中国光学 Chinese Optics 核心期刊

机载红外与合成孔径雷达共孔径天线设计

吴文达 张葆 洪永丰 张玉鑫

Design of co-aperture antenna for airborne infrared and synthetic aperture radar

WU Wen-da, ZHANG Bao, HONG Yong-feng, ZHANG Yu-xin

引用本文:
吴文达, 张葆, 洪永丰, 张玉鑫. 机载红外与合成孔径雷达共孔径天线设计[J]. 中国光学, 2020, 13(3): 595-604. doi: 10.3788/CO.2019-0160
WU Wen-da, ZHANG Bao, HONG Yong-feng, ZHANG Yu-xin. Design of co-aperture antenna for airborne infrared and synthetic aperture radar[J]. *Chinese Optics*, 2020, 13(3): 595-604. doi: 10.3788/CO.2019-0160

在线阅读 View online: https://doi.org/10.3788/CO.2019-0160

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

分孔径红外偏振成像仪光学系统设计
Design of decentered aperture-divided optical system of infrared polarization imager
中国光学. 2018, 11(1): 92 https://doi.org/10.3788/CO.20181101.0092

大随机相位误差下条带模式合成孔径激光雷达成像实验
Stripmap mode synthetic aperture ladar imaging under large random phase errors condition
中国光学. 2019, 12(1): 130 https://doi.org/10.3788/CO.20191201.0130

大口径光学合成孔径成像技术发展现状
Review on optical synthetic aperture imaging technique
中国光学. 2017, 10(1): 25 https://doi.org/10.3788/CO.20171001.0025

3种主动合成孔径成像技术极限探测能力的分析与比较
Analysis and comparison of limit detection capabilities of three active synthetic aperture imaging techniques
中国光学. 2019, 12(1): 138 https://doi.org/10.3788/CO.20191201.0138

大型合成孔径望远镜标准化点源敏感性分析
Normalized point source sensitivity analysis of large sparse telescopes
中国光学. 2019, 12(3): 567 https://doi.org/10.3788/CO.20191203.0567

大相对孔径紫外成像仪光学系统设计
Design of large aperture ultraviolet optical system for ultraviolet camera
中国光学. 2018, 11(2): 212 https://doi.org/10.3788/CO.20181102.0212

文章编号　2095-1531(2020)03-0595-10

机载红外与合成孔径雷达共孔径天线设计

吴文达[1,2,3], 张　葆[1,3*], 洪永丰[1,3], 张玉鑫[1,2,3]
（1. 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；
3. 中国科学院 航空光学成像与测量重点实验室，吉林 长春 130033）

摘要: 为了满足军事探测环境下复杂、多样化的探测需求, 机载探测平台往往集成多个探测系统。共孔径复合作为一种理想的集成方式, 在综合各类探测系统优势的基础上, 缩减了系统的总体积, 减轻了平台负担。本文计算并设计了一种卡塞格林式红外与合成孔径雷达共孔径天线。首先, 根据合成孔径雷达指标设计主镜; 接着, 通过像差系数与非球面参数组成的方程组求解卡塞格林结构; 然后, 在前端卡塞格林结构、冷阑参数和红外光学系统指标的限制下, 利用 PW 形式的像差公式计算透镜的具体结构。最终得到的雷达天线口径为 1.22 m, 增益为 40.9 dB, 红外光学系统焦距为−1 000 mm, 全视场角为 0.704°, 次镜遮拦比小于 0.33, 在 33 lp/mm 处各温度区间 MTF 值大于 0.4。所设计共孔径天线的各项指标均满足使用要求。

关　键　词: 光学设计; 天线设计; 合成孔径雷达/红外共孔径; 冷阑匹配
中图分类号: TN21; TN827　　**文献标志码:** A　　**doi:** 10.3788/CO.2019-0160

Design of co-aperture antenna for airborne infrared and synthetic aperture radar

WU Wen-da[1,2,3], ZHANG Bao[1,3*], HONG Yong-feng[1,3], ZHANG Yu-xin[1,2,3]
（1. *Changchun Institute of Optics*, *Fine Mechanics and Physics*, *Chinese Academy of Sciences*, *Changchun* 130033, *China*;
2. *University of Chinese Academy of Sciences*, *Beijing* 100049, *China*;
3. *Key Laboratory of Airborne Optical Imaging and Measurement*, *Chinese Academy of Sciences*, *Changchun* 130033, *China*）
* *Corresponding author*, *E-mail*: *cleresky@vip.sina.com*

Abstract: In order to adapt to increasingly complex detection environments and detection requirements, airborne detection platforms often integrate multiple detection systems. As an ideal integration method, the common aperture composite not only combines the advantages of various types of detection systems, but also

收稿日期: 2019-07-26; **修订日期:** 2019-08-13
基金项目: 国家自然基金-青年科学基金项目（No.61705225）
Supported by National Natural Science Foundation of China (Grant No.61705225)

reduces the total volume of the system and reduces the burden on the platform. In this paper, a Cassegrain-type common-aperture antenna of infrared and Synthetic Aperture Radars (SAR) is calculated and designed. Firstly, the primary mirror is calculated according to the radar design requirements; then, the Cassegrain structure is designed by equations consisting of aberration coefficients and aspheric parameters; next, under the limitation of the front Cassegrain structure, the cold stop parameters and infrared system parameters, the lens parameters of the infrared system are calculated by the aberration formula in PW form. The proposed radar antenna has a diameter of 1.22 m and a gain of 40.9 dB. The infrared system has a focal length of −1 000 mm and a full field of view of 0.704°. The obscuration ratio of the secondary mirror is less than 0.33, and the MTF value is greater than 0.4 for each temperature level at 33 lp/mm. All the parameters of the proposed co-aperture antenna meet the requirements of expected applications.

Key words: optical design; antenna design; infrared and SAR with common aperture; cold heading matching

1 引 言

为了应对复杂的探测环境，满足多样的探测需求，机载探测平台往往集成了可见光、红外、微波雷达等多种探测装置。共孔径结构作为一种有效的结构整合模式，它通过多个探测装置共用反射镜，达到缩减空间体积，减轻平台负担的目的。

本文涉及两类机载探测成像系统，其中，红外成像系统具有隐蔽性好，抗光电干扰，易识别伪装目标，分辨率高等优点，但无法获得距离信息，不能全天候工作，穿透能力差。而合成孔径雷达（SAR）成像系统具有全天候、全天时探测，穿透能力强，能感知方位、距离信息等优点，但隐蔽性差，易受电子干扰，分辨率低[1−2]。两者具有充分的互补性，且结构中均包含较大的反射面，适合进行共孔径结构设计。综合来看，机载红外与 SAR 共孔径探测成像系统具有较高的应用价值和可预期的发展前景[3]。

虽然红外与 SAR 的共孔径系统鲜有报道，但是红外与微波共孔径系统的研究早已展开并得到了许多研究成果。比较常见的是导引头的设计，比如俄罗斯的微波/红外复合 SA-N-8 近中程舰空导弹，英国的微波/红外复合 S225X 远程空空导弹，美国的毫米波/红外复合 SADARM 末制导反装甲导弹等。美国 JPL 实验室于 2010 年对 DSS13 型号 34 m 直径的微波雷达接收站进行了技术改造，使其在接受微波信号的同时也能够接收 1 550 nm 的光通讯信号[4]。另外，NASA 委托 JPL 和霍普金斯大学联合研制了用于火星探测的星载微波和光通信一体化数据传输系统，该系统可同时传输和接收 1 550 nm 红外激光信号与 Ka 波段微波信号。

红外与 SAR 共孔径系统的设计难点体现在：（1）雷达系统和红外光学系统差异较大，设计方法、系统参数以及对结构的要求完全不同，如何在兼顾两者性能的前提下在结构上完成整合？（2）如何选取天线罩的材料和制作方式，实现红外与微波两个波段的有效透过？（3）如何选取分光结构的材料和制作方式，实现红外与微波两个波段的有效分离？

本文针对上述设计难点设计了一种机载红外与 SAR 复合探测成像系统的共孔径天线。对共孔径系统的参数指标进行了分析，提出了该系统天线的设计方法，并进行了实例设计，包括初始结构计算，系统优化和性能分析。另外，对于天线罩和分光结构的设计和制作，提出了对应的解决方案。

2 系统设计分析

2.1 红外与 SAR 共孔径天线结构

红外与 SAR 共孔径天线结构的选取有多种形式，考虑到抛物面在雷达反射面天线和红外光

学系统中应用广泛, 技术成熟[5-7], 所以本文采用卡塞格林式结构。设计的共孔径结构如图 1 所示。其中: 卡塞格林主镜既是 SAR 天线也是红外光学系统主镜; 次镜进行分光, 透射微波, 反射红外光; 次镜后放置 SAR 的馈源和接收装置; 红外光通过主镜开孔进入后续光学系统。

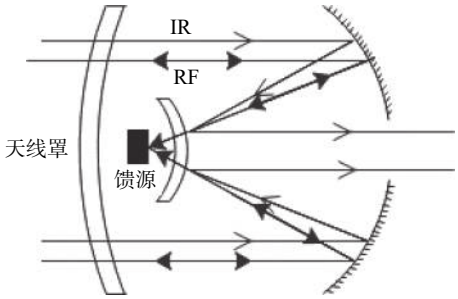


图 1　前馈源卡塞格林式共孔径结构

Fig. 1　Feedforward Cassegrain-type common aperture structure

设计共孔径结构一般有两种方式: 一是综合考虑系统整体要求, 同时设计两者的初始结构; 二是先满足一种系统的要求, 设计该系统结构, 再保持共孔径部分不变, 设计另一种系统。考虑到 SAR 天线和红外光学系统的设计需求、技术路线存在较大差异, 因此本文选择后者。具体设计过程为:

(1)根据 SAR 的指标, 包括分辨率, 天线增益, 信号波长等, 计算 SAR 天线面形参数和口径大小;

(2)在 SAR 天线, 即主镜参数确定的前提下, 根据像差系数计算卡塞格林结构剩余参数;

(3)根据红外光学系统指标, 冷阑匹配要求以及剩余像差的校正, 计算红外光学系统的剩余结构。

2.2　天线罩

对于机载红外与 SAR 共孔径探测成像系统来说, 天线罩的设计主要考虑材料选择和面形设计。

材料选择上, 要求具有良好的双波段透波性能, 以及较优的力学性能和耐热性能。首先, 可以从机载 SAR 的天线罩和机载红外探测系统的光窗上着手:

(1)SAR 天线罩一般采用陶瓷材料, 其中 SiO_2 体系, Al_2O_3 体系等在某些红外波段具有一定透过率[8]。通过控制晶粒尺寸, Al_2O_3 陶瓷的红外透过率可达 70% 以上[9], 可以考虑将其作为共孔径系统天线罩材料;

(2)用作红外探测系统光窗的材料, 诸如 ZnS, MgF_2, 金刚石等, 具有良好的介电性能, 在毫米波波段, 这些材料的损耗角正切普遍小于 0.02, 吸收率小于 2%, 如果能提升它们的热学和机械特性, 完善工艺水平, 也是共孔径系统天线罩材料的理想选择[10]。

另外, 利用频率选择表面(FSS)技术, 可以使天线罩选择性透过固定波段的微波信号, 以实现共孔径系统的雷达隐身特性。中国科学院长春光学精密机械与物理研究所(下文简称中科院长光所)的研究人员设计了一种 ZnS 基底上的红外高通、微波带通的 FSS 组合膜, 在谐振频点 31.5 GHz 的透射率达到了−0.63 dB, 在长波红外波段的平均透射率达到了 87.95%[11]。

面形设计上: 一方面需要考虑天线罩的厚度对微波信号的影响; 另一方面, 天线罩具有折射率和面形参数, 将参与红外光学系统成像。在确定天线罩材料、厚度和基本面形之后, 需要将其作为透镜和红外光学系统一起优化。

2.3　分光结构

单从材料选择着手很难实现红外与微波的有效分离, 但同样可以利用 FSS 技术来解决这个问题。

南京理工大学的研究人员设计并研制了基于分形 Y 环 FSS 结构的红外与毫米波波束合成器, 可用于红外与毫米波复合制导天线。实测结果表明, 该波束组合器在 8 mm 波段和 3 mm 波段的透过率均可达到 90%, 对长波红外信号的反射率平均保持在 85% 以上[12]。

3　系统初始结构推导

3.1　SAR 天线参数推导

天线增益是影响 SAR 性能的一个主要指标, 而增益 G 由天线口径面积 S_P, 信号波长 λ 和口径效率 ε_{aP} 决定[13], 对于抛物面天线有:

$$G=\frac{4\pi}{\lambda^2}\varepsilon_{aP}S_p=\varepsilon_{aP}\left(\frac{\pi D}{\lambda}\right)^2, \tag{1}$$

式(1)中 D 为口径直径。其中，口径效率 ε_{aP} 可以表示为：

$$\varepsilon_{aP}=e\varepsilon_t\varepsilon_1\varepsilon_2\varepsilon_3\cdots, \tag{2}$$

式(2)中：e 为辐射效率，ε_t 为口径渐削效率，ε_1 为口径截获效率，ε_2 为面形精度引起的效率因子，ε_3 为阻挡效率。

由式(1)可知，口径越大，天线增益越高。但是 SAR 天线尺寸受到分辨率以及观测带宽度的限制[14]。在方位向，天线的方位向长度 l_a 决定了方位向分辨率 ρ_a 的最小值，为了满足分辨率指标，需要：

$$l_a\leqslant 2\rho_a. \tag{3}$$

在距离向，观测带宽度 W_g 是距离向长度 l_r 的函数，为了使实际观测带宽度满足系统设计要求，需要满足：

$$l_r\leqslant\frac{\lambda H}{W_g\cos^2\theta}, \tag{4}$$

其中 H 为雷达离地高度，θ 为入射角，如图 2 所示。

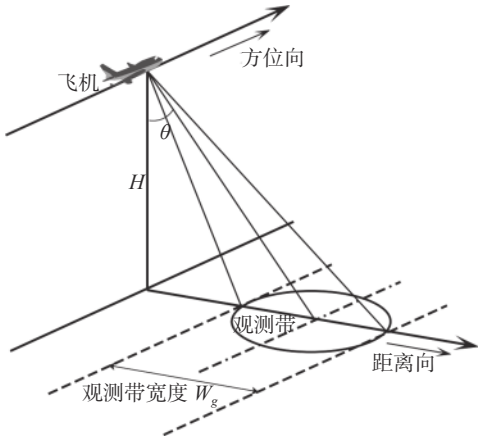


图 2 SAR 工作示意图

Fig. 2 SAR working diagram

虽然 SAR 天线尺寸的下限受到模糊度，或者说受到脉冲重复频率的限制，但对于机载系统，该限制可以不予考虑。

由式(1)、式(3)、式(4)计算得到 SAR 天线口径直径 D。天线的焦径比 f/D 由馈源波束的波瓣半宽 σ 决定，表示为：

$$\frac{D}{f}=4\tan\left(\frac{\sigma}{2}\right). \tag{5}$$

由式(5)计算得到 SAR 天线的焦距 f，根据抛物面的几何性质，顶点曲率半径 r 为：

$$r=2f. \tag{6}$$

至此，SAR 天线的各项参数计算完成。

3.2 卡塞格林双镜结构设计

3.1 节计算得到了 SAR 天线，即卡塞格林结构，主镜的参数，在这一基础上设计次镜。

主镜和次镜面形都可用二次曲面表达式表示为：

$$y^2=2rz-(1-e^2)z^2, \tag{7}$$

式中，坐标系原点设在曲面中心，e^2 为面形参数。其中主镜为抛物面，面形参数 $e_1^2=1$。

引入副镜遮拦比 a，副镜垂轴放大率 b 两个参数，具体计算公式如下：

$$a=\frac{h_2}{h_1}, \tag{8}$$

$$b=\frac{l_2'}{l_2}=\frac{u_2}{u_2'}, \tag{9}$$

式中，h_1，h_2 分别为主镜和次镜的口径半径，l_2，l_2' 分别为次镜的物距和像距，u_2，u_2'分别为次镜的物方和像方孔径角。

在归化条件下，即令 $h_1=1$，卡塞格林结构的总焦距 $f_1'=1$，半视场角 $\omega=-1$，可将三级像差系数 $S_{\rm I}$，$S_{\rm II}$，$S_{\rm III}$，$S_{\rm IV}$，$S_{\rm V}$ 表示成只与 a，b，e_1^2，e_2^2 相关的方程[15]。由于已知 $e_1^2=1$，剩余 3 个系数只能令 3 个像差系数为零。由于本设计需要一个会聚型卡塞格林结构，即满足 $0<a<1$，$b<0$，故只有当 $S_{\rm II}=S_{\rm IV}=S_{\rm V}=0$ 时满足要求，方程可以表示为：

$$S_{\rm II}=\frac{1-a}{a}\left[\frac{a(b+1)^3}{4b}e_2^2-\frac{a(b-1)^2(b+1)}{4b}\right]-\frac{1}{2}=0, \tag{10}$$

$$S_{\rm IV}=b-\frac{1+b}{a}=0, \tag{11}$$

$$S_{\mathrm{V}}=\left(\frac{1-a}{a}\right)^{3}\left[\frac{a(b+1)^{3}}{4b^{3}}e_{2}^{2}-\frac{a(b-1)^{2}(b+1)}{4b^{3}}\right]-\frac{3}{2}\frac{(1-a)^{2}(1-b)(1+b)}{a^{2}b^{2}}-\frac{2(1-a)(1+b)}{a^{2}b}=0. \tag{12}$$

解得 a=0.35, b=−1.539, e_2^2=52.622。次镜顶点曲率半径 r_2 与主镜顶点曲率半径 r_1 的关系式为:

$$r_2=\frac{ab}{1+b}r_1, \tag{13}$$

两镜中心间距 d_1 为

$$d_1=\frac{r_1(1-a)}{2}. \tag{14}$$

至此, 卡塞格林结构的各项参数均已确定。将得到的参数输入到 ZEMAX 软件中, 暂定主镜为光阑面, 通过软件模拟得到卡塞格林结构的焦距、出瞳信息、第一和第二辅助光线的追迹数据, 当然这些也可以通过计算得到, 计算过程不再赘述。以上数据将在 3.3 节红外系统透镜部分的推导中发挥作用。

3.3　红外系统透镜部分设计

3.2 节计算得到了卡塞格林双镜结构的各项参数, 该结构完成了一次成像。为了校正红外系统的剩余像差并进行冷阑匹配[16], 需要在主镜后面增加透镜组。如图 3 所示, 卡塞格林结构为前端系统, 透镜部分为后端系统。

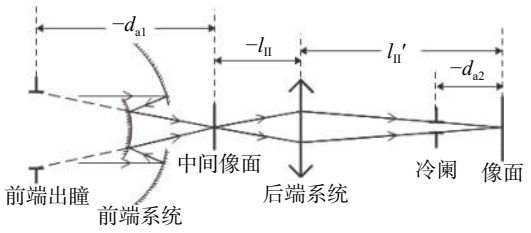


图 3　光阑匹配示意图

Fig. 3　Schematic diagram of aperture matching

列出等效系统焦距计算公式[17]:

$$f'=-\frac{f_{\mathrm{I}}'f_{\mathrm{II}}'}{\Delta}, \tag{15}$$

和牛顿形式后端系统垂轴的放大率公式[17]:

$$\beta_{\mathrm{II}}=\frac{f_{\mathrm{II}}'}{x_{\mathrm{II}}}, \tag{16}$$

式(15)中, f_{I}', f_{II}'分别为前端系统和后端系统焦距, f'为系统总焦距, Δ为光学间隔; 式(16)中, x_{II} 为后端系统物点到物方焦点的距离, 当平行光入射时, 有Δ=−x_{II}。根据式(15)、式(16)可得到, 系统总焦距与前端系统焦距的关系为:

$$f'=\beta_{\mathrm{II}}f_{\mathrm{I}}'. \tag{17}$$

根据式(17)计算得到后端系统垂轴放大率 β_{II}。由于前端出瞳和冷阑关于后端系统共轭[18], 结合垂轴放大率计算公式, 可得到:

$$\frac{D_{\mathrm{a2}}}{D_{\mathrm{a1}}}=\frac{l_{\mathrm{II}}'+d_{\mathrm{a2}}}{l_{\mathrm{II}}+d_{\mathrm{a1}}}=\frac{\beta_{\mathrm{II}}l_{\mathrm{II}}+d_{\mathrm{a2}}}{l_{\mathrm{II}}+d_{\mathrm{a1}}}, \tag{18}$$

式中: D_{a1}, D_{a2} 分别为前端系统出瞳和冷阑直径; l_{II} 和 l_{II}'分别为后端系统的物距和像距; d_{a1} 为前端系统出瞳与中间像面的距离, d_{a2} 为冷阑与像面的距离。已知冷阑和出瞳的相关数据以及由式(17)计算出的 β_{II}, 根据式(18)可以计算得到 l_{II} 和 l_{II}', (l_{II}'−l_{II})即为后端系统总长。再根据高斯公式:

$$\frac{1}{l_{\mathrm{II}}'}-\frac{1}{l_{\mathrm{II}}}=\frac{1}{f_{\mathrm{II}}'}, \tag{19}$$

可计算得到后端系统焦距f_{II}'。

在已知卡塞格林结构、冷阑和探测器的型号和参数的前提下, 中间像面和系统像面处的第一和第二辅助光线的相关参数都可以计算出, 也可以通过 ZEMAX 模拟得到。将后端系统的焦距和总长作为定值, 计算得到合适的后端系统光焦度和距离分配。再以前端系统像差系数 S_{I}, S_{II}, S_{III}, S_{IV}, S_{V} 的相反数作为后端系统的像差系数, 利用 PW 形式的像差公式计算后端系统的初始结构[17, 19]。具体计算过程不再赘述。

3.4　天线罩结构设计

机载探测成像系统为了获得更大的视场, 一般采用扫描的工作方式。机载红外探测系统体积小, 采取平台运动的方式对系统成像影响更小, 因此光窗可以设计成平面; 而机载 SAR 天线直径超过 1 m, 平台运动对动力和控制系统要求过高, 所以通常采用天线运动的方式, 将天线罩设计成曲面, 共孔径系统中也沿用这种形式。

为了降低加工的难度, 减少对红外光学系统成像的影响, 共孔径系统的天线罩采用单层结构, 面形为两个同心球面, 球心与天线转动轴心重

合。由于曲率足够大，可以将其视作平面，对于微波信号，天线罩的最佳厚度 d_z 为：

$$d_z = \frac{k\lambda_0}{2\sqrt{\varepsilon_r \mu_r}}, \quad k = 1,2,3,4..... \tag{20}$$

式中：λ_0 为微波自由空间波长，ε_r，μ_r 分别为天线罩材料的相对介电常数和相对磁导率。天线罩的曲率半径及其相对于天线的距离根据系统要求确定。

4 实例设计

4.1 设计指标

该实例用于飞行高度为 20 km 的机载平台，摆扫式，SAR 波段选用 X 波段，红外波段选择中波。制定的的 SAR 主要指标如表 1 所示。制定的红外光学系统的主要指标如表 2 所示。

表 1 SAR 指标

Tab. 1 Parameters of SAR

参数	值
高度/km	20
方位向分辨率/m	≤1
距离向分辨率/m	≤1
入射角范围/°	10~60
观测带宽度/m	470~1 840
带宽/MHz	200
增益/dB	40
频率/GHz(波长/mm)	10(30)

表 2 红外光学系统指标

Tab. 2 Parameters of infrared optical system

参数	值
波长/μm	3~5
焦距/mm	1 000
探测器分辨率	640×512
像元尺寸/μm	15×15
视场角/°	0.55×0.44
F#	3
地面像元分辨率/m	0.3
环境温度/℃	−55~70

4.2 SAR 天线设计

根据表 1 和 3.1 节计算的 SAR 天线参数。

式(2)中，辐射效率 e 通常取 1；口径渐削效率 ε_t 和口径截获效率 ε_1 互相影响，当边照电平大约为−10 dB 时，两者乘积达到最大值，约为 0.78；本文天线表面公差为 0.2 mm，可计算得面形精度引起的效率因子 ε_2≈0.99；天线的遮挡主要来自次镜和支架，当主镜直径为 1 m，次镜直径为 120 mm，支架数为 4 时，阻挡效率 ε_3≈0.95。综上所述，口径效率 ε_{aP}≈0.73。再根据式(1)和增益指标，计算得 SAR 天线口径直径 D=1.12 m。

根据式(3)、式(4)和表 1 指标计算得 D≤1.3 m，为了提高增益，口径应尽可能大，定为 D=1.22 m。为了使 ε_t 和 ε_1 的乘积达到最大值，选择方向图下降 10 dB 时的波瓣半宽作为 σ，本文的馈源 σ 约为 53°，放置于天线焦点位置。根据式(5)、式(6)，计算得 SAR 天线焦距 f=0.61 m，顶点曲率半径 r=1.22 m。

用 GRASP 软件模拟天线的 E 面功率辐射方向图如图 4 所示。频率为 10 GHz，功率辐射增益峰值约为 41 dB，半功率波瓣宽度约为 1.6°，副瓣电平小于−30 dB。符合设计要求。

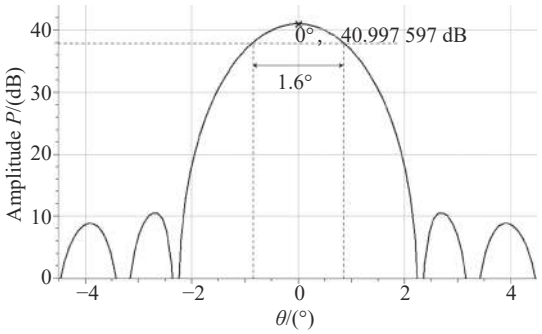


图 4 天线 E 面功率辐射方向图

Fig. 4 Power radiation pattern of antenna E plane

4.3 红外光学系统设计

4.2 节得到 SAR 天线，即卡塞格林主镜顶点曲率半径 r_1=−1.22 m，面形参数 e_1^2=1。根据式(10)~式(14)计算得 a=0.35，b=−1.539，次镜面形参数 e_2^2=52.622，顶点曲率半径 r_2=−1.22 m，两镜中心间距 d_1=−396.5 mm。

将上述结果输入到 ZEMAX 中，以主镜作为

光阑, 模拟得到卡塞格林结构焦距 f_{I}'=938.02 mm, 出瞳直径 D_{a1}=302.95 mm, 出瞳与中间像面的距离 d_{a1}=−556.87 mm。本文选择的冷阑直径 D_{a2}=10 mm, 冷阑与像面的距离 d_{a2}=30 mm。根据式(17)、式(18)、式(19)计算得到透镜部分焦距 f_{II}'=24.16 mm, 总长 $L_{\mathrm{II}}=l_{\mathrm{II}}'-l_{\mathrm{II}}$=96.76 mm。

设计时, 将透镜部分分成各个光组, 光组间的光线传递可用正切计算公式表示为:

$$\begin{cases} u_k' = u_{k+1} \\ f_k' = \dfrac{h_k}{\tan u_k' - \tan u_k} \\ h_{k+1} = h_k - d_k \tan u_k' \end{cases}, \tag{21}$$

式中, k 为光组序号, f_k'为光组焦距, h_k 为第一辅助光线在光组上的高度, u_k 和 u_k'分别为第一辅助光线在光组上的物方和像方孔径角, d_k 为光组间距(包括物面与第一个光组的距离和像面与最后一个光组的距离)。

列出组合焦距计算公式和总长限制如下:

$$\begin{cases} f_{\mathrm{II}}' = \dfrac{f_k' f_{k+1}'}{f_k' + f_{k+1}' - d_k} \\ L_{\mathrm{II}} = \sum d_k \end{cases}. \tag{22}$$

本文中透镜部分分为两个光组, 已知 u_1=−0.274 rad, u_2'=0.165 rad, 则联合式(21)、式(22), f_{II}'可以表示为只与 h_1、h_2 相关的函数。当 h_1=9 mm 时, h_2=6.67 mm, 进而计算光组焦距和间距, 以及第一和第二辅助光线的参数。最后利用 PW 形式的像差公式计算透镜部分的初始结构。

综合考虑材料的透波性能和力学、热学特性, 本文选择 MgF_2 作为天线罩材料, 其相对介电常数 ε_r≈5.23, 相对磁导率 μ_r≈1, 根据式(20)和表 1 指标计算得单层天线罩厚度 d_z=6.56 mm。本文设定主镜顶点为天线转动轴心, 天线罩内外球面曲率半径分别为 1 000 mm 和 993.44 mm。天线罩对红外光学系统成像影响有限, 故可在完成 ZEMAX 初级优化之后, 再添入天线罩进行深度优化。

最终得到的红外光学系统部分由天线罩, 一片抛物面反射主镜, 一片双曲面反射次镜, 一片锗透镜, 两片硅透镜组成。焦距 f'=−1 000 mm, $F^{\#}$=3.00, 视场角 2ω=0.704°, 最大像面高度为 6.147 mm, 主镜中心开孔直径为 30 mm, 次镜遮拦比为 0.327。系统结构如图 5 所示。

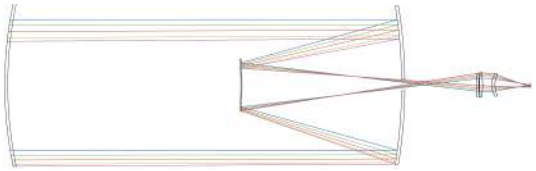
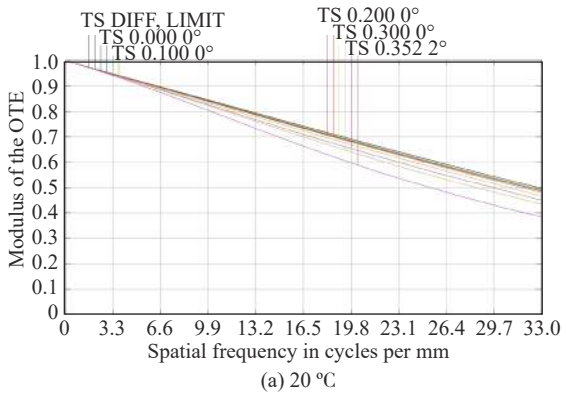


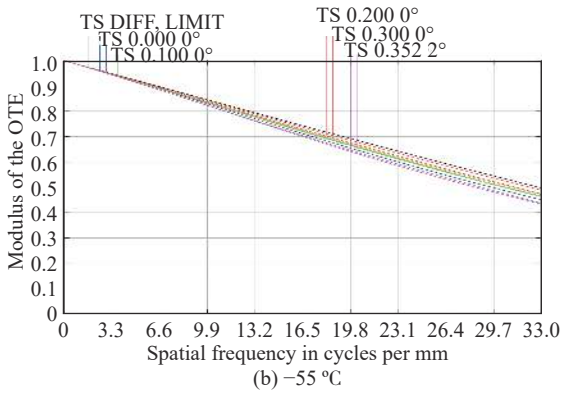
图 5　红外光学系统结构示意图

Fig. 5　Structure diagram of infrared optical system

机械主动式补偿可解决温度对系统的影响, 即通过移动最后一片透镜来实现不同温度下的补偿。该系统在−55 ℃, 7.5 ℃, 20 ℃, 70 ℃ 下, 最后一片透镜与像面间的距离分别为 91.20, 90.90, 90.80, 90.60 mm。中科院长光所的研究人员曾采用步距为 0.006 mm 的直线步进电机驱动补偿机构进行离焦补偿[20], 精度可以满足本文温度补偿的要求。得到不同温度下的 MTF 曲线分别如图 6 所示。可以看出各个视场的 MTF 曲线均接近衍射极限, 频率为 33 lp/mm 时基本高于 0.45。



(a) 20 ℃



(b) −55 ℃

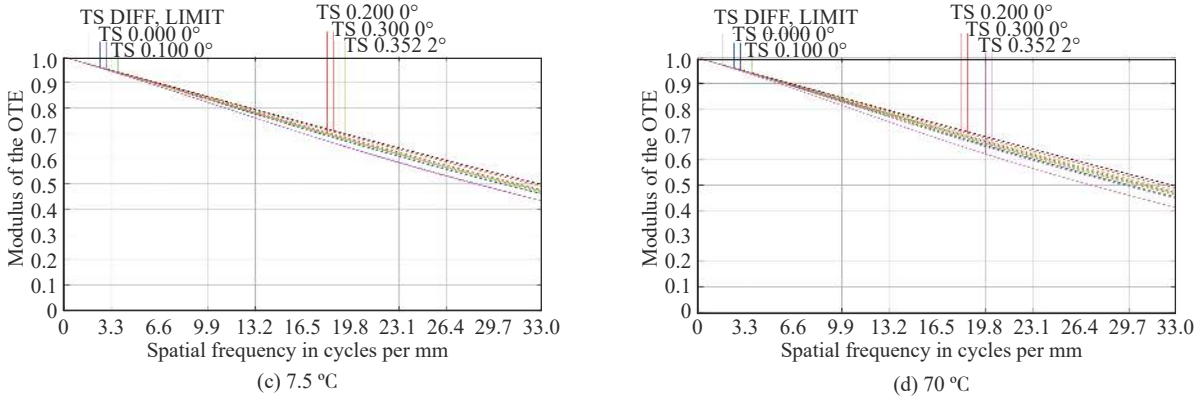


图 6 不同温度下 MTF 曲线

Fig. 6 MTFs at different temperatures

20 ℃ 下的像斑如图 7(a)所示, 0 视场, 0.5 视场, 0.7 视场, 全视场下的 RMS 半径分别为 1.932, 2.800, 3.799, 7.302 μm, 均在探测器像元大小范围内。畸变如图 7(b)所示, 全视场畸变小于 0.8。

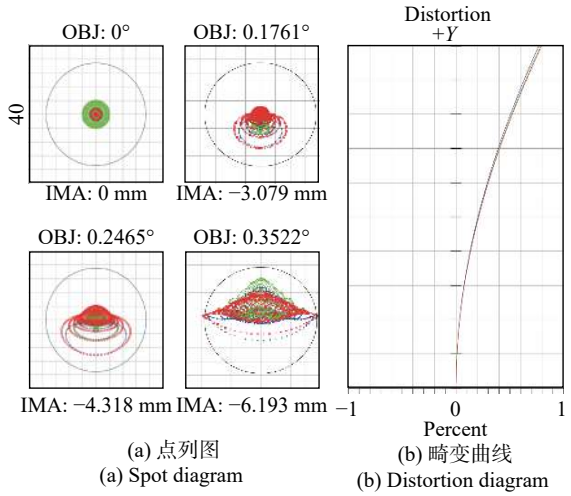


图 7 点列图与畸变曲线

Fig. 7 Spot diagram and distortion diagram

光阑处的光线投影如图 8 所示, 可见, 光线分布均匀且正好充满光阑, 说明冷阑恰好匹配。

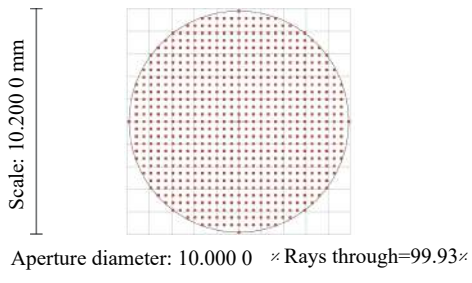


图 8 冷阑面光线投影

Fig. 8 Footprint diagram of stop

将红外光学系统进行倒置, 原像面作为光源, 对每一个面进行冷反射分析。结果如表 3 所示, 可见, 各面的 YNI 绝对值均大于 1; 另外, 分析数据可得, 冷阑遮挡了绝大部分的冷反射能量, 且没有出现光线汇聚的情况, 说明冷反射抑制效果良好。

表 3 冷反射分析结果

Tab. 3 Analysis results of cold reflection

面序号	*YNI*	*I*/*Ibar*	像面接收能量比	像面光斑半径/mm
1	−28.01	3.28	0.042 3%	18.17
2	−28.01	3.29	0.042 3%	18.25
3	22.77	2.83	0.063 0%	17.98
4	11.07	2.81	0.211%	18.88
5	−1.92	2.47	7.32%	11.60
6	−6.84	1.27	0.614%	7.72
7	−6.84	1.27	0.605%	7.64
8	1.93	0.66	4.20%	6.57
9	−4.75	1.61	1.23%	9.38
10	−1.10	9.03	22.0%	18.38

5 结 论

结合当前机载遥感探测的需求以及国内外发展趋势, 提出了红外与 SAR 共孔径系统的设计思想, 分析得出了详细的初始结构计算方法, 并通过实例设计证明了方法的可行性。最后得到红外与 SAR 共孔径天线, 其中 SAR 天线满足设计指

标, 红外光学系统成像效果良好, 冷阑完全匹配。另外, 通过分析天线罩和分光器件的设计和制作加工过程, 提出了合理的解决方案。结果显示, 该天线能满足 SAR 探测需求, 红外光学系统部分像质优秀, 且通过共用主镜大大缩减了系统体积。随着包括 SAR 与红外图像融合, SAR 与红外一体化电路设计等在内的相关技术的发展成熟, 未来机载红外与 SAR 共孔径系统一定会更加普遍。

参考文献:

[1] 夏团结, 申涛, 方珉, 等. 红外成像/被动微波复合制导技术研究[J]. 红外技术, 2018, 40(5): 481-486.
XIA T J, SHEN T, FANG M, *et al*.. Composite guidance technology research on passive microwave for infrared imaging[J]. *Infrared Technology*, 2018, 40(5): 481-486. (in Chinese)

[2] 磨国瑞, 张江华, 李超, 等. 毫米波雷达/红外成像复合制导技术研究[J]. 火控雷达技术, 2018, 47(1): 1-5.
MO G R, ZHANG J H, LI CH, *et al*.. Study on millimeter wave radar/infrared imaging compound guidance technology[J]. *Fire Control Radar Technology*, 2018, 47(1): 1-5. (in Chinese)

[3] WU Y Q, WANG ZH L. SAR and infrared image fusion in complex contourlet domain based on joint sparse representation[J]. *Journal of Radars*, 2017, 6(4): 349-358.

[4] CHARLES J R, HOPPE D J, SEHIC A. Hybrid RF/optical communication terminal with spherical primary optics for optical reception[C]. *Proceedings of 2011 International Conference on Space Optical Systems and Applications*, *IEEE*, 2011: 171-179.

[5] 钱坤, 刘家国, 李婷, 等. 毫米波/激光/红外共口径复合光学系统设计[J]. 现代防御技术, 2019, 47(2): 61-65, 79.
QIAN K, LIU J G, LI T, *et al*.. Design of a millimeter wave/laser/infrared common aperture compound optical system[J]. *Modern Defence Technology*, 2019, 47(2): 61-65, 79. (in Chinese)

[6] 卢政伟, 邵帅, 马亚坤. 复合式无遮拦激光扩束器的设计[J]. 中国光学, 2018, 11(4): 582-589.
LU ZH W, SHAO SH, MA Y K. Design of a composite laser beam expander without obscuration[J]. *Chinese Optics*, 2018, 11(4): 582-589. (in Chinese)

[7] BRUSGARD T C, MCCORMICK T C, SIJGERS H K, *et al*.. Millimeter wave and infrared sensor in a common receiving aperture: United States, US5214438[P]. 1993-05-25.

[8] 张瑞, 祖成奎. 玻璃的光学透过与调控[J]. 硅酸盐通报, 2017, 36(S1): 122-137.
ZHANG R, ZU CH K. Optical transmission and control of glass[J]. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society*, 2017, 36(S1): 122-137. (in Chinese)

[9] 江东亮. 透明陶瓷——无机材料研究与发展重要方向之一[J]. 无机材料学报, 2009, 24(5): 873-881.
JIANG D L. Transparent ceramics: one of the most important field of research and development of inorganic materials[J]. *Journal of Inorganic Materials*, 2009, 24(5): 873-881. (in Chinese)

[10] 刘立业, 柴舜连, 毛钧杰. 红外/毫米波导弹头罩材料的特性研究[J]. 飞航导弹, 2001(1): 57-59, 63.
LIU L Y, CHAI SH L, MAO J J. Study on characteristics of infrared/millimeter wave missile head cover materials[J]. *Winged Missiles Journal*, 2001(1): 57-59, 63. (in Chinese)

[11] 朱华新, 冯晓国, 赵晶丽, 等. ZnS光窗上增透与带通频率选择表面组合膜设计[J]. 光学学报, 2010, 30(9): 2766-2770.
ZHU H X, FENG X G, ZHAO J L, *et al*.. Design of antireflection and band-pass frequency selective surface combining coatings for ZnS optical window[J]. *Acta Optica Sinica*, 2010, 30(9): 2766-2770. (in Chinese)

[12] 许戎戎. 基于集总元件加载和分形结构的多频频率选择表面研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2009.
XU R R. Study on multi-band frequency selective surfaces based on lumped element loadings and fractal structure[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2009. (in Chinese)

[13] 康行健. 天线原理与设计[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1993.
KANG X J. *Antenna Principle and Design*[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1993. (in Chinese)

[14] 鲁加国. 合成孔径雷达设计技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2017.
LU J G. *Design Technology of Synthetic Aperture Radar*[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2017. (in Chinese)

[15] 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 Y. *The Design, Manufacture and Test of the Aspherical Optical Surfaces*[M]. Suzhou: Soochow University Press, 2004. (in Chinese)

[16] 王琪, 梁静秋, 梁中翥, 等. 分孔径红外偏振成像仪光学系统设计[J]. 中国光学, 2018, 11(1): 92-99.
WANG Q, LIANG J Q, LIANG ZH ZH, *et al*.. Design of decentered aperture-divided optical system of infrared polarization imager[J]. *Chinese Optics*, 2018, 11(1): 92-99. (in Chinese)

[17] 张以谟. 应用光学[M]. 北京: 机械工业出版社, 1982.
ZHANG Y M. *Applied Optics*[M]. Beijing: China Machine Press, 1982. (in Chinese)

[18] 李航. 中波红外目标探测装置关键技术研究[D]. 长春: 中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 2017.
LI H. Research on key techniques for medium wave infrared target detection device[D]. Changchun: Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, 2017. (in Chinese)

[19] 史光辉. 用高斯光学和三级像差理论求变焦距物镜的初始解[J]. 中国光学, 2018, 11(6): 1047-1060.
SHI G H. Find preliminary solution of zoom objective lens using Gaussian optics and third-order aberration theory[J]. *Chinese Optics*, 2018, 11(6): 1047-1060. (in Chinese)

[20] 沈宏海, 王国华, 丁金伟, 等. 主动补偿无热化技术在机载红外光学系统中的应用[J]. 光学精密工程, 2010, 18(3): 593-601.
SHEN H H, WANG G H, DING J W, *et al*.. Application of active-athermal compensation to airborne IR optical systems[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2010, 18(3): 593-601. (in Chinese)

作者简介：

吴文达(1995—), 男, 浙江义乌人, 硕士研究生, 2017 年于浙江大学取得学士学位, 主要从事光学系统设计方面的研究。E-mail: wuwenda17@mails.ucas.edu.cn

张　葆(1966—), 男, 吉林磐石人, 博士, 研究员, 博士生导师, 1994 年、2004 年于中国科学院长春光学精密机械与物理研究所分别获得硕士、博士学位, 主要从事航空光电成像技术的研究。E-mail: cleresky@vip.sina.com