密仪器与光电子工程学院光电信息技术教育部重点实验室, 天津 300072;²上海航天控制技术研究所先进光电中心, 上海 201100

摘要 为提高导引结构的特征分辨能力和全天候工作能力, 提出一种长波红外与激光共孔径的双模导引光学系统设计, 利用被动红外模块搜索目标, 通过主动激光雷达模块锁定目标并精确制导。为解决导引头内光学系统尺寸受限的问题, 以 Ritchey-Chretien 结构为共用部分, 通过次镜镀分光膜实现长波红外(8~12 μm)反射光路与激光(1.064 μm)透射光路的组合, 并分析了不同光学遮拦情况对非相干成像系统调制传递函数衍射极限的影响。展示了 F 数为 0.98、光学遮拦比为 1/3 的共孔径双模导引系统的实例, 使用多片折射镜片实现对主、次镜残余像差的补偿, 利用光学被动式消热差方法完成 -40~60 $^{\circ}\text{C}$ 范围的长波红外无热化, 具有良好的热稳定性和可加工性, 可为双模导引光学系统的分析与设计提供参考。

关键词 光学设计; 双模导引; 长波红外光学系统; 激光; 共孔径结构; 折反式系统

中图分类号 TN21 **文献标志码** A

DOI: 10.3788/AOS221609

1 引言

随着光学技术的发展, 为适应复杂多变的战场环境, 复合导引模式得到越来越多的关注。例如, 红外制导模式具有高跟踪精度以及全天候工作的优点, 但是获取物体维度信息有限。激光制导模式可识别目标物体的动态特征, 但容易受气象影响^[1]。因此红外/激光双模制导能够达到优势互补的效果, 具有可全天候工作、抗电子干扰和命中精度高的优点。多模式共孔径工作时, Ritchey-Chretien (R-C) 折反结构由于具有光谱范围广、无色差、结构紧凑等特点, 是满足要求的最主要形式^[2]。为获得更高的图像质量和更宽的视场 (FOV), 常采用的方法是在光学系统中添加校正镜, 根据位置不同分为前置校正法和后置校正法^[3-4]。

2015 年, 殷笑尘等^[5]提出一种红外成像/主动雷达共孔径双模导引头, 引入二向色镜实现共孔径结构, 红外光学系统的调制传递函数 (MTF) 在 16 lp/mm 处高于 0.6。同年, 梅超等^[6]提出一种共孔径长波红外 (LWIR)/激光双模测量方案, 采用半透半反镜实现长波红外与 1.064 μm 部分的组合, 长波红外部分的 MTF 在 30 lp/mm 处高于 0.23。2016 年, Mahmoud 等^[7]设计了一种可见光与近红外的共孔径系统, 成像质量达到衍射极限, 但全视场角稍小, 仅为 1° 。2019 年, 周晓斌等^[8]将卡塞格林结构中的次镜简化为平面反射镜, 有效减小透镜尺寸, 红外通道的 MTF 在

35.7 lp/mm 高于 0.3。2020 年, 陈国强等^[9]设计了一种红外/激光/毫米波共孔径光学系统, 共用整流罩和抛物面主镜, 次镜反射红外和激光、透射毫米波, 能够较好地适应目标和环境。2021 年, 马占鹏等^[10]完成了一种可见/长波红外双色光学系统设计, 采用分色镜对红外校正镜进行偏心处理, 消除了分色镜倾斜对光路造成的影响。

目前, 采用 8~12 μm 长波红外和 1.064 μm 激光的双波段共孔径系统多使用半透半反镜实现分光, 红外光学系统的像方分辨率仍未做到 42 lp/mm 以上, 视场角也有待提高。本文针对更高的小型化、集成化需求设计了一套基于次镜分光的小 F 数红外/激光双模制导新型光学系统, 引入二次成像结构实现视场和孔径最大化, 能够在紧凑的结构中实现高精度扫描巡视。

2 双模导引光学系统工作原理

由于导引系统对体积和重量有严格限制, 双模导引光学结构需要同时满足小型化和轻量化。其结构方案按照孔径类型主要分为分离式孔径、多光谱单孔径以及共孔径等三种。其中: 分离孔径式结构能够实现各波段单独成像, 但多个孔径会造成体积冗余; 单孔径的多光谱探测器能够响应到多个光谱, 后期经过彩色融合算法处理, 但对探测器的性能提出了较高的要求^[11]; 共孔径分光路式结构能够集合不同波段的结构, 所占体积较小, 符合实际小型化应用需求^[12]。

收稿日期: 2022-08-15; 修回日期: 2022-09-18; 录用日期: 2022-10-10; 网络首发日期: 2022-10-20

通信作者: *yanglei@tju.edu.cn

常用的导引光学系统按照结构类型分为折射式、反射式以及折反射式等三种。其中:多种波段的折射式结构材料选择较为困难,仅适用于孔径较小的光学系统;反射式结构适用于大孔径光学系统,波段范围较宽,但同轴反射式存在中心遮拦问题,离轴反射式则在面形加工和装配检测方面存在较大难度^[13];折反射式结构紧凑,更容易同时满足多波段成像与小型化的需求。

共孔径折反射系统的分光元件通常采用分光棱镜、二向色镜^[14]以及次镜镀膜分光等三种方式。其中:分光棱镜有利于保持分光面的角度,但目前工艺难以覆盖近红外到长波红外的光谱范围;二向色镜对系统结构影响较小,并且可通过镀膜加工工艺来实现,但倾斜的平板会给光路引入像散等像差,需要增加光学元件进行像差补偿^[15],导致结构复杂和装调困难;次镜镀膜分光能够有效利用空间,对镀膜工艺要求较高,为实现宽光谱,主镜往往需要镀银膜或金膜来实现更高的反射率。

综上,本文采用折反式共孔径结构,将次镜作为长波红外与激光的分光元件,8~12 μm 为高反射波段,1.064 μm 为高透射波段,充分利用主次镜空间,整体布局如图 1 所示。

3 光学结构设计

3.1 红外光学模块设计

红外模块采用 R-C 结构为初始原型,次镜位于主镜焦点之前。设主镜、次镜的半径分别为 r_1 和 r_2 ,焦距分别为 f'_1 和 f'_2 ,两顶点距离为 d ,总焦距为 f' ,主次镜遮拦比为 α ,次镜的横向放大倍率为 β_2 ,光线追迹图如图 2 所示。

对红外光学结构进行近轴光线追迹,光学遮拦比 α 、次镜的横向放大倍率 β_2 、主镜半径 r_1 、次镜的半径 r_2 以及两反射镜顶点距离 d ^[16]可表示为

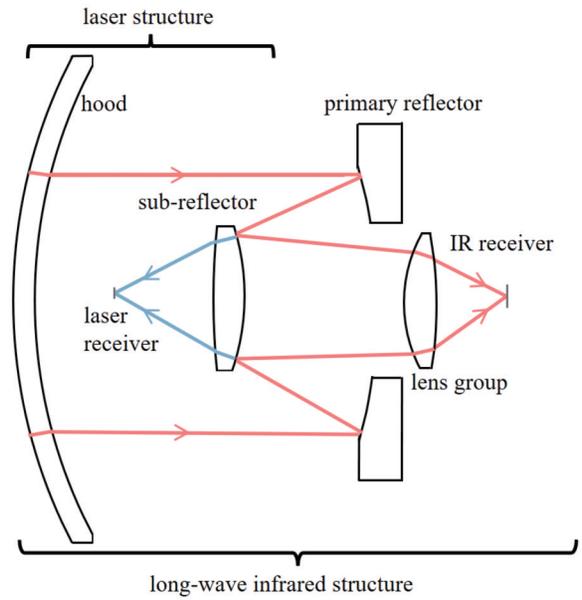


图 1 光学结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of optical structure

$$\begin{cases} \alpha = \frac{l_2}{f'_1} = \frac{f'_2}{f'} (1 - \beta_2) \\ \beta_2 = \frac{l'_2}{l_2} \\ r_1 = 2f'_1 = -\frac{2f'}{\beta_2} \\ r_2 = 2f'_2 = -\frac{2\alpha f'}{1 - \beta_2} \\ d = f'_1 - f'_2 + \Delta = -\frac{f'(1 - \alpha)}{\beta_2} \end{cases} \quad (1)$$

R-C 结构相对卡塞格林结构能够校正球差和彗差,其主、次镜常常采用二次曲面面形。设主、次镜的二次曲面系数分别为 e_1^2 和 e_2^2 ,分析 R-C 结构的球差、彗差的三级像差系数 S_I 和 S_{II} ,可以得到

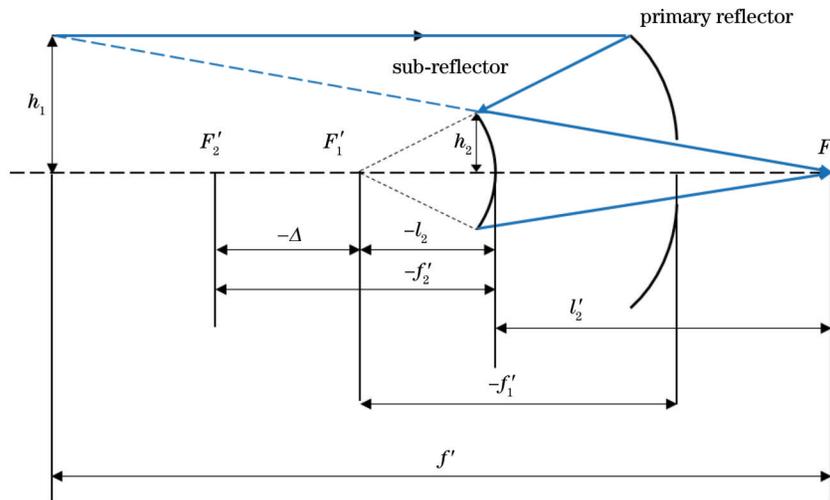


图 2 R-C 结构光线追迹图

Fig. 2 R-C structure ray trace diagram

$$\begin{cases} S_I = \left[\frac{\alpha(\beta_2 - 1)^2(\beta_2 + 1)}{4} - \frac{\alpha(\beta_2 + 1)^3}{4} e_2^2 \right] - \frac{\beta_2^3}{4} (1 - e_1^2) \\ S_{II} = \frac{1 - \alpha}{\alpha} \left[\frac{\alpha(\beta_2 + 1)^3}{4\beta_2} e_2^2 - \frac{\alpha(\beta_2 - 1)^2(\beta_2 + 1)}{4\beta_2} \right] - \frac{1}{2} \end{cases} \quad (2)$$

考虑 R-C 结构的 $S_I = S_{II} = 0$, 得到主、次镜的二次曲面系数, 如下式^[17]所示, 用于求解初始结构参数。

$$\begin{cases} e_1^2 = 1 + \frac{2\alpha}{(1 - \alpha)\beta_2^2} \\ e_2^2 = \frac{\frac{2\beta_2}{1 - \alpha} + (1 + \beta_2)(1 - \beta_2)^2}{(1 + \beta_2)^3} \end{cases} \quad (3)$$

3.2 折反系统遮拦比与成像系统传递函数的分析

在实际应用中, 光学结构的设计需综合考虑光学性能以及空间排布。影响折反式结构光学性能的一个重要因素为遮拦比, 遮拦比 α 定义为次镜光学直径与进入主镜光束直径的比值。对于具有反射镜的红外系

统而言, 小 F 数和大视场也会对系统的遮拦比造成影响。次镜的光学孔径越大, 遮拦比越大, 会造成系统能量减少, 同时造成光学衍射极限曲线在中高频下降。在实际工程应用中, 需具体分析中心遮拦比与成像系统传递函数衍射极限的关系, 以找到合理的数值解。

对于存在中心遮拦的折反系统, 原始的光瞳为环状对称结构, 如图 3(a) 所示。对于衍射受限的非相干成像系统, 光学传递函数 (OTF) 为光瞳函数的归一化自相关函数, 其几何意义为经过平移的光瞳和原光瞳的重叠面积与光瞳总面积的比值。OTF 的几何表示如图 3(b) 所示, 其中阴影部分表示两错开的圆环形光瞳的重叠区域。

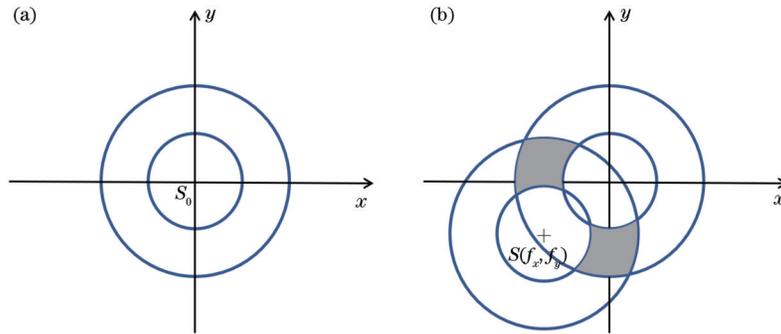


图 3 具有圆环形遮拦的光学系统 OTF 的几何表示。(a) 圆环形光瞳; (b) 两个错开的圆环形出瞳

Fig. 3 Geometric representation of optical system OTF with annular obscuration. (a) Annular pupil; (b) two staggered annular exit pupils

非相关成像系统的截止频率为 $f_0 = 1/(\lambda F)$, 任意位置的频率分量为 f (此处取 x, y 任意方向), 定义 f_n 为任意位置下频率分量与截止频率的比值。为研究系统各频率分量对比度的传递特性, 取 OTF 的模值 MTF

进行分析, 具有对称圆环孔径形状的 MTF^[18] 表示为

$$MTF(f_n) = \frac{2}{\pi} \frac{(A + B + C)}{(1 - \alpha^2)} \quad (4)$$

其中

$$\begin{cases} A = \arccos(f_n) - f_n \sqrt{1 - f_n^2} \\ B = \begin{cases} \alpha^2 \left[\arccos\left(\frac{f_n}{\alpha}\right) - \left(\frac{f_n}{\alpha}\right) \sqrt{1 - \left(\frac{f_n}{\alpha}\right)^2} \right], & 0 \leq f_n \leq \alpha \\ 0, & f_n > \alpha \end{cases} \\ C = \begin{cases} -\pi\alpha^2, & 0 \leq f_n \leq \frac{1 - \alpha}{2} \\ -\pi\alpha^2 + \left[\alpha \sin \varphi + \frac{\varphi}{2} (1 + \alpha^2) - (1 - \alpha^2) \arctan\left(\frac{1 + \alpha}{1 - \alpha} \tan \frac{\varphi}{2}\right) \right], & \frac{1 - \alpha}{2} < f_n \leq \frac{1 + \alpha}{2} \\ 0, & f_n > \frac{1 + \alpha}{2} \end{cases} \\ f_n = f/f_0 \\ \varphi = \arccos[(1 + \alpha^2 - 4f_n^2)/(2\alpha)] \end{cases} \quad (5)$$

通过取不同的遮拦比系数,可观察衍射极限在不同频率下的变化趋势。红外模块一般对像质要求较高,本文 F 数取 0.9,中心波长取 $10\ \mu\text{m}$,遮拦比分别取 0、0.15、0.333、0.4 和 0.6,得到不同遮拦比下 MTF 衍射极限对空间频率的变化,如图 4 所示。在没有遮拦的情况下,在 $50\ \text{lp/mm}$ 处的 MTF 衍射极限能够达到 0.47,随着遮拦比的增加,衍射极限在中频和高频处呈现显著降低。遮拦比 α 增加为 0.6 时,在 $50\ \text{lp/mm}$ 处的 MTF 衍射极限仅能达到 0.22。

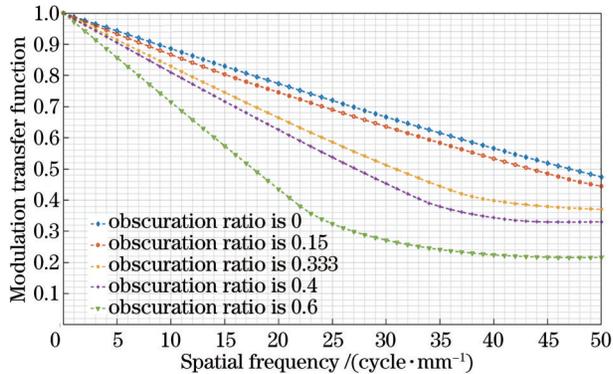


图 4 不同遮拦比下的调制传递函数衍射极限

Fig. 4 Diffraction limit of modulation transfer function at different obscuration ratios

4 设计实例

4.1 技术指标

综合制导原理和应用需求,设计实例的技术指标如表 1 所示。

表 1 长波红外光学模块与 $1.064\ \mu\text{m}$ 激光接收光学模块的技术指标

Table 1 Specifications of long-wave infrared optical module and $1.064\ \mu\text{m}$ laser receiving optical module

Parameter	Long-wave infrared module	$1.064\ \mu\text{m}$ laser receiver module
Wavelength	$8\text{--}12\ \mu\text{m}$	$1.064\ \mu\text{m}$
Detector	Pixel size $12\ \mu\text{m}$	Image diameter $0.5\ \text{mm}$
FOV	$4^\circ \times 3^\circ$	$\pm 0.3^\circ$
Optical total length	$\leq 100\ \text{mm}$	—

长波红外光学模块选用的探测器像素数为 384×288 ,像面对角线直径为 $2y' = 5.76\ \text{mm}$ 。根据表 1 中半视场角和半像高计算可得,长波红外光学模块的焦距为

$$f' = \frac{y'}{\tan \omega} = \frac{2.88}{\tan 2.5^\circ} = 66\ \text{mm}。 \quad (6)$$

考虑光学结构孔径以及 MTF 衍射极限,入瞳直径取 $67\ \text{mm}$,此时长波红外光路的 F 数为 0.98,属于小 F 数系统,需要均衡孔径与视场的关系。 $1.064\ \mu\text{m}$ 激光接收光学模块的探测器选用雪崩二极管 (APD) 作

为单光子能量探测器,因此该模块侧重于优化边缘视场光斑,使其完全聚焦于 APD 光敏面上。激光模块的入射光瞳与长波红外模块保持一致,计算得到激光模块的 F 数为 0.71,设计难度较大。

4.2 长波红外光学模块设计

长波红外初始光学结构的选取不仅需要考虑光学性能,还需要综合考虑机械结构以及不同温度状态下合适的材料组合。为保证红外成像模块的像质和进入光学结构的能量,次镜与主镜的遮拦比不能过大。根据上文对遮拦比与 MTF 的分析,取遮拦比 $\alpha = 0.3$,次镜的横向放大倍率 $\beta_2 = -2$,代入式 (1)~(3) 可求得初始参数与初始结构如表 2 和图 5 所示。

表 2 长波红外光学模块初始结构参数

Table 2 Initial structural parameters of long-wave infrared optical module

Parameter	e_1^2	e_2^2	r_1 / mm	r_2 / mm	d / mm
Specification	1.214286	14.714286	-66	-39.6	-23.1

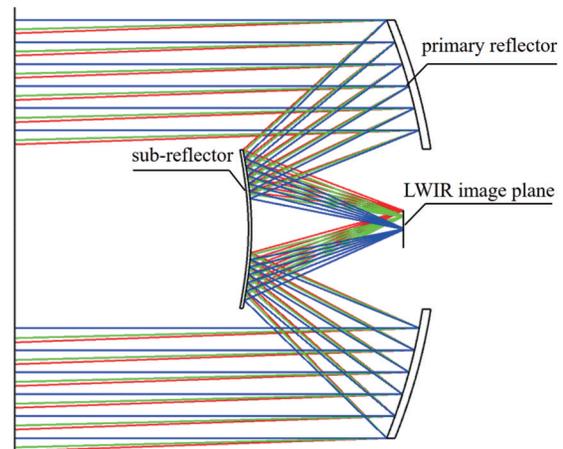


图 5 长波红外光学初始结构

Fig. 5 Long-wave infrared optical initial structure

该初始结构仅仅消除了球差和彗差,由于本文红外制导成像结构属于大视场角、小 F 数系统,为校正像散、场曲等像差需要引入折射透镜。为了对 R-C 结构残余像差进行补偿,并避免小 F 数系统边缘视场光线角度过大影响透镜边缘厚度,本文引入了二次成像模式。二次成像结构有利于保持透射镜组中光线的平缓并减小透镜加工难度,同时一次像面处可通过设置消光光阑减小杂散光的影响。

红外折反式光学结构包括共光路头罩、主镜、次镜以及折射透镜等。为了保证光学系统能够适应各种工作环境,在结构中引入同心光学头罩。导引头系统需要具有足够的回转空间,应确保头罩球心位于主镜附近位置。共光路头罩的材料需要同时覆盖激光波段与长波红外波段,综合光学材料的透过波段,以及耐冲击属性等,选择硫化锌作为头罩材料。折射透镜可在硫

系玻璃、锗、硫化锌以及 AMTIR-I 等材料中进行选择。

通过反复迭代优化的结构如图 6 所示。该光学模块 F 数为 0.98, 主镜直径为 66 mm, 景深范围为 $-740816 \text{ mm} \sim \infty$, 包含两片反射镜和五片折射镜片。

头罩与次镜中心距为 25 mm, 为 $1.064 \mu\text{m}$ 激光接收光路保留空间, 后截距大于 12 mm, 有利于安装红外探测器。整体结构尺寸为 98 mm (长) \times 70 mm (宽) \times 70 mm (高), 光学结构紧凑。

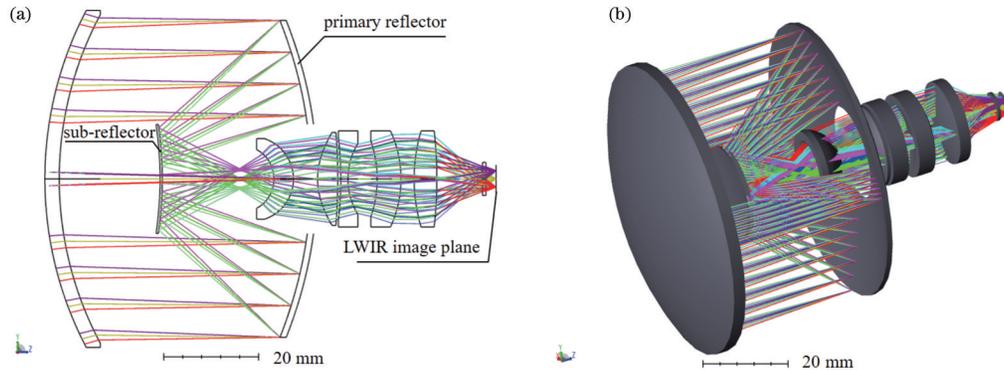


图 6 长波红外光学模块结构图。(a)二维结构图;(b)三维结构图

Fig. 6 Structure diagram of long-wave infrared optical module. (a) Two-dimensional structure diagram; (b) three-dimensional structure diagram

长波红外光学模块的 MTF 曲线如图 7 所示。红外探测器像元为 $12 \mu\text{m}$, 根据公式 $v = 1/2\rho$ 可得, 长波红

外光学模块的奈奎斯特频率为 42 lp/mm。该结构各视场 MTF 均接近衍射极限, 在 42 lp/mm 处均高于 0.32。

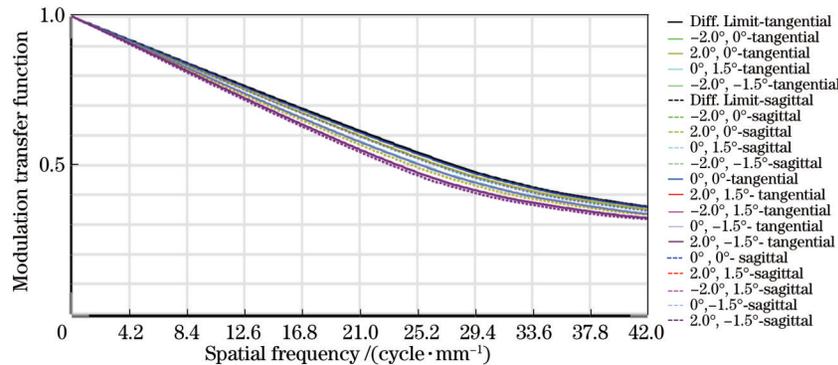


图 7 长波红外光学模块 MTF 曲线图

Fig. 7 MTF curves for a long-wave infrared optical module

对角线方向不同视场下长波红外光学结构的畸变如图 8(a)所示, 边缘视场 (2.5°) 畸变较小, 为 3.2%。其点列图如图 8(b)所示, 中心视场和边缘视场的均方根 (RMS) 半径均小于探测器像元 $12 \mu\text{m}$, 其光斑均在艾里斑内。

4.3 激光光学模块设计

对于激光部分, 重点考虑提高测距精度和信噪比。保留红外光学模块的共光路部分, 即头罩、主镜和次镜面形参数。将次镜左侧设置为透射式材料, 对激光接收光学模块进行优化设计。由于双模制导的探测需求, 需要实现较大的孔径, 增加进入接收光学结构的能量, 因此激光部分与长波红外部分的主镜采用了相同大小的孔径。与长波红外成像模块不同, 激光接收镜头优化的重点是将各个视场的光线集中在 APD 的光敏面中。

优化后的接收镜头如图 9 所示。接收镜头最大接

收半视场为 0.3° , 由四片镜片组成, 其中, 次镜的基底材料采用 H-K9L, 前表面镀有二向色系的分光膜。在光路中间光线角度平缓处放置窄带滤光片, 避免入射角度过大导致波长漂移, 有利于提高激光模块的信噪比。像面上边缘视场光线均在 APD 探测器光敏面范围内, 避免大角度光线进入探测器。光学结构的总长度为 23 mm, 最大镜片直径为 21 mm, 满足共孔径结构的体积要求。

激光接收模块的能量集中度图和光迹图分别如图 10(a)、(b)所示, 像面 95% 能量的光斑直径小于 $2 \mu\text{m}$, RMS 半径均小于 $0.9 \mu\text{m}$, 所有视场的光线均在探测器靶面 0.5 mm 范围内, 满足单光子能量探测器的需求。

4.4 红外模块无热化

长波红外模块无热化的主要目的是在不同温度下保持像面稳定且像质一致。本文主要采用光学材料、

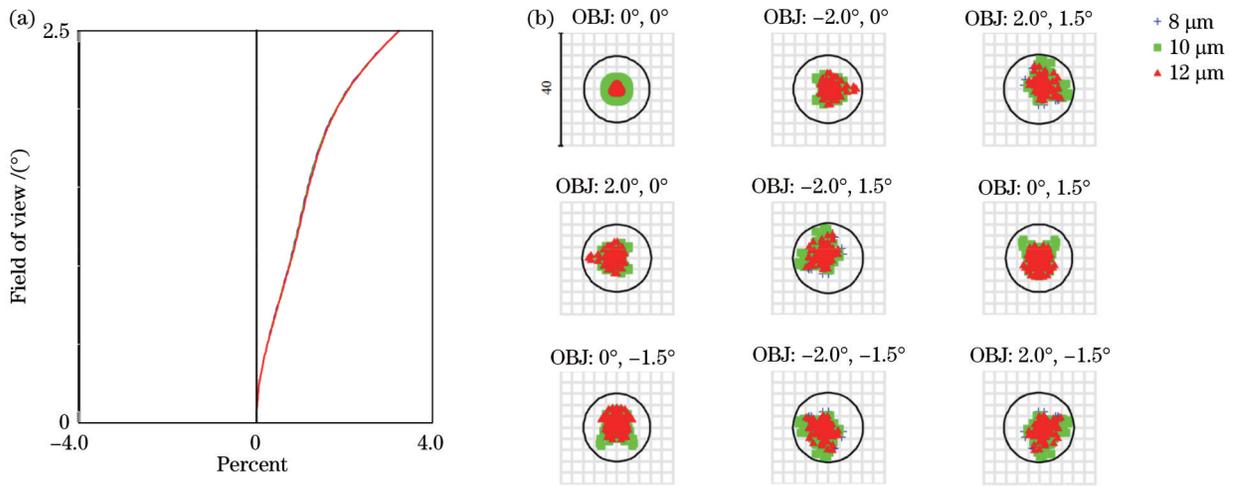


图 8 长波红外光学模块像质评价。(a)畸变图;(b)点列图

Fig. 8 Image quality evaluation of long-wave infrared optical module. (a) Distortion diagram; (b) standard spot diagram

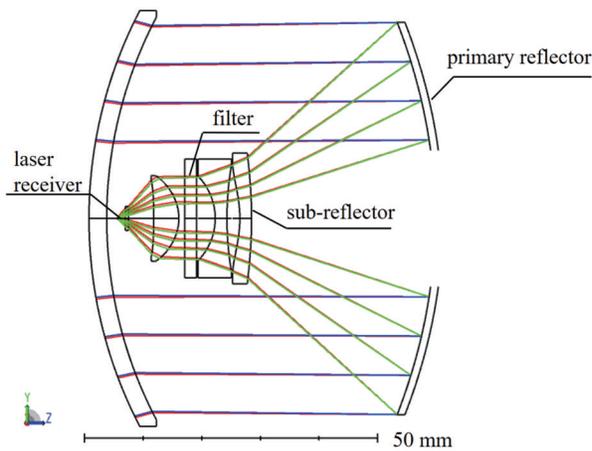


图 9 1.064 μm 激光接收模块结构图

Fig. 9 1.064 μm laser receiver module structure diagram

结构材料的组合和光焦度的分配来实现消热差,综合考虑材料的折射率以及热膨胀系数。五片折射镜片选用硫系玻璃、锗以及硒化锌等三种类型材料做适当搭配,分别为 IRG209、IRG202、ZNSE、GERMANIUM、IRG204。主镜基底材料采用熔融石英,其热膨胀系数为 $5.1 \times 10^{-7} \text{ K}^{-1}$ 。次镜材料为 H-K9L,其热膨胀系数为 $7.6 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ 。机械结构包括主镜镜筒、主次镜支架以及隔圈压圈等。机械镜筒材料的选择需要考虑其热性能和重量,主次镜支架材料选用殷钢,热膨胀系数较小,仅为 $1.3 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ 。考虑到导引结构对重量有严格限制,主镜镜筒采用硬铝材料。

经过多次迭代优化,最终实现了在 $-40 \sim 60 \text{ }^\circ\text{C}$ 范围内的无热化设计。 $-40、0、20、60 \text{ }^\circ\text{C}$ 四种不同温度下的 MTF 曲线与点列图分别如图 11、12 所示。

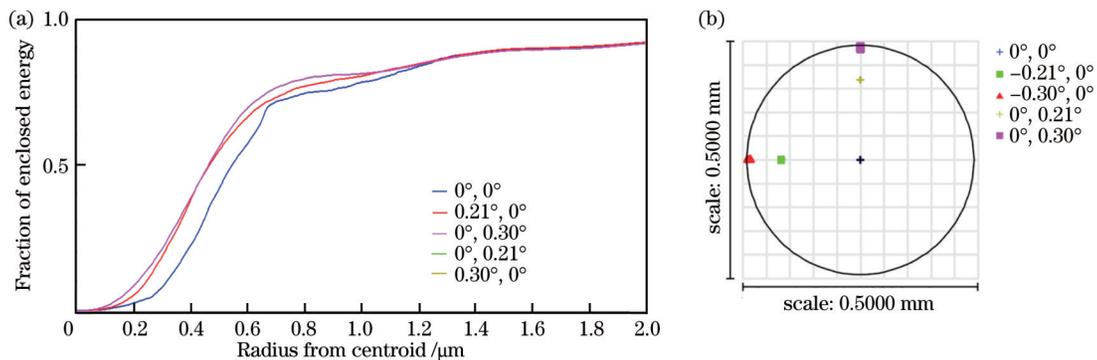


图 10 1.064 μm 激光接收模块像面分析。(a)能量集中度图;(b)光迹图

Fig. 10 Image plane analysis of 1.064 μm laser receiver module. (a) Fraction of enclosed energy; (b) footprint diagram

4.5 红外模块可加工性分析

为模拟光学系统加工过程对实际成像效果的影响,对红外模块进行公差分析,包括光学元件加工公差、装配公差,以及材料参数公差等。主要的公差分配表如表 3 所示,将红外模块的后截距作为补偿量,各光

学元件和机械零件公差分配合理,具有可加工性。经过多次蒙特卡洛分析,在 42 lp/mm 处的平均衍射 MTF 有 80% 概率高于 0.21,能够满足实际成像需求。

高次非球面采用单点金刚石车削的加工方式,其

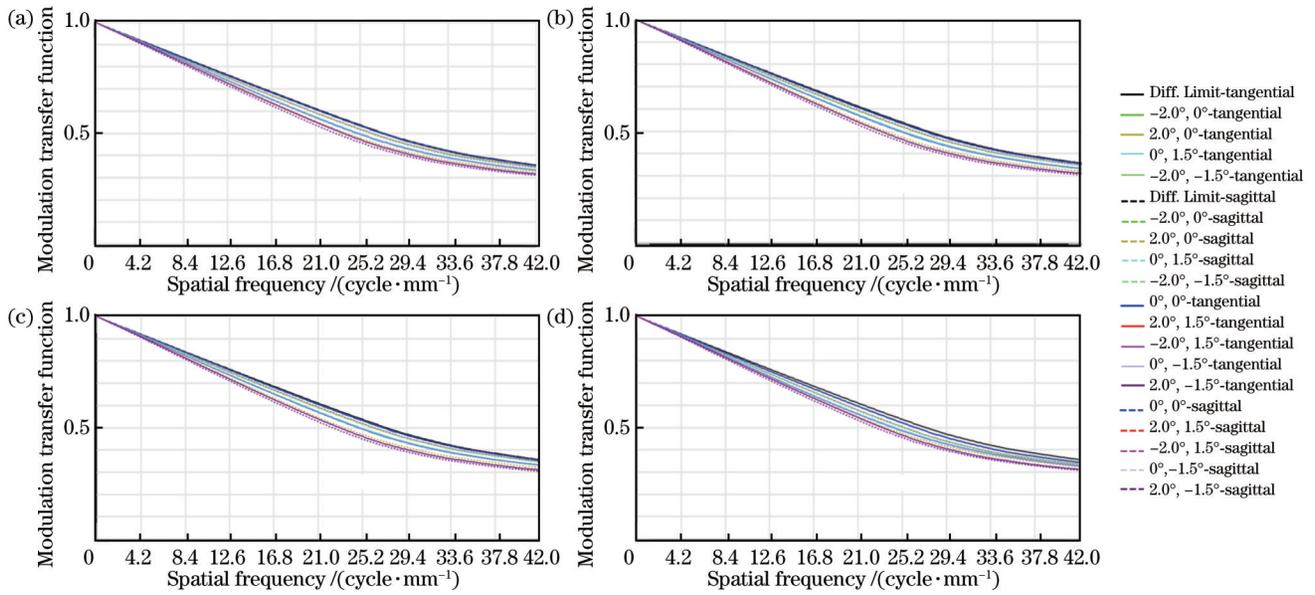


图 11 不同温度下长波红外光学模块 MTF 曲线图。(a) $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$; (b) $0\text{ }^{\circ}\text{C}$; (c) $20\text{ }^{\circ}\text{C}$; (d) $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 11 MTF curves of long-wave infrared optical modules at different temperatures. (a) $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$; (b) $0\text{ }^{\circ}\text{C}$; (c) $20\text{ }^{\circ}\text{C}$; (d) $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

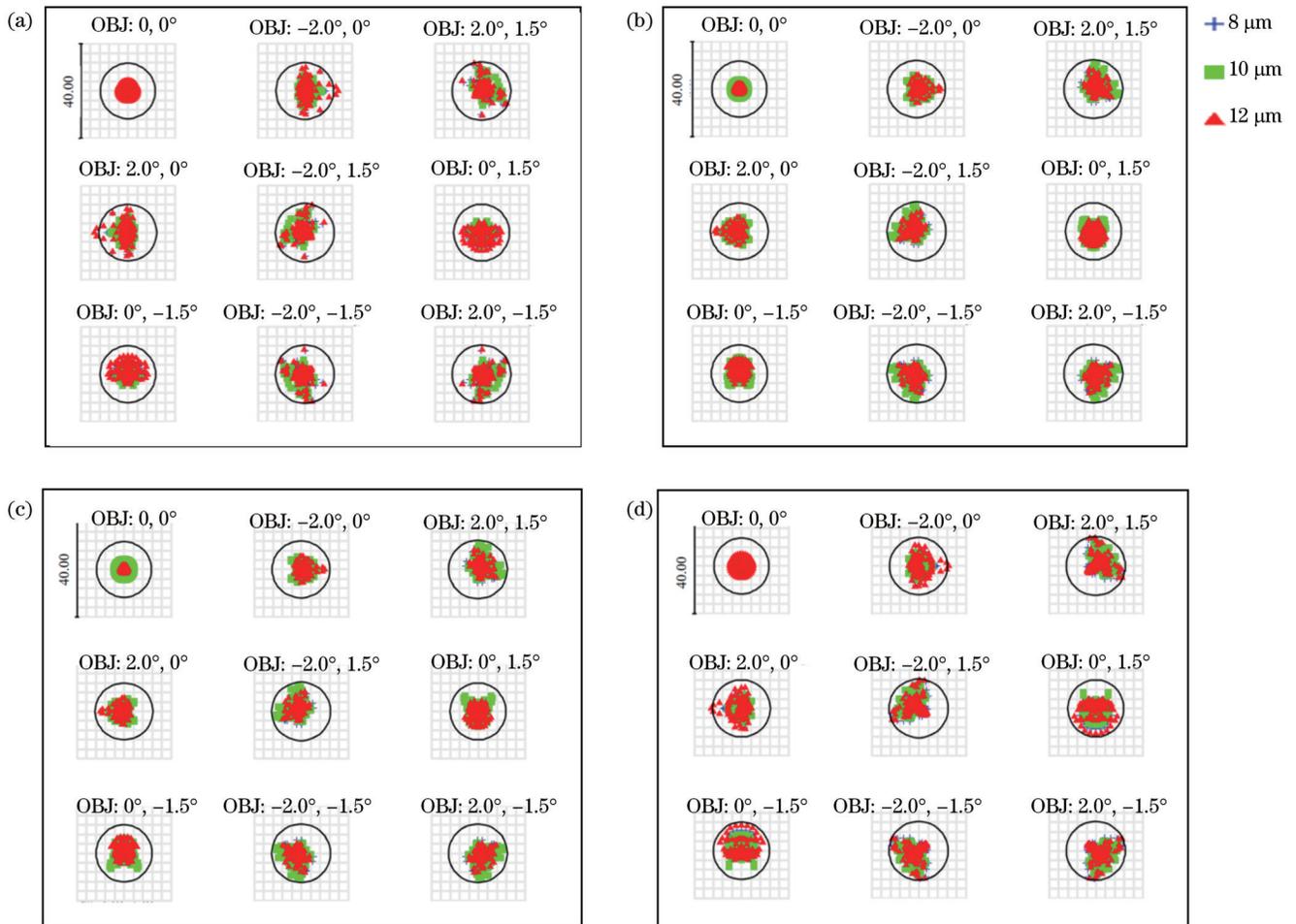


图 12 不同温度下长波红外光学模块标准点列图。(a) $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$; (b) $0\text{ }^{\circ}\text{C}$; (c) $20\text{ }^{\circ}\text{C}$; (d) $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 12 Standard spot diagram of long-wave infrared optical module at different temperatures. (a) $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$; (b) $0\text{ }^{\circ}\text{C}$; (c) $20\text{ }^{\circ}\text{C}$; (d) $60\text{ }^{\circ}\text{C}$

面形精度峰谷(PV)值小于 $0.5\text{ }\mu\text{m}$ 。非球面次镜分光膜的镀制需考虑基底材料的性质、膜层材料及厚度等

因素,长波红外波段的反射率高于 90% ,激光波段的透过率高于 80% 。该结构综合考虑了加工难度和镀

表 3 长波红外模块公差分析表

Table 3 Tolerance analysis of long-wave infrared system

Classification	Tolerance type	Tolerance value
Surface tolerance	Thickness /mm	± 0.02
	Decenter /mm	± 0.02
	Tilt /($^{\circ}$)	± 0.033
	Radius /fringe	2
Aspherical surface tolerance	PV / μm	0.5
Element tolerance	Decenter /mm	± 0.02
	Tilt /($^{\circ}$)	± 0.033

膜工艺,具有一定的工程应用基础。

5 结 论

本文讨论了双模导引光学结构的设计方法以及不同遮拦比折反式光学结构 MTF 衍射极限的影响,并设计了一种长波红外与 $1.064\ \mu\text{m}$ 激光共孔径的小 F 数双模导引成像系统。采用次镜分光的方法有效简化系统结构,二次成像结构有利于增大视场角并减小杂散光。在激光模块小角度光线处引入窄带滤光片,有效提高信噪比。长波红外光学模块在 $4^{\circ}\times 3^{\circ}$ 范围视场内成像质量良好,在 $42\ \text{lp/mm}$ 处 MTF 高于 0.32,光学遮拦比仅为 $1/3$ 。通过材料组合实现了 $-40\sim 60\ ^{\circ}\text{C}$ 的无热化设计,具有热稳定性。整体尺寸仅为 $98\ \text{mm}$ (长) $\times 70\ \text{mm}$ (宽) $\times 70\ \text{mm}$ (高),结构紧凑,满足轻量化与工程化的应用需求,可为多模导引光学结构设计提供一定的参考。

参 考 文 献

- [1] 左保军, 况耀武. 红外/激光双模导引头的光学系统[J]. 红外与激光工程, 2009, 38(3): 495-499.
Zuo B J, Kuang Y W. Optical design of the IR/ladar dual-mode seeker[J]. Infrared and Laser Engineering, 2009, 38(3): 495-499.
- [2] 李瑞昌, 邹刚毅, 王臣臣, 等. 可见光与红外一体化光学系统设计[J]. 光学学报, 2016, 36(5): 0522002.
Li R C, Zou G Y, Wang C C, et al. Optical design of visible and infrared integrative camera[J]. Acta Optica Sinica, 2016, 36(5): 0522002.
- [3] 郑汉青, 崔庆丰, 胡洋, 等. 用计算成像扩大卡塞格林系统视场的方法[J]. 光学学报, 2020, 40(15): 1522001.
Zheng H Q, Cui Q F, Hu Y, et al. Method for expanding field-of-view of Cassegrain system with computational imaging[J]. Acta Optica Sinica, 2020, 40(15): 1522001.
- [4] 彭礼威, 陈宇, 董大鹏, 等. 多波段光谱接收与可见光成像共孔径光学系统设计[J]. 红外与激光工程, 2022, 51(7): 20220142.
Peng L W, Chen Y, Dong D P, et al. Design of a common aperture optical system for multiband spectral reception and visible imaging[J]. Infrared and Laser Engineering, 2022, 51(7): 20220142.
- [5] 殷笑尘, 付彦辉. 红外/激光共孔径双模导引头光学系统设计[J]. 红外与激光工程, 2015, 44(2): 428-431.
Yin X C, Fu Y H. Optical design of common aperture IR/ladar dual-mode imaging seeker[J]. Infrared and Laser Engineering, 2015, 44(2): 428-431.
- [6] 梅超, 曹剑中, 杨洪涛, 等. 长波红外与激光共型光学系统优化设计[J]. 光学学报, 2015, 35(s1): s122002.
Mei C, Cao J Z, Yang H T, et al. Optimization design of long wave infrared rays and laser optical system with conformance structure[J]. Acta Optica Sinica, 2015, 35(s1): s122002.
- [7] Mahmoud A, Xu D, Xu L J. Optical design of common aperture and high resolution electro-optical/infrared system for aerial imaging applications[J]. Proceedings of SPIE, 2016, 9880: 98801G.
- [8] 周晓斌, 孙浩, 原琦, 等. 一种折反式红外/激光复合导引头光学系统设计[J]. 应用光学, 2019, 40(6): 987-992.
Zhou X B, Sun H, Yuan Q, et al. Design of catadioptric infrared/laser compound seeker optical system[J]. Journal of Applied Optics, 2019, 40(6): 987-992.
- [9] 陈国强, 秦晓科, 李莹柯, 等. 红外/激光/毫米波共孔径光学系统设计[J]. 电光与控制, 2020, 27(4): 98-102.
Chen G Q, Qin X K, Li Y K, et al. Optical design of an IR/SAL/MMW system with common aperture[J]. Electronics Optics & Control, 2020, 27(4): 98-102.
- [10] 马占鹏, 薛要克, 沈阳, 等. 可见/红外双色共孔径光学系统设计及实现[J]. 光子学报, 2021, 50(5): 0511002.
Ma Z P, Xue Y K, Shen Y, et al. Design and realization of visible/LWIR dual-color common aperture optical system[J]. Acta Photonica Sinica, 2021, 50(5): 0511002.
- [11] 赵志刚, 王鑫, 彭廷海, 等. 国外中长波双波段红外成像技术的发展及应用[J]. 红外技术, 2020, 42(4): 312-319.
Zhao Z G, Wang X, Peng T H, et al. Status quo and application of middle and long wave dual-band infrared imaging technologies in Occident[J]. Infrared Technology, 2020, 42(4): 312-319.
- [12] 毛延凯, 赵振宇, 张国华, 等. 红外双波段/双视场导引头的光学设计[J]. 红外与激光工程, 2020, 49(7): 20190490.
Mao Y K, Zhao Z Y, Zhang G H, et al. Optical design of infrared dual band/dual field of view seeker[J]. Infrared and Laser Engineering, 2020, 49(7): 20190490.
- [13] 朱钧, 吴晓飞, 侯威, 等. 自由曲面在离轴反射式空间光学成像系统中的应用[J]. 航天返回与遥感, 2016, 37(3): 1-8.
Zhu J, Wu X F, Hou W, et al. Application of freeform surfaces in designing off-axis reflective space optical imaging systems[J]. Spacecraft Recovery & Remote Sensing, 2016, 37(3): 1-8.
- [14] 马健, 张军强, 吴从均, 等. 全谱段高光谱成像仪光学系统设计[J]. 光学学报, 2022, 42(23): 2322001.
Ma J, Zhang Z Q, Wu C J, et al. Optical system design of full spectrum hyperspectral imaging spectrometer[J]. Acta Optica Sinica, 2022, 42(23): 2322001.
- [15] 于清华. 一种基于光学自由曲面的通道分光元件的设计与检验[J]. 光学学报, 2016, 36(7): 0722005.
Yu Q H. Design and testing of channel splitter based on optical free-form surface[J]. Acta Optica Sinica, 2016, 36(7): 0722005.
- [16] 沈庆云. 中波红外/激光双模导引头光学系统小型化设计[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
Shen Q Y. Miniaturization design of optical system of middle infrared/laser dual-mode seeker[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [17] 潘君骅. 光学非球面的设计、加工与检验[M]. 苏州: 苏州大学出版社, 2004: 12-16.
Pan J H. The design, manufacture and test of the aspherical optical surfaces[M]. Suzhou: Soochow University Press, 2004: 12-16.
- [18] Cota S A, Bell J T, Boucher R H, et al. PICASSO: an end-to-end image simulation tool for space and airborne imaging systems[J]. Journal of Applied Remote Sensing, 2010, 4(1): 043535.

Research on Long-Wave Infrared and Laser Common-Aperture Dual-Mode Guided Optical System

Chen Jie¹, Xia Tuanjie², Yang Tong¹, Yang Lei^{1*}, Xie Hongbo¹

¹Key Laboratory of Opto-Electronic Information Technology, Ministry of Education, School of Precision Instruments and Opto-Electronics Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

²Advanced Photoelectric Detection Research and Development Center, Shanghai Aerospace Control Technology Institute, Shanghai 201100, China

Abstract

Objective As the optical technology develops, in order to adapt to complex and changeable battlefield environments, composite guided modes have received more and more attention. Long-wave infrared (LWIR)/laser dual-mode seeker can provide complementary benefits such as all-weather operation, anti-electronic interference, and high hit accuracy. Currently, common-aperture dual-band systems with a laser of 1.064 μm and an LWIR of 8–12 μm mostly use a half-reflecting mirror to realize beam splitting. The image space resolution and field of view of the infrared optical system still need to be improved. Aiming at improving the feature resolution ability and all-weather working capability of the guidance structure, this paper proposed a new dual-mode guided optical system based on a secondary mirror splitting method. The passive infrared module was used to search for the target, and the active lidar module was utilized to lock the target and realize guidance accurately, and thus the high-precision scanning and patrol in a compact structure could be realized.

Methods The Ritchey-Chretien (R-C) structure was used as a common component to address the issue of the seeker's limited optical system size, and the secondary mirror was coated with a beam splitter film to combine the long-wave infrared reflection optical module with the laser transmission optical module. In addition, the paper studied the initial structure solution method of the catadioptric system, as well as the effect of various optical obscuration conditions on the diffraction limit of the modulation transfer function of the incoherent imaging system. An illustration of a common-aperture dual-mode guided system with an optical obscuration ratio of 1/3 and an F-number of 0.98 was presented. The residual aberrations of the primary and secondary mirrors were compensated for by using several refractive lenses, and an optical passive athermalization method was used to complete the long-wave infrared athermalization in the range of -40 – 60 $^{\circ}\text{C}$. By using Monte Carlo analysis, the assembly tolerance and optical component tolerance were simulated. The resulting tolerance distribution was reasonable and workable.

Results and Discussions According to the optical transfer function (OTF) of the annular obstructing optical system (Fig. 4), a reasonable obstruction ratio was determined, and the lens aperture of the system with a small F-number and large aperture was weighed against the light-gathering ability of the optical structure. First, the secondary imaging structure was used to reduce the light height of the edge field of view, and the optical aperture after being obstructed was fully utilized. The long-wave infrared imaging structure, with good image quality, consists of two reflectors and five refractive lenses (Fig. 6), and the MTF of this structure at 42 lp/mm is higher than 0.32 (Fig. 7). The reflectivity in the long-wave infrared band exceeds 90%, and the transmittance in the laser band exceeds 80%, which allows for high-precision target scanning and precise guidance. Then, through the selection of optical and structural materials and the distribution of optical power, the athermalized design of the long-wave infrared module in the temperature range of -40 – 60 $^{\circ}\text{C}$ was realized, which shows good thermal stability (Fig. 11 and Fig. 12) and processability (Table 3). Finally, this paper kept the infrared optical module's common aperture part, used the left side of the secondary mirror as a refracting material, and optimized the design of the laser-receiving optical module. The light in the receiving system with a laser of 1.064 μm was parallel after optimization (Fig. 9), and a narrow-band filter was added to avoid wavelength shift caused by large-angle incidence. The light of all fields of view was focused within 0.5 mm of the detector target surface (Fig. 10), which can enhance the signal-to-noise ratio of the laser module.

Conclusions A design method for the dual-mode guided optical structure was proposed and demonstrated in this paper. In addition, the effect of different obscuration ratios on the MTF diffraction limit of the catadioptric optical structure was studied, and a dual-mode guided imaging system with a small F-number and a common aperture of an LWIR of 8–12 μm and a laser of 1.06 μm was designed. The method of secondary mirror splitting simplifies the system structure effectually, and the secondary imaging structure increases the field of view and reduces stray light. In order to enhance the signal-to-noise ratio effectively, a narrow-band filter was introduced into the laser module's small-angle light. The long-wave

infrared optical module has good imaging quality in the $4^{\circ} \times 3^{\circ}$ field of view, and the modulation transfer function (MTF) at 42 lp/mm is higher than 0.32. The optical obstruction ratio is only 1/3. Through the combination of different materials, an athermalization design under a temperature of $-40-60^{\circ}\text{C}$ was achieved. The overall size is reflected by only 98 mm (length) \times 70 mm (width) \times 70 mm (height), and the structure is compact, which meets the application requirements of lightweight and engineering and can provide a certain reference for the design of multi-mode guided optical structures.

Key words optical design; dual-mode seeker; long-wave infrared optical system; laser; common-aperture structure; catadioptric system