

紧凑型折反式制冷型中波红外成像光学系统设计

胡晨霞^{1,2}, 刘英^{1*}, 王成龙¹, 周广鹏^{1,2}, 于晨^{1,2}, 党博石¹¹中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033;²中国科学院大学, 北京 100049

摘要 为解决长焦距大口径红外成像光学系统长筒长、大体积、高成本的问题,设计了基于巴塞格林结构(卡式结构)的折反式制冷型中波红外成像光学系统。鉴于该类系统初始结构的确定缺乏充分的理论指导,推导了由拦光系数 α 、副镜放大率 β_{sec} 和中继镜组垂轴放大率 β_{relay} 三个关键参数表示的计算公式,包括光学系统初始结构参数、系统长度 T 值、卡式结构初级球差和初级彗差计算公式,分析了系统像差校正难度和紧凑性随 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的变化规律。基于像差校正难度与结构紧凑性之间的相互矛盾关系,提出了关键参数的最佳取值方法,为确定系统初始结构提供了重要的理论指导。使用ZEMAX软件对初始结构进行设计优化,完成了一款焦距为-600 mm、 F 数为2的紧凑型折反式制冷型中波红外成像光学系统,系统实现了100%冷光阑效率,总长为428 mm,各视场调制传递函数(MTF)值在奈奎斯特频率处均大于0.4,并对系统进行了公差分析,验证了理论的正确性和系统可加工性。

关键词 折反式光学系统; 二次成像; 中波红外; 像差理论; 光学系统设计

中图分类号 O436

文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS231876

1 引言

红外成像光学系统在黑夜、雾霾、沙尘等恶劣气候条件下较可见光系统具有更优的应用效果,相较于非制冷型红外成像光学系统,制冷型红外成像光学系统工作在77~80 K的低温环境下,噪声等效温差极低,具备的探测灵敏度更高、观测距离更远、成像质量更为优异,因此,制冷型红外成像光学系统被广泛应用于航空航天等领域^[1-4]。对于长焦距大口径红外成像光学系统,仅使用透射式结构必然会引起以下问题:一是大口径透射元件的使用;二是使用的透射元件过多;三是系统筒长过长。以上问题将导致光学系统存在体积质量大、结构装配复杂、成本高昂等缺陷。仅采用反射结构的光学系统难以达到制冷型红外成像系统要求的100%冷光阑效率,且存在部分边缘视场像差难以校正的问题^[5]。为了解决以上问题,一般采用折反式光学系统的设计。Foadi等^[6]给出了最合适的巴塞格林副镜拦光比,为巴塞格林结构(卡式结构)折反式光学系统的设计提供了理论指导。Hasan^[7]将施密特透镜用于巴塞格林望远镜中,克服了卡式结构的像差,提高了成像质量,为该类折反式光学系统的设计提供了像差校正思路。近年来,国内对于折反式红外成像光学系统的设计越来越多,Zhang等^[8]完成了一款 F 数为1的二次成像长波红外光学系统设计,系统焦距为120 mm,

总长为89.3 mm;Bai等^[9]设计了大相对孔径红外三镜光学系统,该系统 F 数为2,焦距为350 mm,系统总长为365 mm;李卓等^[10]设计了中波红外二次成像折反式光学系统,系统焦距为380 mm,口径为200 mm,系统总长为577 mm。以上提及的红外成像光学系统长度长,增加了系统的体积、质量及制造成本。此外,目前对折反式红外成像光学系统的研究中,仅停留在对光学系统初始结构进行简单的计算,难以对该类系统的设计提供充分的理论支撑。

本文利用光瞳匹配原理推导了由卡式结构拦光系数 α 、副镜放大率 β_{sec} 、中继镜组垂轴放大率 β_{relay} 三个关键参数表示的初始结构计算公式,基于PW方法的三级像差理论推导了光学系统由 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 表示的初级球差、初级彗差计算公式。综合考虑像差校正难度和结构紧凑性之间的矛盾关系,获得了三个关键参数的最佳取值,找到了合理的初始结构,避免了系统设计过程中大量冗余的工作。本文设计的长焦距大口径制冷型中波红外成像光学系统使用ZEMAX仿真软件,采用巴塞格林和二次成像结构,达到了100%的冷光阑效率,系统指标符合技术参数,各视场调制传递函数(MTF)值在奈奎斯特频率处均大于0.4,系统成像质量理想,系统筒长仅428 mm,在现阶段技术指标相当的折反式红外成像光学系统中,成像性能更优良,结构更紧凑。

收稿日期: 2023-12-01; 修回日期: 2024-02-07; 录用日期: 2024-02-26; 网络首发日期: 2024-03-13

通信作者: liuy613@163.com

2 光学系统选型

设计制冷型红外成像光学系统不仅要考虑系统成像质量,而且要考虑系统的紧凑性,为实现光学系统的紧凑型设计,光学结构的选择是至关重要的^[11]。单一透射式结构光学系统具有总长长、红外透射元件使用数量多、体积大等缺陷,二次成像结构很好地弥补了这些缺陷。现阶段实现折反式二次成像光学系统紧凑性的方式主要有两种,一种是采用转折光路的设计,如图 1 所示,利用平面反射镜实现光路折转,使光学元件紧凑分布在光学长度较短的空间内,提高系统的空间利用率。另一种是同轴式光路的设计,如图 2 所示,光轴始终保持一个方向,光学元件依次排列在光轴方向上,通过压缩系统光学长度满足系统的紧凑性。虽然两种光路都能满足紧凑性要求,但是在光轴转折的系统中,后期装调难度较高^[12-14]。而同轴折反式光学系统不仅能达到理想的成像质量和紧凑性要求,而且装调更简单,成本更低,因此本文选用的是同轴折反式光学系统的设计。

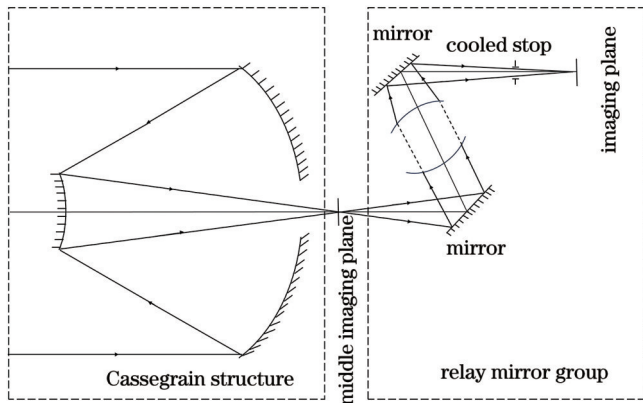


图 1 折转光路的折反式光学系统

Fig. 1 Folding optical system for folding optical path

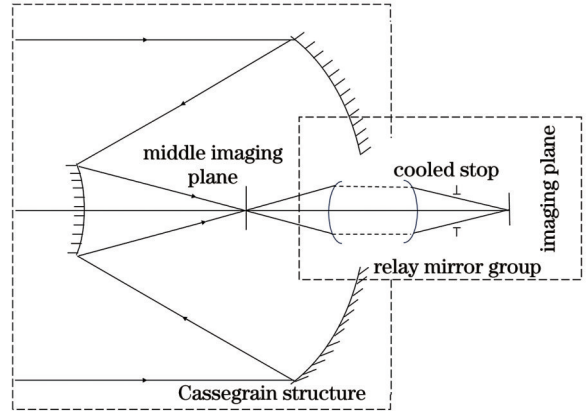


图 2 同轴折反式光学系统

Fig. 2 Coaxial folding optical system

由图 2 可知,系统采用二次成像光学结构,一次成像部分使用卡塞格林反射式光学结构,即卡式结构,用于折叠光路,减少大口径红外透射元件的使用数量,改善了系统对红外热辐射的吸收,节约了系统制造成本。中继镜组实现光瞳和视场匹配,保证 100% 冷光阑效率,同时对卡式结构难以校正的轴外像差进行补偿,提高了系统的成像质量。

3 初始结构及像差计算

基于光学系统前后镜组光瞳和视场匹配关系,可推导出卡式结构与中继镜组焦距、 F 数分配等初始结构参数计算公式,结合基于 PW 方法的三级像差理论推导出卡式结构初级球差、初级彗差计算公式,为后期参数取值分析提供计算模型。

3.1 初始结构计算公式推导

图 3 为卡式结构示意图。图中: h_1 为主镜半口径; h_2 为副镜半口径; D_1 为主镜全口径; D_2 为副镜全口径; $-l_2$ 表示副镜到主镜焦点的距离; l'_2 表示副镜到中间像面的距离; d 为主镜与副镜的间隔; f'_{10} 为主镜焦距。

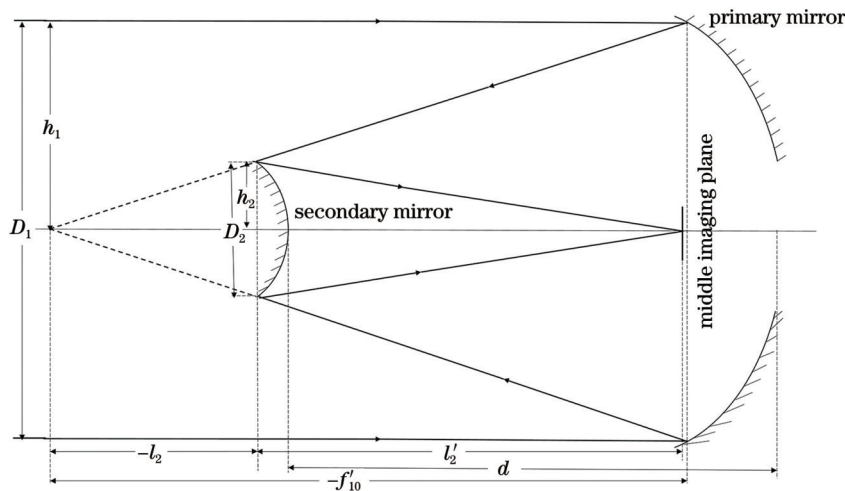


图 3 卡塞格林反射系统结构示意图

Fig. 3 Structure diagram of Cassegrain reflection system

将主镜顶点处的曲率半径定义为 R_{10} , 副镜顶点处的曲率半径定义为 R_{20} , 卡式结构焦距定义为 f_1' , 卡式结构 F 数定义为 $F_1^\#$ 。为了衡量可参与成像的光能占比, 将卡式结构副镜与主镜的口径比值定义为拦光系数 α , α 越小系统光通量越大; 将副镜放大率定义为 β_{sec} 。

卡式结构主镜面型为抛物面, 因此主镜顶点的曲率半径^[15]满足:

$$R_{10} = 2f_{10}' \quad (1)$$

副镜为双曲面, 因此顶点曲率半径^[15]满足:

$$R_{20} = \frac{2\alpha\beta_{\text{sec}}}{1 + \beta_{\text{sec}}} R_{10} \quad (2)$$

由图 3 可知, 主、副镜间距 d 为

$$d = -f_{10}' + l_2 \quad (3)$$

由图 3 所示几何关系可得 α 等于 $-l_2$ 与 f_{10}' 之比, β_{sec} 等于 f_1' 与 f_{10}' 之比, 根据 α 、 β_{sec} 的计算公式, 对式(1)~(3)进行变形, 得到 R_{10} 、 R_{20} 、 d 分别可表示为

$$R_{10} = \frac{2f_1'}{\beta_{\text{sec}}}, \quad (4)$$

$$R_{20} = \frac{2\alpha f_1'}{1 + \beta_{\text{sec}}}, \quad (5)$$

$$d = -\frac{f_1'}{\beta_{\text{sec}}}(1 - \alpha). \quad (6)$$

图 4 为中继镜组结构示意图。其中, $-l$ 为中间像面到中继镜组第一片透镜的距离, l' 为制冷型红外探测器冷光阑到像面的距离, 将中继镜组放大率定义为 β_{relay} , 根据有限远成像光学系统放大率计算公式可知, β_{relay} 等于 l' 与 $-l$ 的比值。

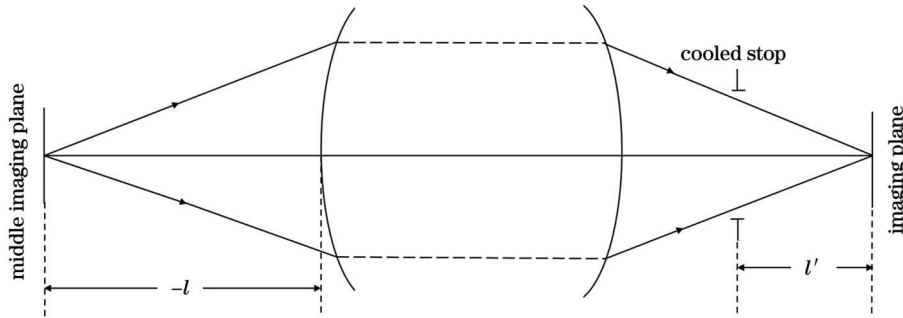


图 4 中继镜组结构示意图

Fig. 4 Structure diagram of relay mirror group

由图 3~4 所示的光学结构关系可知, 卡式结构与中继镜组存在以下等量关系: 主镜口径 D_1 等于光学系统口径 D ; 卡式结构像方数值孔径 NA_{image} 等于中继镜组物方数值孔径 NA_{object} ; 中继镜组 F 数等于光学系统 F 数, 即

$$F_2^\# = F^\# \quad (7)$$

由有限远成像系统物、像方数值孔径关系可知, 中继镜组物方数值孔径 NA_{object} 等于 β_{relay} 与像方数值孔径 NA_{image} 的乘积。

根据光学系统 F 数等于焦距与入瞳直径之比, 像方数值孔径等于 2 倍 F 数的倒数, 结合上述等量关系, 得到卡式结构焦距、 F 数关于光学系统焦距、 F 数的计算公式分别为

$$F_1^\# = \frac{F^\#}{\beta_{\text{relay}}}, \quad (8)$$

$$f_1' = \frac{f'}{\beta_{\text{relay}}}. \quad (9)$$

结合光学系统放大率计算公式及物像关系可得

$$f_2' = \frac{l'}{1 + \beta_{\text{relay}}}. \quad (10)$$

式(7)~(10)即为卡式结构与中继镜组 F 数及焦距分配公式。

将式(9)代入式(4)~(6)得

$$R_{10} = \frac{2f'}{\beta_{\text{sec}} \cdot \beta_{\text{relay}}}, \quad (11)$$

$$R_{20} = \frac{2\alpha f'}{\beta_{\text{relay}}(1 + \beta_{\text{sec}})}, \quad (12)$$

$$d = -\frac{f'(1 - \alpha)}{\beta_{\text{relay}} \cdot \beta_{\text{sec}}}. \quad (13)$$

式(11)~(13)即为卡塞格林初始结构参数计算公式。设计指标确定的光学系统, 确定 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的值即可确定光学系统初始结构。

为了衡量系统紧凑性, 将卡式结构副镜至中继镜组第一片透镜的距离定义为 T 值, T 值越小, 系统光学结构越紧凑。

根据图 3~4 所示的结构示意图可知:

$$T = l_2' + l. \quad (14)$$

由图 3~4 几何关系, 结合 α 、 β_{sec} 及 β_{relay} 的定义及计算公式可得 T 值计算公式为

$$T = \frac{\alpha f' - l'}{\beta_{\text{relay}}}. \quad (15)$$

由式(15)可知, 设计指标确定的光学系统, 其紧凑性受拦光系数及中继镜组放大率的影响, 选取合适的 α 及 β_{relay} 值可以得到结构较为紧凑的光学系统初始

结构。

3.2 卡式结构像差计算

为了准确获得 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的取值,结合初始结构参数计算公式与基于PW方法的三级像差理论,对卡式结构进行光线追迹,推导卡式结构初级像差计算公式。对于长焦距大口径的小视场光学系统,一般只考虑球差和彗差的影响,因此,只推导卡式结构初级球差、初级彗差的计算公式。

根据基于PW方法的三级像差理论,卡式结构初级球差、初级彗差的表达式^[16]分别为

$$\begin{cases} S_{\text{I}} = \sum hP + \sum h^4 K \\ S_{\text{II}} = \sum yP - J \sum W + \sum h^3 yK \end{cases}, \quad (16)$$

式中:

$$\begin{cases} P = \left[\frac{\Delta u}{\Delta(1/n)} \right]^2 \Delta \frac{u}{n}; & K = -\frac{e^2}{R^3} \Delta n \\ W = \left[\frac{\Delta u}{\Delta(1/n)} \right] \Delta \frac{u}{n}; & J = nyu \end{cases}; \quad (17)$$

h 为第一近轴光线在各面的投射高度; u 为各面入射光线与光轴的夹角; n 为各面后折射率; e 为各面离心率; R 为各面曲率半径。对系统进行光线追迹可求出各面 h 、 u 、 n ,代入卡式结构初级像差表达式即可推导出卡式结构初级像差系数计算公式。

对平行入射到主镜边缘的第一近轴光线进行追迹有:

$$\begin{cases} h_1 = \frac{D}{2}; & h_2 = \alpha \cdot h_1 \\ u_1 = 0; & u'_1 = \frac{h_1}{f'_1} \\ u_2 = \frac{h_1}{f'_1}; & u'_2 = \frac{h_2}{l'_2} \end{cases}, \quad (18)$$

式中: h_1 为第一近轴光线在主镜的透射高度; h_2 为光线在副镜的透射高度; u_1 为第一近轴光线入射到主镜时与光轴的夹角; u'_1 为光线从主镜出射时与光轴的夹角; u_2 为光线入射到副镜时与光轴的夹角; u'_2 为光线从副镜出射时与光轴的夹角。

由 α 及 β_{sec} 的定义及计算公式,结合光学系统的 F 数的计算公式,将式(9)代入,得到式(18)也可表示为

$$\begin{cases} h_1 = \frac{f'}{2F^\#}; & h_2 = \frac{\alpha f'}{2F^\#} \\ u_1 = 0; & u'_1 = \frac{\beta_{\text{relay}}}{2F^\#} \\ u_2 = \frac{\beta_{\text{relay}}}{2F^\#}; & u'_2 = \frac{\alpha \beta_{\text{relay}}}{2F^\#(f' + \alpha - 1)} \end{cases}. \quad (19)$$

如图 3 所示,令卡式结构孔径光阑位于主镜,

由于反射镜系统置于空气中,故主镜物空间折射率 n_1 与副镜像空间折射率 n'_2 都等于 1;主镜像空间折射率 n'_1 与副镜物空间折射率 n_2 都等于 -1,结合式(19)可得式(17)中包含的各小项计算公式为

$$\begin{cases} [\Delta(nu)]_1 = -\frac{\beta_{\text{relay}}}{2F^\#}; & [\Delta(nu)]_2 = \frac{\beta_{\text{relay}}(\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{2F^\#(\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)} \\ \left[\Delta\left(\frac{u}{n}\right) \right]_1 = -\frac{\beta_{\text{relay}}}{2F^\#}; & \left[\Delta\left(\frac{u}{n}\right) \right]_2 = \frac{\beta_{\text{relay}}(\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{2F^\#(\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)} \end{cases}. \quad (20)$$

对通过孔径光阑的第二近轴主光线进行追迹,由于主镜为孔径光阑,所以主光线在主镜的反射高度 y_1 等于 0;根据图 3 所示的几何关系,主光线在副镜的反射高度 y_2 等于主、副镜间距 d 与光学系统半视场角 ω 正切值的乘积。将式(13)所推导的两镜间距 d 的计算公式代入,得到第二近轴主光线在主、副镜的反射高度为

$$\begin{cases} y_1 = 0 \\ y_2 = \frac{f'(1-\alpha)}{\beta_{\text{relay}}\beta_{\text{sec}}} \tan \omega \end{cases}. \quad (21)$$

将主、副镜物、像空间折射率及式(19)、式(21)代入式(17)中的 J 值计算公式,得到主、副镜拉赫不变量为

$$\begin{cases} J_1 = 0 \\ J_2 = -\frac{f'(1-\alpha)}{2F^\#\beta_{\text{sec}}} \end{cases}. \quad (22)$$

将主、副镜物、像空间折射率及式(11)、式(12)代入式(17)中的 K 值计算公式得到:

$$\begin{cases} K_1 = -\frac{e_1^2 \beta_{\text{relay}}^3 \beta_{\text{sec}}^3}{4f'^3} \\ K_2 = -\frac{e_2^2 \beta_{\text{relay}}^3 (1 + \beta_{\text{sec}})^3}{4\alpha^3 f'^3} \end{cases}. \quad (23)$$

将式(20)代入式(17)中的 P 、 W 计算公式得到主、副镜的 P 、 W 参数为

$$\begin{cases} P_1 = -\frac{\beta_{\text{relay}}^3}{32F^{\#3}} \\ P_2 = \frac{\beta_{\text{relay}}^3 (1 - \beta_{\text{sec}})^2 (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{32F^{\#3} (\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)^3} \\ W_2 = \frac{\beta_{\text{relay}}^2 (1 - \beta_{\text{relay}}) (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{8F^{\#2} (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)^2} \end{cases}. \quad (24)$$

将式(19)中的 h_1 、 h_2 计算公式及式(22)~(24)代入式(16)即可推导出卡式结构初级球差 S_{I} 、初级彗差 S_{II} 的计算公式为

$$S_I = \sum hP + \sum h^4 K = \frac{f' \beta_{\text{relay}}^3 \left[e_1^2 f'^3 - \alpha e_2^2 (1 + \beta_{\text{sec}})^3 - 1 \right]}{64F^{\#4}} + \frac{\alpha f' (1 - \beta_{\text{sec}})^3 (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{64F^{\#4} (\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)^3}, \quad (25)$$

$$S_{II} = \sum yP - J \sum W + \sum h^3 yK = \frac{f' \tan \omega (1 - \alpha) \left[(1 - \beta_{\text{sec}})^2 (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1) - (1 + \beta_{\text{sec}})^3 e_2^2 \beta_{\text{relay}}^2 (\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)^3 \right]}{32F^{\#3} \beta_{\text{sec}} (\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)^3} + \frac{f' (1 - \alpha) \beta_{\text{relay}}^2 (1 - \beta_{\text{sec}}) (\beta_{\text{sec}} + 2\alpha - 1)}{16F^{\#3} (\beta_{\text{sec}} + \alpha - 1)^2}. \quad (26)$$

由式(25)、式(26)可以看出,设计指标确定的卡式结构初级球差、初级彗差由 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 及 e_1 、 e_2 共同决定,通过选择合适的关键参数取值可以使卡式结构具有较小的初级球差、初级彗差,从而降低系统的像差校正难度。

4 系统设计

4.1 光学设计指标

长焦距大口径折反式制冷型中波红外成像系统设计指标如表1所示。系统采用普适性制冷型中波红外探测器,分辨率为 640×512 ,波长为 $3.7 \sim 4.8 \mu\text{m}$,像元大小为 $15 \mu\text{m}$ 。

表1 光学系统设计指标

Table 1 Design specifications for optical system

Wavelength / μm	3.7–4.8
Middle wavelength cooled infrared detector	640×512
Pixel size / ($\mu\text{m} \times \mu\text{m}$)	15×15
Effective focal length f' / mm	-600
F -number $F^{\#}$	2
Field of view ω / ($^\circ$)	± 0.573
Aperture D / mm	> 300

4.2 关键参数取值分析

已知光学系统设计指标,确定三个关键参数,即 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 取值,即可获得系统初始结构。为了获得理想初始结构,结合上文所推导的 T 值、初级球差及初级彗差计算公式,得到了三个关键参数的最佳取值方法。

将表1所列指标代入式(25)、式(26)、式(15),计算 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 取值不同时卡式结构的 S_I 、 S_{II} 及光学系统 T 值,使用软件进行公式拟合,绘制 S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的变化曲线,研究三个关键参数分别对卡式结构像差校正难度及系统紧凑性产生影响的规律,综合考虑系统紧凑型设计要求及像差校正难度,获得 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的最佳取值方法。式(25)~(26)中, e_1 、 e_2 为主、副镜离心率,主镜面型为抛物面,故 $e_1 = 1$,副镜面型为双曲面,其离心率为负,为了便于研究,将 e_2 的值确定为 -1.5 ;式(15)中 l' 为制冷型红外探测器冷光阑至像面的距离,本文设计使用的探测器中 $l' = 19.8 \text{ mm}$ 。

1) 拦光系数 α 取值方法

令 $\beta_{\text{sec}} = -3$ 、 $\beta_{\text{relay}} = -0.5$,分别计算 α 为0.20、0.25、0.30、0.35、0.40时卡式结构 S_I 、 S_{II} 及系统 T 值,计算结果如表2所示。

对式(44)、式(45)、式(28)进行拟合, S_I 、 S_{II} 的绝对值及 T 值随 α 变化的曲线如图5所示。

表2 α 对 S_I 、 S_{II} 及 T 值的影响

Table 2 Influence of α on S_I , S_{II} , and T value

α	S_I	S_{II}	T
0.20	-2.2792	0.9696	279.6
0.25	-2.3434	0.9076	339.6
0.30	-2.4104	0.8454	399.6
0.35	-2.4801	0.7831	459.6
0.40	-2.5522	0.7207	519.6

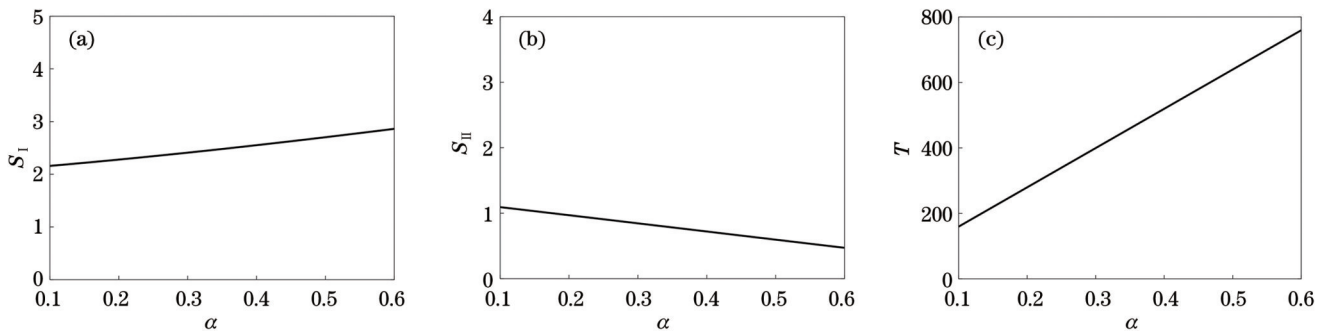


图5 S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 α 的变化曲线。(a) S_I 绝对值;(b) S_{II} 绝对值;(c) T 值

Fig. 5 Curves of absolute values of S_I , S_{II} , and T value with α . (a) Absolute value of S_I ; (b) absolute value of S_{II} ; (c) T value

表 2 所列计算结果与图 5 曲线吻合。观察图 5(a)、5(b)两图可以发现,卡式结构 S_I 、 S_{II} 的绝对值随 α 的变化较为平缓,因此,卡式结构拦光系数 α 的取值对系统像差校正难度的影响可以忽略。观察图 5(c)明显可以看出,系统 T 值随 α 的增大显著增大,因此,卡式结构拦光系数 α 的取值主要影响的是光学系统紧凑性及进光量, α 越小,光学结构越紧凑,进光量越充足。

2) 卡式结构副镜放大率 β_{sec} 取值方法

令 $\alpha = 0.2$ 、 $\beta_{relay} = -0.5$, 分别计算 β_{sec} 为 -2.0 、 -2.5 、 -3.0 、 -3.5 、 -4.0 时卡式结构的 S_I 、 S_{II} 及系统 T 值,计算结果如表 3 所示

表 3 β_{sec} 对 S_I 、 S_{II} 及 T 值的影响

Table 3 Influence of β_{sec} on S_I , S_{II} , and T value

β_{sec}	S_I	S_{II}	T
-2.0	-1.0010	0.9480	279.6
-2.5	-1.5398	0.9562	279.6
-3.0	-2.2792	0.9696	279.6
-3.5	-3.2492	0.9882	279.6
-4.0	-4.4801	1.0119	279.6

S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 α 的变化曲线如图 6 所示。

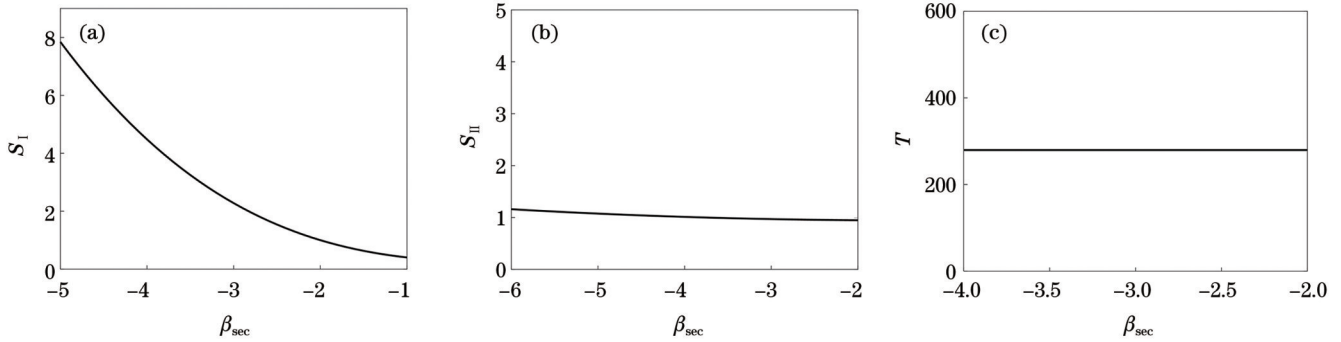


图 6 S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 β_{sec} 的变化曲线。(a) S_I 绝对值;(b) S_{II} 绝对值;(c) T 值

Fig. 6 Curves of absolute values of S_I , S_{II} , and T value with β_{sec} . (a) Absolute value of S_I ; (b) absolute value of S_{II} ; (c) T value

表 3 所列计算结果与图 6 曲线吻合。观察图 6(b)、6(c)两图可以发现,卡式结构绝对值 S_{II} 随 β_{sec} 变化极为平滑,副镜放大率 β_{sec} 的取值对卡式结构初级彗差的影响可以忽略;系统 T 值始终不变,副镜放大率 β_{sec} 的取值对系统的紧凑性没有影响。观察图 6(a)明显看出,卡式结构 S_{II} 绝对值随着 β_{sec} 取值的增大显著降低,因此,副镜放大率 β_{sec} 的取值对系统的校正难度有影响,主要是因为 β_{sec} 取值的减小导致卡式结构初级球差显著增大,增加了系统像差校正的难度。

3) 中继镜组垂轴放大率 β_{relay} 取值方法

令 $\alpha = 0.2$ 、 $\beta_{sec} = -3$, 分别计算 β_{relay} 为 -0.9 、 -0.8 、 -0.7 、 -0.6 、 -0.5 时卡式结构 S_I 、 S_{II} 值及系统 T

值,计算结果如表 4 所示。

S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 β_{relay} 变化曲线如图 7 所示。

表 4 β_{relay} 对 S_I 、 S_{II} 及 T 值的影响

Table 4 Influence of β_{relay} on S_I , S_{II} , and T value

β_{relay}	S_I	S_{II}	T
-0.9	-10.9145	3.1268	155.33
-0.8	-7.8121	2.4719	174.75
-0.7	-5.3959	1.8941	199.71
-0.6	-3.5802	1.3933	233.00
-0.5	-2.2792	0.9696	279.60

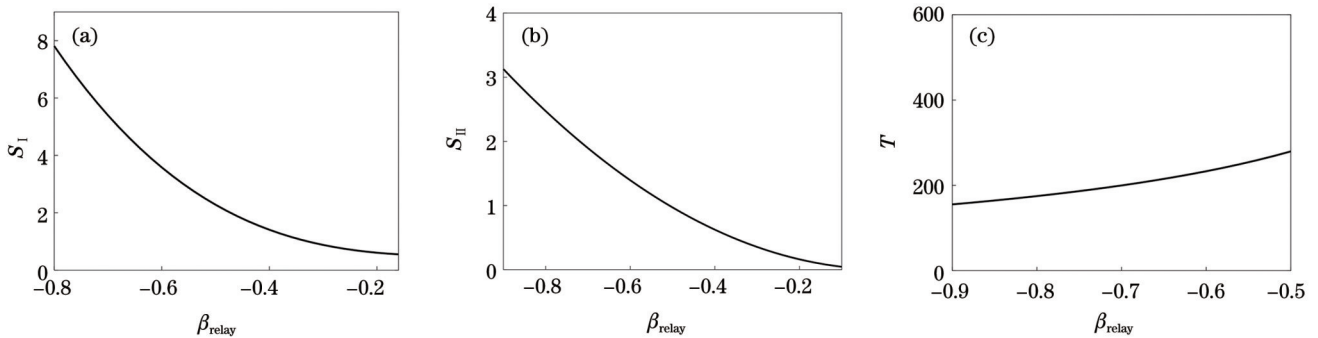


图 7 S_I 、 S_{II} 绝对值及 T 值随 β_{relay} 的变化曲线。(a) S_I 绝对值;(b) S_{II} 绝对值;(c) T 值

Fig. 7 Curves of absolute values of S_I , S_{II} , and T value with β_{relay} . (a) Absolute value of S_I ; (b) absolute value of S_{II} ; (c) T value

表 4 所列计算结果与图 7 所示曲线吻合。观察图 7(a)~(c) 三图可以发现,随着 β_{relay} 取值增大,卡式结构 S_I 、 S_{II} 绝对值显著减小,系统 T 值显著增大,因此,中继镜组垂轴放大率 β_{relay} 的取值对系统像差校正难度和紧凑性都有影响,二者相互矛盾, β_{relay} 取值增大,减小了系统的像差校正难度,但同时 T 值增大,光学系统紧凑性变差。

由以上分析获得了 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 的最佳取值方法:拦光系数 α 越小,光学系统紧凑性越好,进光量越充足,因此在确定 α 时要使其尽量小;副镜放大率 β_{sec} 越大,系统的像差校正难度越小,在确定 β_{sec} 时要使其尽量大;中继镜组垂轴放大率 β_{relay} 的取值对光学系统像差校正难度和紧凑性的影响互相矛盾,在确定初始结构时要综合考虑系统的像差校正难度与系统的紧凑型设计, β_{relay} 的取值不宜过大也不宜过小。

基于以上分析,将三个关键参数取值分别确定为 $\alpha = 0.3$ 、 $\beta_{\text{sec}} = -3$ 、 $\beta_{\text{relay}} = -0.5$ 。

4.3 光学系统设计结果

将设计指标、关键参数取值代入式(7)~(13)得到系统结构参数为 $F_1^\# = 4$ 、 $f_1' = 1200 \text{ mm}$ 、 $F_2^\# = 2$ 、 $f_2' = 39.6 \text{ mm}$ 、 $R_{10} = -800 \text{ mm}$ 、 $R_{20} = -360 \text{ mm}$ 、 $d = -280 \text{ mm}$ 。

为了保证二次成像系统光瞳及视场匹配,初始结构设计采用远心光路,鉴于硫化锌(ZNS)具有高透过率、高硬度、低成本、容易加工的特点,选择该材料作为系统窗口,并将其放置于主镜前焦面处,形成像方远心光路,将卡式结构初始结构参数输入光学设计软件,并将各面曲率半径、厚度及主、副镜圆锥系数设为变量,进行简单优化,得到的卡式结构示意图、点列图及光学传递函数曲线图分别如图 8(a)~(c) 所示。由图 8 可知, $\alpha = 0.3$ 、 $\beta_{\text{sec}} = -3$ 、 $\beta_{\text{relay}} = -0.5$ 时,卡式结构仅需要简单的优化就能获得较好的成像质量,但存在少部分轴外像差难以校正,其剩余像差则由后端中继镜组进行补偿。

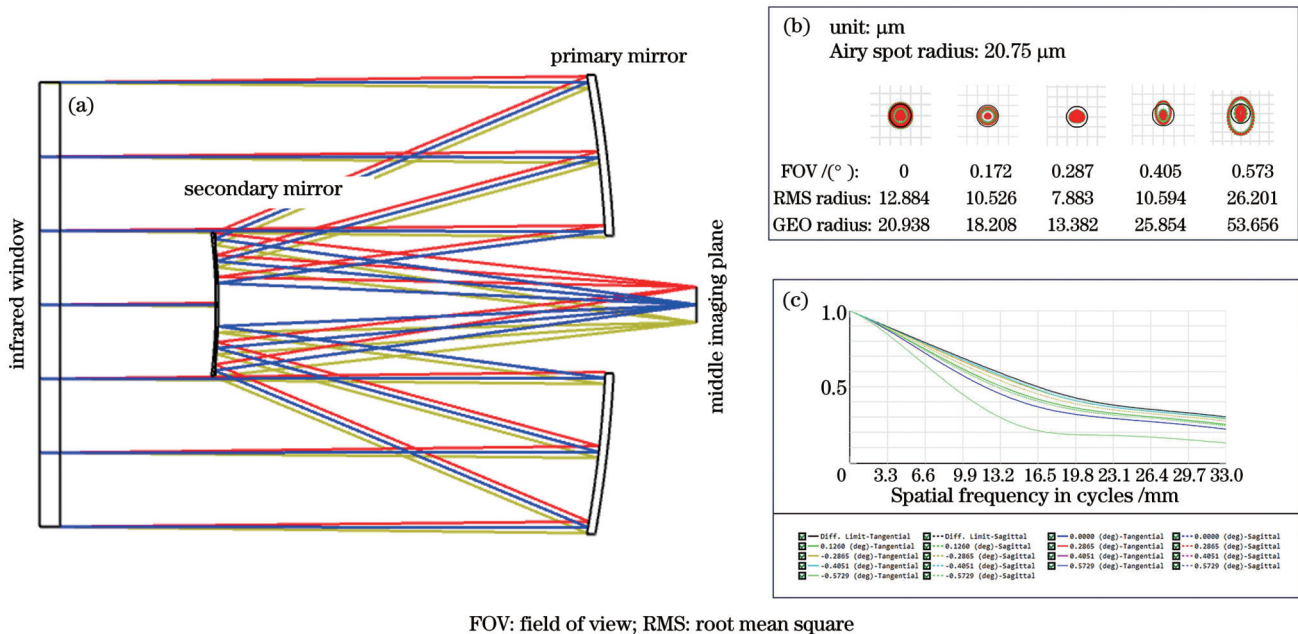


图 8 卡塞格林反射系统。(a) 系统结构示意图;(b) 系统点列图;(c) 系统 MTF 曲线图

Fig. 8 Cassegrain reflection system. (a) Structure diagram of system; (b) point diagram of system; (c) MTF curve of system

根据视场衔接原理,中继镜的物高等于卡式结构的像高,根据视场角与焦距关系可计算出中继镜组物高为 12 mm;根据光学系统数值孔径计算公式及物、像方数值孔径与放大率之间的关系计算出中继镜组物方数值孔径值为 0.125。为了便于光瞳匹配,卡式结构的孔径光阑置于系统的前焦平面上,形成卡式结构像方远心;中继镜组也需要设计为物方远心,为了满足系统的 100% 冷光阑效率,将制冷探测器的冷光阑设置为孔径光阑;为了获得良好的成像质量,中继镜组采用了 6 片透镜,通过类高斯结构控制,以及对轴外像差较大的透镜 1、2 和 4 的前、后、前表面 8 阶非球面系数控制,获得了低轴外像差的中继镜成像结构,将优化后的中

继镜组与小像差卡塞格林反射系统衔接,获得的折反式中波红外成像光学系统初始结构如图 9 所示。

由于初始结构的入瞳位于系统之外,这导致系统主镜口径偏大,且两部分的简单相加会导致像差累加严重,同时系统长度还存在较大的压缩空间。为此,需要对初始结构的入瞳、像差、长度等参量做进一步优化处理。由于初始结构合理,优化整个系统时,仅仅需要控制系统的入瞳落在卡式结构的主镜上,放开卡式结构和中继镜中镜片的曲率半径、副镜与中继镜组第一面间隔,以及中继镜的非球面项,并适当调整中继镜组各透镜间隔进行优化,最终获得的优化结构如图 10 所示,系统总长为 428 mm。从优化结果可知, β_{relay} 由原

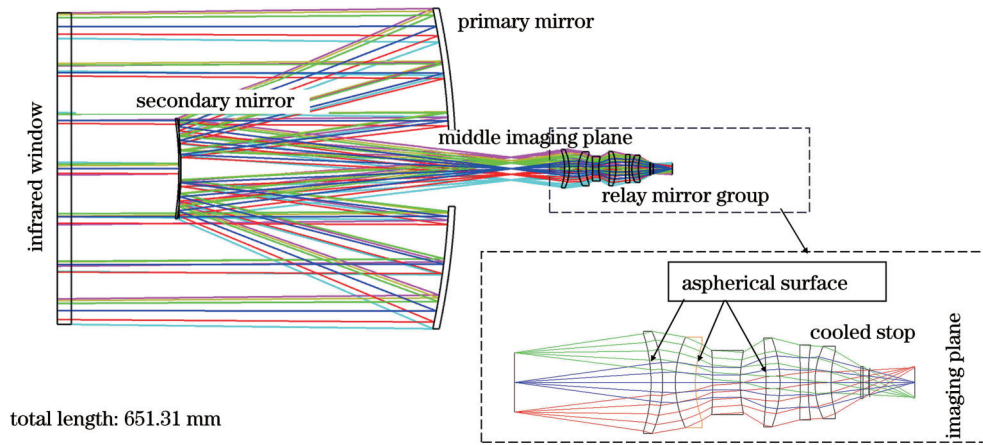


图 9 折反式中波红外成像光学系统初始结构

Fig. 9 Initial optical system structure of folding medium wave infrared imaging

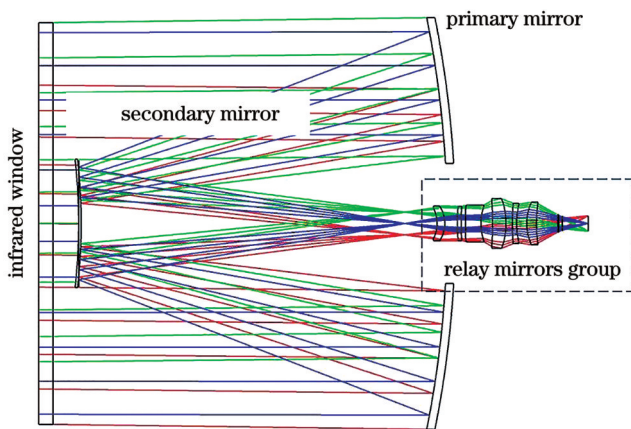


图 10 折反式中波红外成像光学系统结构

Fig. 10 Optical system structure of folding medium wave infrared imaging

来的 -0.5 变为 -0.69 , 系统总长相较于初始时进一步减小, 证明通过减小 β_{relay} 的值可缩小系统筒长, 虽然会导致卡式结构的像差显著增大, 但中继镜组对卡式结构的剩余像差可以进行充分补偿。图 11~12 分别为系统 MTF 曲线图和点列图, 从图中可以看出, 所有视场 MTF 在 33 lp/mm 处均大于 0.4 , 各视场的均方根 (RMS) 半径值均小于 $4 \mu\text{m}$ 。

4.4 光学系统公差分析

公差分析是指对系统光学元件和机械元件导致的误差进行合理分配, 预估系统成像性能, 确保光学系统能以合理的成本达到满足要求的成像质量。光学系统公差包括元件的加工公差和装调位置公差, 主要有透镜的厚度、倾斜、偏心、楔角、光圈、二维不规则度、空气间隙、材料的折射率和阿贝数等^[17-18]。本文使用 ZEMAX 对系统进行公差分析, 首先按照加工工艺上

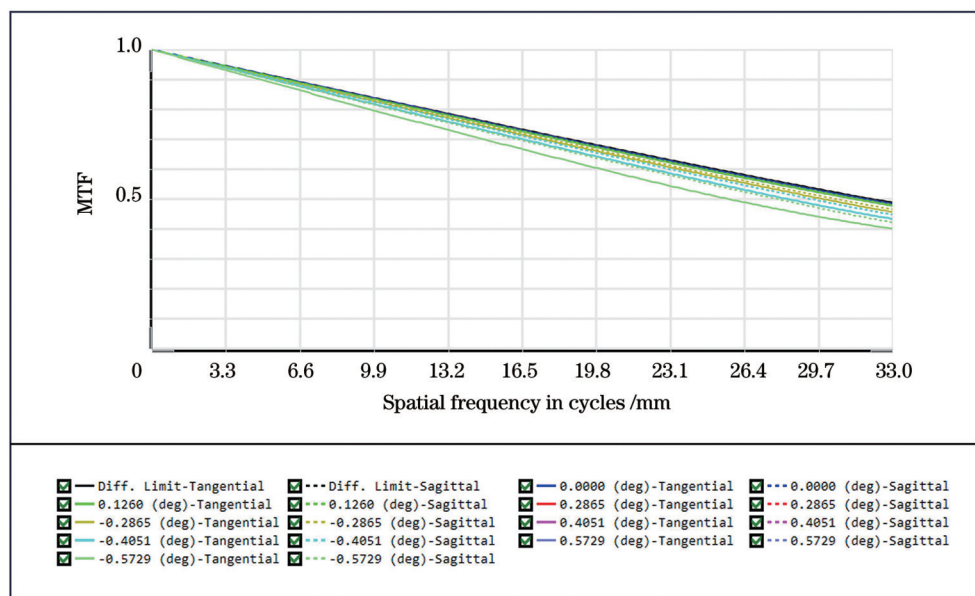


图 11 系统 MTF 曲线

Fig. 11 MTF curve of system

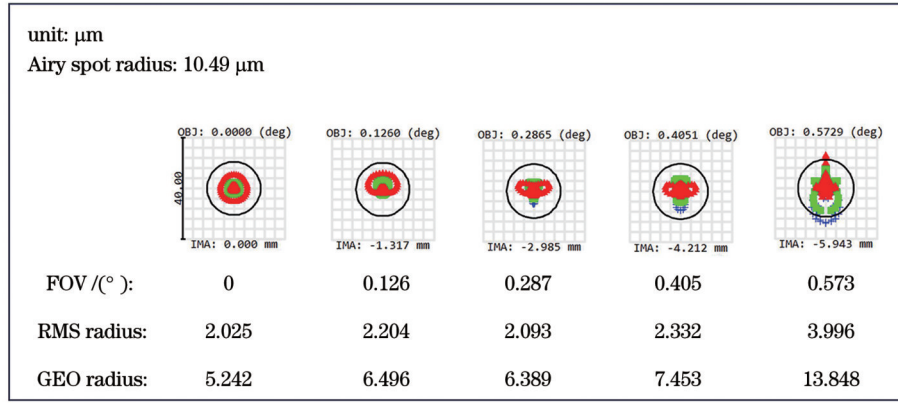


图 12 光学系统点列图

Fig. 12 Point diagram of optical system

相对宽松的条件,各结构参量的公差预定值如表 5 所示。

表 5 光学系统公差预定值

Table 5 Predetermined tolerance of optical system

Parameter of tolerance	Predetermined value
Thickness /mm	0.02
Tilt of element /(°)	1
Decenter of element /mm	0.02
Decenter of surface /mm	0.02
N	2
ΔN	0.3
Index	0.001
Abbe	0.8

公差分析采用灵敏度的分析方法,运行 5000 次蒙特卡罗计算,将几何 MTF 平均值作为评价标准,分析 33 lp/mm 处的 MTF 变化情况。分析结果显示,90% 以上的样品 MTF 值仅为 0.23,此时需要逐步收紧报告中显示的公差敏感项。观察分析结果发现,对公差特别敏感的元件主要是主镜和中继续镜组第 4 片透镜,公差敏感项有主镜的光圈和局部光圈、中继续镜组透镜 4 前表面的元件偏心和后表面的光圈及元件偏心。逐步收紧上述公差敏感项,直到系统成像质量满足要求,公差敏感项调整如表 6 所示。

公差敏感项的调整值虽然较预定值偏严,但在现有加工水平下,均在可加工范围内。进行公差敏感项调整后运行 5000 次蒙特卡罗计算,得到的蒙特卡罗统计分析结果如表 7 所示。

表 6 公差敏感项调整

Table 6 Adjustment of sensitive tolerance

Parameter of tolerance	Element	Adjust value
N	Primary mirror	1.5
	Rear surface of lens 4 in relay mirror	
Decenter of element /mm	Two surfaces of lens 4 in relay mirror	0.01
ΔN	Primary mirror	0.25

表 7 蒙特卡罗统计分析结果

Table 7 Monte Carlo statistical analysis results

Sample percentage /%	MTF value
98	0.22
90	0.31
50	0.41

由表 7 可知,蒙特卡罗样本中,98% 的样本 MTF 值高于 0.2,90% 的样本 MTF 值高于 0.3,系统成像质量满足设计要求,该系统具备可加工性。光学系统在后期加工装调时,主镜及中继续镜组第 4 片可采用精密

加工的方式保证面型精度;由于这两块镜片对元件偏心较为敏感,装调过程中需要特别注意这两块镜片的定心问题,可以将主镜固定作为基准定位其他镜片,同时使用定心车辅助装调,避免装调误差对系统的成像质量产生影响。

5 结 论

本文分析了基于卡塞格林折反式光学系统的紧凑性及像差校正难度随 α 、 β_{sec} 、 β_{relay} 三个关键参数的变化规律,提出了关键参数的最佳取值方法,为该类光学系统确定初始结构时关键参数的选取提供了理论指导,

解决了由于关键参数取值不当导致初始结构不合理所带来的系统结构长、像差校正难的问题。基于该方法确定系统初始结构后,使用ZEMAX软件对其进行简单优化,结果表明,由该取值方法获得的卡式结构具有成像质量好、设计难度低的优点,满足系统紧凑型设计要求,同时可降低像差的校正难度。对初始结构进一步优化,最终设计了一款长焦距、大口径、紧凑型折反式制冷型中波红外成像光学系统,系统总长为428 mm,结构紧凑;各视场MTF值均接近衍射极限且在奈奎斯特频率处大于0.4;各视场的RMS半径值均小于4 μm ,系统成像质量理想;对系统进行差分析的蒙特卡罗统计结果显示,超过98%的样本MTF值大于0.2,90%的样本MTF值大于0.3,系统成像质量达到要求,系统完全具备可加工性。结果表明,设计基于卡塞格林的折反式光学系统时,使用本文提出的关键参数最佳取值方法确定系统初始结构,对初始结构进行常规优化,即可获得成像质量理想、结构紧凑的光学系统,该初始结构的确定方法可用于此类光学系统的设计中。

参 考 文 献

- [1] Du Z Y, Sun G F, Yang S Z, et al. Design of an optical illumination system for a long wave infrared scene projector based on diffraction characteristics[J]. Optics Express, 2023, 31(19): 30267-30284.
- [2] 单秋莎, 谢梅林, 刘朝晖, 等. 制冷型长波红外光学系统设计[J]. 中国光学, 2022, 15(1): 72-78.
Shan Q S, Xie M L, Liu Z H, et al. Design of cooled long-wavelength infrared imaging optical system[J]. Chinese Optics, 2022, 15(1): 72-78.
- [3] 李洪雨, 郭汉洲, 李俊霖, 等. 大口径红外光学系统透过率测量装置[J]. 光学精密工程, 2023, 31(12): 1752-1760.
Li H Y, Guo H Z, Li J L, et al. Transmittance measurement device of large-aperture infrared optical system[J]. Optics and Precision Engineering, 2023, 31(12): 1752-1760.
- [4] 姜来, 霍娟, 杨静琦, 等. 基于压缩感知的红外大视场高分辨成像系统设计[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(8): 0811003.
Jiang L, Huo J, Yang J Q, et al. Design of infrared imaging system with wide field of view and high resolution based on compression sensing[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(8): 0811003.
- [5] 文雅, 汪书勤, 李浩然, 等. 大口径菲涅耳透镜远距离宽光谱聚光系统设计[J]. 中国激光, 2023, 50(7): 0708011.
Wen Y, Wang S Q, Li H R, et al. Design of long-distance wide-spectrum condensing system with large aperture Fresnel lens[J]. Chinese Journal of Lasers, 2023, 50(7): 0708011.
- [6] Foadi R F H, Ahemed A K. Designing cassegrain telescope system with best obscuration ratio of secondary mirror[J]. Iraqi Journal of Science, 2023, 64(12): 6638-6647.
- [7] Hasan A B. Evaluating the optical properties of schmidt cassegrain spider obscuration telescope using Zemax program[J]. Ibn Al-Haitham Journal for Pure and Applied Sciences, 2022, 35(4): 66-75.
- [8] Zhang X, Liu B, Jia H G. Design of reimaging F/1.0 long-wavelength infrared optical system[J]. Proceedings of SPIE, 2011, 8193: 81930K.
- [9] Bai Y, Liao S, Li H, et al. Design of an infrared three-mirror optical system with large relative aperture[J]. Proceedings of SPIE, 2013, 8910: 891009.
- [10] 李卓, 叶宗民, 孙保杰, 等. 3.7~4.5 μm 红外二次成像折反式光学系统设计[J]. 红外技术, 2021, 43(12): 1193-1196.
Li Z, Ye Z M, Sun B J, et al. Design of a 3.7~4.5 μm catadioptric secondary imaging MWIR optical system[J]. Infrared Technology, 2021, 43(12): 1193-1196.
- [11] 姜波, 吴越豪, 戴世勋, 等. 紧凑型双波段无热化红外光学系统设计[J]. 红外技术, 2015, 37(12): 999-1004.
Jiang B, Wu Y H, Dai S X, et al. Design of a compact dual-band athermalized infrared system[J]. Infrared Technology, 2015, 37(12): 999-1004.
- [12] 钟兴, 马驰, 李艳杰, 等. 大视场离轴三反光学系统场曲特性与装调方法[J]. 光学学报, 2021, 41(9): 0922001.
Zhong X, Ma C, Li Y J, et al. Field curvature characteristics and alignment method for the off-axis three-mirror optical system with wide field-of-view[J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(9): 0922001.
- [13] 杨丹, 金宁, 杨开宇, 等. 红外热成像折转光学系统的光轴静态敏感度分析[J]. 红外技术, 2023, 45(8): 828-836.
Yang D, Jin N, Yang K Y, et al. Optical axis static sensitivity analysis for infrared thermal imaging folding optical system[J]. Infrared Technology, 2023, 45(8): 828-836.
- [14] 李昭阳, 胡明勇, 白茜, 等. 一种非完善成像离轴三反装调补偿系统研究[J]. 光学学报, 2021, 41(4): 0422001.
Li Z Y, Hu M Y, Bai Q, et al. Assembly-alignment and compensation of imperfect imaging off-axis three mirror system [J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(4): 0422001.
- [15] 赵存华. 现代光学设计[M]. 北京: 化学工业出版社, 2022.
Zhao C H. Modern optical design[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2022.
- [16] 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.
Pan J H. The design, manufacture and test of the aspherical optical surfaces[M]. Suzhou, China: Soochow University Press, 2004.
- [17] 刘春华, 赵楠, 柴松均, 等. 偏心摄影视力筛查设备光学系统设计[J]. 激光与光电子学进展, 2022, 59(13): 1322002.
Liu C H, Zhao N, Chai S J, et al. Design of optical system for eccentric photography sight detecting device[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2022, 59(13): 1322002.
- [18] 阳结根, 胡枫, 丁纬, 等. 大景深胶囊内窥镜光学系统设计[J]. 激光与光电子学进展, 2023, 60(20): 2011002.
Yang J G, Hu F, Ding W, et al. Design of a capsule endoscope optical system with a large depth of field[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2023, 60(20): 2011002.

Design of Compact Catadioptric Cooled Mid-Wavelength Infrared Imaging Optical System

Hu Chenxia^{1,2}, Liu Ying^{1*}, Wang Chenglong¹, Zhou Guangpeng^{1,2}, Yu Chen^{1,2}, Dang Boshi¹

¹Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics, and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, Jilin, China;

²University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

Abstract

Objective Compared with visible light systems, cooled infrared imaging optical systems have better application effects in terrible climatic conditions. Compared with uncooled infrared imaging optical systems, they have higher detection sensitivity, longer viewing distances, and more excellent image quality. Therefore, the cooled infrared imaging optical systems are widely used in many fields, such as aerospace and military applications. Cooled infrared imaging optical systems with long focal lengths and large apertures have the problems of long barrel lengths, large volume, and high cost. To solve these problems and achieve a cold shield efficiency of 100%, the design of the catadioptric optical system is generally adopted, such as the Cassegrain-based catadioptric optical system. As sufficient theoretical guidance for determining the initial structure of such systems is lacking, we propose a method for optimal values of key parameters. We design a catadioptric cooled mid-wave infrared imaging optical system based on Cassegrain, which provides important theoretical guidance for the determination of the initial structure of this kind of system.

Methods We derive the calculation formulas which are expressed by three key parameters: the shading coefficient α , magnification of the second mirror of Cassegrain β_{sec} , and the vertical magnification of relay mirror β_{relay} , including the initial structure parameters of the optical system, the T value of system length, the primary spherical aberration, and the primary coma aberration of the Cassegrain system. The variation of the difficulty in correcting aberration and compactness of the system with α , β_{sec} , and β_{relay} are analyzed through derived calculation formulas. Based on the contradictory relationship between the difficulty in correcting aberration and compactness of the system, the optimal value method of key parameters is proposed. The initial structure of the optical system is determined by the optimal value method, and the initial structure is further optimized through ZEMAX. A catadioptric cooled mid-wave infrared imaging optical system is designed, of which focal length is -600 mm and F number is 2. Finally, we finish the tolerance analysis on the optical system using the Monte Carlo statistical analysis method. The correctness of the theory and the machinability of the optical system are proved.

Results and Discussions Combined with the derived calculation formulas, the T value of the optical system, the primary spherical aberration, and the primary coma of Cassegrain, the variation curves of S_I , S_{II} , and T value with α , β_{sec} , and β_{relay} are given (Figs. 4–6). We also analyze the change rules of the system compactness and difficulty in correcting aberration with α , β_{sec} , and β_{relay} . Based on the contradictory relationship between the difficulty in correcting aberration and compactness of the system, we propose the optimal value method of key parameters. The value of α should be as small as possible to ensure sufficient light intake and compactness of system structure and the value of β_{sec} should be as large as possible to reduce the difficulty in correcting aberrations. Considering the contradictory relationship between the difficulty of correcting aberrations and the compactness of the system, the value of β_{relay} should not be too large or too small. Based on the optimal value method, three key parameters are determined as $\alpha=0.3$, $\beta_{\text{sec}}=-3$, and $\beta_{\text{relay}}=-0.5$. The initial structure of Cassegrain is determined through the value of α , β_{sec} , and β_{relay} and optimized slightly through ZEMAX. The design results show that the initial structure of Cassegrain determined according to the optimal value method only needs simple optimization to obtain better image quality (Fig. 7). The initial structure of the optical system is formed by connecting the relay mirror group and the small aberration Cassegrain (Fig. 8) and optimized further. We obtain the catadioptric cooled mid-wave infrared imaging optical system with a long focal length and a large aperture, which is composed of Cassegrain and a relay mirror group with 6 lenses (Fig. 9). The optical system is compact in structure with a total length of 428 mm. Compared with the initial structure, the value of β_{relay} decreases, which proves that the length of the barrel can be reduced by reducing the value of β_{relay} . Although the aberration of Cassegrain increases significantly, the residual aberration can be fully compensated by the relay mirror group. At 33 lp/mm, the modulation transfer function (MTF) value of each field of view is greater than 0.4 (Fig. 10), and the imaging quality of the optical system is ideal. The results of tolerance analysis of the system by Monte Carlo statistical analysis show that more than 98% of the samples have MTF values greater than 0.2 and more than 90% have values greater than 0.3. The imaging quality of the optical system

meets the requirements and this system is machinable.

Conclusion Aiming at the design of a catadioptric optical system based on the Cassegrain, we propose an optimal value method of key parameters. The method provides theoretical guidance for the selection of key parameters when determining the initial structure of this kind of optical system and solves the problems of long structure and correcting aberration hard caused by the improper value of key parameters. The initial structure of Cassegrain is slightly optimized by ZEMAX. The results show that the system obtained by this method can meet the design requirements of compactness and reduce the difficulty of aberration correction. After optimizing the initial structure, we design a catadioptric cooled mid-wave infrared imaging optical system with a long focal length and a large aperture, whose structure is compact with a total length of 428 mm. The MTF value of each field of view is greater than 0.4 at the Nyquist frequency, and the root mean square (RMS) radius of each field of view is less than $4\ \mu\text{m}$, indicating that the imaging quality of the optical system is ideal. The results of tolerance analysis of the system by Monte Carlo statistical analysis show that more than 98% of the samples have MTF values greater than 0.2 and more than 90% have values greater than 0.3. Therefore, the imaging quality of the optical system meets the requirements and this system is machinable. The design results show that when designing a catadioptric optical system based on Cassegrain, the initial structure of the system can be determined by the optimal value of key parameters that we proposed, and the optical system with ideal image quality and compact structure can be obtained by conventional optimization.

Key words catadioptric optical system; secondary imaging; mid-wavelength infrared; aberration theory; optical system design