

## 冷光学大口径长波红外探测器杜瓦窗口应用设计

朱海勇<sup>1,2</sup>, 曾智江<sup>1,2\*</sup>, 李雪<sup>1,2</sup>, 季鹏<sup>1,2</sup>, 陈俊林<sup>1,2</sup>, 张启<sup>1,2</sup>, 罗少博<sup>1,2</sup><sup>1</sup>中国科学院上海技术物理研究所传感技术联合国家重点实验室, 上海 200083;<sup>2</sup>中国科学院上海技术物理研究所, 上海 200083

**摘要** 为了提高大口径红外长波相机光学系统的成像质量,对红外长波杜瓦的温度场在不同窗口温度下进行了有限元分析和实验验证,明确了杜瓦窗口温度对探测器杂散光和冷屏热辐射的影响。结果表明,当窗口温度为 200 K 时,可有效抑制窗口引入的背景杂散光,满足设计需求。结合窗口工作温度,分析了力、热和力-热耦合对杜瓦窗口厚度、口径等设计参数的影响,并利用 Zernike 多项式对杜瓦窗口的形变量进行拟合,以调制传递函数和波像差作为评价指标,实现了大口径长波红外杜瓦组件的窗口变形控制。为了减小低温窗口引起的漏热以及确保窗口的可靠性,采用钛合金外壳实现杜瓦的低漏热以及更高强度的力学支撑。分析了厚度和口径分别为 4 mm 和 58 mm 的杜瓦窗口在三种工况下的形变对红外相机系统成像质量的影响。

**关键词** 光学设计; 红外探测; 杜瓦窗口; 冷光学设计; 力-热耦合; 成像质量

中图分类号 TN215 文献标志码 A

DOI: 10.3788/CJL221549

## 1 引言

随着空间技术日新月异的发展,红外遥感技术得到了广泛应用<sup>[1]</sup>。近年来,红外光电遥感仪器已被多颗卫星搭载<sup>[2-4]</sup>,如风云系列卫星、海洋卫星、环境卫星和高分 5 号卫星等。随着成像光学技术的进一步发展,红外光学探测系统向高空间分辨率、高光谱分辨率、高灵敏度等方向发展<sup>[5-9]</sup>,红外探测器的面阵规模也不断扩大,1000×1000、2000×2000 等规模的探测器已经发展成熟,探测器波长也由短波覆盖至长波红外<sup>[10]</sup>。杜瓦窗口是探测器与光学系统联系的通道,并作为光学元件参与光学系统成像。因此,杜瓦窗口直接影响着探测器的成像质量。对于冷光学大口径长波红外制冷组件来说,探测器面阵规模的增大会导致杜瓦窗口口径随之增大。探测器面阵规模的增大以及探测器工作波长向长波覆盖对杜瓦组件提出了更加严格的杂散光抑制设计要求。通常情况下,杜瓦窗口需作低温设计处理。杜瓦窗口是探测器杜瓦组件的重要组成部分,作为支撑杜瓦密封的真空接口,其内外侧存在压差。大口径杜瓦窗口在压力载荷和温度载荷下易发生形变,因此,研究不同设计参数下大口径杜瓦窗口在低温环境和压力下的面形变化,对于提高红外相机成像质量具有重要意义。

笔者提出了一种红外大口径相机杜瓦窗口的设计方案。针对窗口自身辐射易使长波红外大面阵探测器

成像产生杂散光的问题,分析了杜瓦窗口温度对探测器杂散辐射和冷屏辐射的影响。在合适的温度设计值下,分析了杜瓦窗口在力、热和力-热耦合作用下的变形情况,从而优化了杜瓦窗口的设计参数;分析该杜瓦窗口获得其面形数据,然后采用 MATLAB 对获得的面形数据进行 Zernike 多项式拟合,并结合光学成像设计分析了调制传递函数(MTF)和波像差,以期光学系统优化设计和热控相关设计提供参考。

## 2 窗口设计

## 2.1 组件结构设计

红外探测器杜瓦组件是探测器与光学、热学和电子学系统的接口,其主要结构包括窗口、冷屏、窗口帽、外壳、冷指和引线环等部分,如图 1 所示。窗口作为探

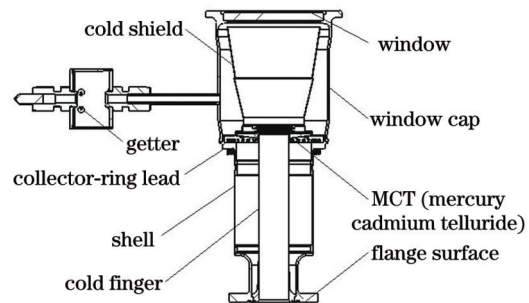


图 1 组件结构设计

Fig. 1 Assembly structure design

收稿日期: 2022-12-20; 修回日期: 2023-02-19; 录用日期: 2023-02-27; 网络首发日期: 2023-03-09

基金项目: 地球大数据科学工程(XDA19010102)、国家重大科研仪器研制项目(11427901)

通信作者: \*jonzeng@mail.sitp.ac.cn

测器接收系统的光学通道,通常与红外光学系统的出瞳位置(即杜瓦冷屏上端开孔处)接近。红外探测器通过薄壁冷指实现隔热支撑,制冷机与杜瓦冷指耦合后可保证探测器的工作温度。探测器通过引线互联工艺实现与整机电子学模块的电信号联通。

## 2.2 窗口强度分析

表 1 分别列举了 Ge、ZnSe 和 ZnS 等常用光学窗口的材料属性。真空杜瓦窗口材料的选择有以下考量: 1) 组件在工作时,杜瓦窗口内侧处于高真空状态,外侧为大气,窗口内外侧存在压差。为了减小压差带来的窗口形变,应选择弹性模量大的材料。2) 窗口作为光学元件参与红外光学成像,为了减小球差、色差等像差

的影响,窗口材料的折射率和阿贝数应尽量大。3) 为了减小背景辐射对红外探测器成像质量的影响,窗口需要进行深低温设计。为了减小低温下窗口发生的形变,窗口应选择热膨胀系数小、热导率大的材料。4) 窗口材料须与当前的镀膜工艺、窗口密封技术相匹配。5) 在探测器工作波段范围内,窗口须保持低的吸收率。对比表 1 所示窗口材料参数可知,Ge 的弹性模量最大,在 8~12  $\mu\text{m}$  波段内的折射率和阿贝数最大,具有较高的热导率和较小的膨胀系数,而且在 8~12  $\mu\text{m}$  波段内的红外吸收率低。综合考虑工程项目中真空镀膜技术和窗口钢焊工艺后认为 Ge 是一种理想的红外杜瓦窗口材料。

表 1 光学窗口的材料属性  
Table 1 Material properties of optical window

Material	Elastic modulus /Pa	Poisson's ratio	Thermal conductivity / ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{C}^{-1}$ )	Coefficient of thermal expansion / $^{\circ}\text{C}$	Density / ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	Refractive index at 10 $\mu\text{m}$	Abbe number in band 8-12 $\mu\text{m}$
Ge	$10.3\times 10^{10}$	0.26	60.2	$6.1\times 10^{-6}$	5323	4.0031	834
ZnSe	$7.03\times 10^{10}$	0.28	18	$7.1\times 10^{-6}$	5270	2.4064	57
ZnS	$7.45\times 10^{10}$	0.29	16.7	$7.6\times 10^{-6}$	4080	2.2002	23
GaAs	$8.48\times 10^{10}$	0.31	48	$5.7\times 10^{-6}$	5315	3.2770	107

杜瓦在地面工作时,窗口面向探测器的内侧为高真空,窗口外侧为大气环境,因此杜瓦窗口内外侧存在压差。窗口厚度需要满足力学强度要求,因此需要对窗口进行最小厚度计算。当直径为  $D_w$  的圆形光学内外表面存在一个压力差  $\Delta P_w$  时,光学窗口厚度  $S$  与断裂强度  $\sigma_F$  之间的关系<sup>[11]</sup>为

$$S = 0.5D_w \sqrt{k f_s \Delta P_w / \delta_F}, \quad (1)$$

式中:  $k$  为支撑条件系数,受到夹持的窗口取  $k=0.75$ ,无夹持时取  $k=1.25$ ;  $f_s$  为安全系数,一般取 4。

窗口材料为 Ge,其断裂应力的典型最小值为 76.114 MPa<sup>[12]</sup>,  $k$  取 0.75,杜瓦窗口内外表面压差  $\Delta P_w$  取 101.325 kPa,按式(1)计算可得到窗口的最小厚度为  $S=0.5\times 44\text{ mm}\times (0.75\times 4\times 0.101325/76.114)^{1/2}=1.39\text{ mm}$ 。

因此,设计的窗口厚度值需大于 1.39 mm。适当增加窗口厚度可以有效降低压差产生的光程差,同时也可以有效抑制温度梯度引起的折射率梯度从而抑制光程差<sup>[13-14]</sup>。鉴于此,本文窗口厚度设计值取 4 mm。

## 2.3 窗口工作温度分析

对大口径长波红外探测系统进行背景辐射抑制是保证光学系统成像质量的前提之一。如果对杂散光抑制不足,轻则造成像面能量分布不均,从而导致信噪比和调制传递函数(MTF)下降,非均匀性变差;严重时则导致探测器的探测信号被背景辐射的杂散光湮没,进而导致探测器失效<sup>[15]</sup>。窗口作为探测器的关键面,需要重点关注其对杂散辐射的抑制效果。

图 2 显示的是三个典型长波红外波段下杜瓦窗口的辐射杂散比(NSR)曲线,其中图 2(a)是 300 K 黑体目标下不同温度窗口的 NSR 曲线,图 2(b)不同温度黑体目标下 200 K 窗口的 NSR 曲线。NSR 定义为元件辐射到达探测器的杂散光能量与目标黑体通过光学系统到达探测器信号的比值<sup>[16]</sup>。从图 2(a)可以看到 NSR 曲线随着窗口温度降低而逐渐下降,这表明窗口自身辐射的杂散光随温度下降而减少。在 300~200 K 温度区间内 NSR 的下降幅度较大,表明杂散辐射得到了较好的抑制;当温度低于 200 K 时,随着温度降低,

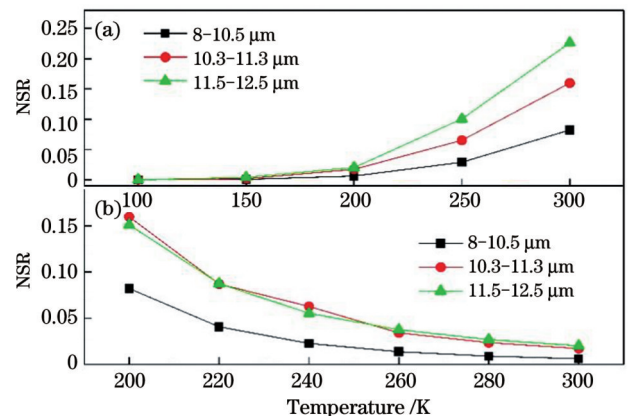


图 2 NSR 曲线。(a) 300 K 黑体目标下不同温度窗口的 NSR; (b) 不同温度黑体目标下 200 K 窗口的 NSR

Fig. 2 NSR curves. (a) NSR of different temperatures of window under 300 K blackbody target; (b) NSR of 200 K window under different temperatures of blackbody target



杜瓦窗口 NSR 的下降幅度较小,但此时窗口的 NSR 很小,杂散辐射可以忽略不计。该现象随着长波红外波段的延长而更加明显。红外探测系统目标的最低温度为 220 K,仪器背景辐射应小于 220 K 目标在像面上的照度。而在红外系统的背景辐射中,窗口的杂散辐射约占整个仪器背景辐射的 5%~10%。从图 2(b)可以看到,当目标温度为 220 K 时,窗口的 NSR 小于 0.1,满足设计要求。

进一步研究窗口温度对探测器杜瓦组件的影响,结果如图 3 所示。图 3(a)~(d)分别为窗口常温下的杜瓦液氮温度场、窗口 200 K 下杜瓦仿真温度场、冷屏和

探测器温度随窗口温度的变化、冷屏对探测器的辐射照度随窗口温度的变化。从图 3(c)可以看到:随着窗口温度下降,冷屏温度逐渐降低,探测器温度也越来越趋于 70 K 的理想工作点;在 180~300 K 窗口温度下,探测器都满足  $70\text{ K} \pm 0.5\text{ K}$  的工作温度。图 3(d)显示的是冷屏辐射照度与窗口温度之间的关系曲线,冷屏辐射杂散光随着窗口温度下降得到改善,杂散比在 300~200 K 内的下降幅度较大。当窗口温度为 200 K 时,冷屏辐射照度为  $1.68 \times 10^{-7}\text{ W/m}^2$ ,相比 300 K 窗口温度下的辐射照度下降了一个量级。因此,在折中考量制冷资源和杂散光的情况下,窗口设计温度取 200 K。

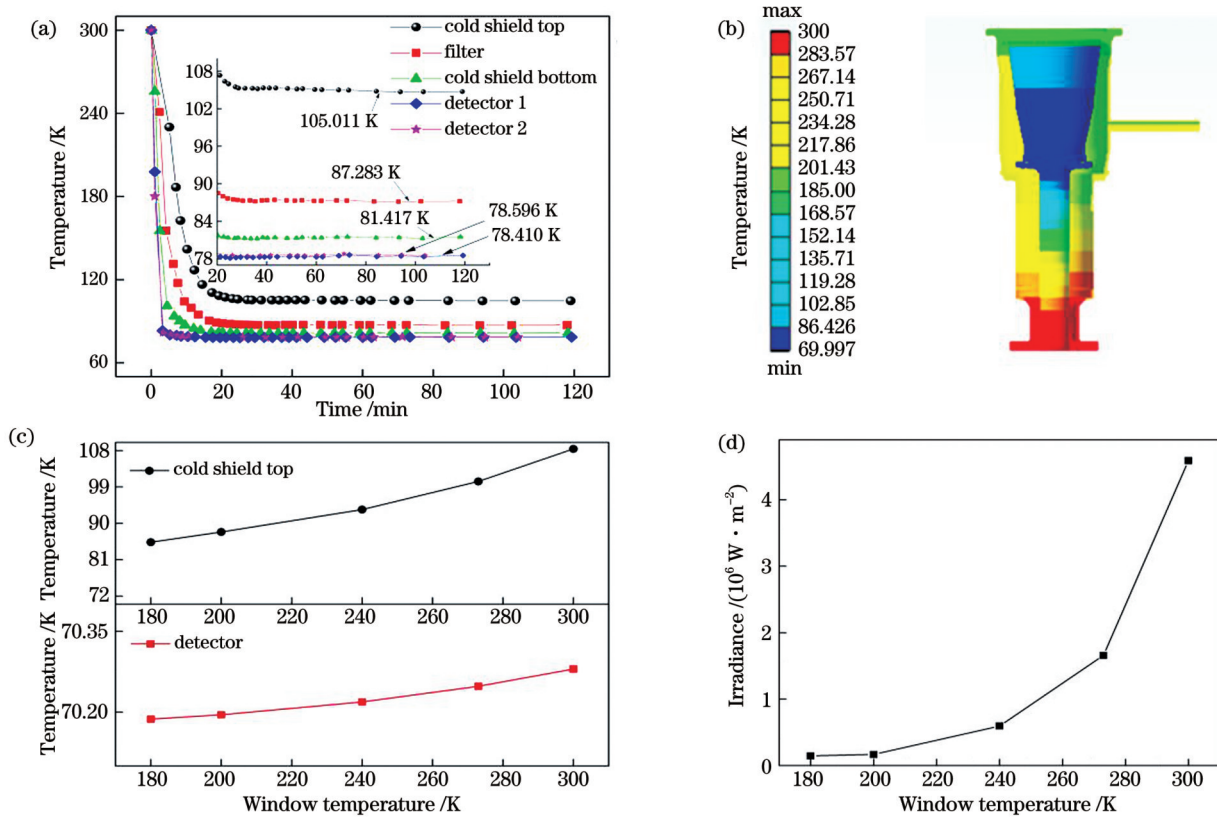


图 3 窗口温度对杜瓦温度场和杂散光的影响。(a)窗口常温下的杜瓦液氮温度场;(b)窗口 200 K 下的杜瓦仿真温度场;(c)冷屏和探测器温度随窗口温度的变化;(d)冷屏对探测器的辐射照度随窗口温度的变化

Fig. 3 Effect of window temperature on Dewar temperature field and stray light. (a) Dewar liquid nitrogen temperature field at the window room temperature; (b) Dewar simulation temperature field at window temperature 200 K; (c) temperature of cold screen and detector versus window temperature; (d) irradiance of the cold screen to the detector versus window temperature

为了使窗口维持 200 K 的低温,将辐冷板安装在窗口帽顶端端面,辐冷板通过辐射制冷将冷量由冷链传递至杜瓦窗口帽。为了保证探测器的工作温度,杜瓦通过冷指和制冷机耦合获得冷量。杜瓦与膨胀机安装端相对于窗口为热端。一方面,为了减小杜瓦与制冷机安装面对 200 K 低温窗口的热传导,尽量选择热导率低材料作为杜瓦外壳;另一方面,杜瓦与制冷机耦合后窗口帽和窗口处于悬臂状态,为了隔热,窗口帽通过聚酰亚胺圆环辅助支撑安装在底板上,如图 4 所示。同时,为了支撑大口径杜瓦组件通过航天环境力学测试,需要强度更高、质量更

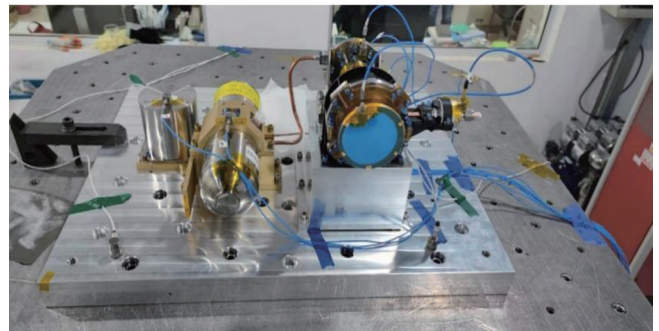


图 4 杜瓦制冷组件

Fig. 4 Dewar refrigeration assembly

轻的外壳支撑结构。表 2 列出了常用的三种外壳的材料属性,其中钛合金的热导率最低,强度更高。在相同的温差(300~250 K)下,钛合金外壳的传导漏热为 278 mW,相对于可伐合金(4J29)和不锈钢(304L)的传导漏热(550 mW 和 489 mW)分别下降了 49% 和 43%,大大降低了杜瓦的热损耗,起到了良好的隔热效果。

表 2 外壳的材料属性

Table 2 Material properties of shell

Material	Yield strength /MPa	Thermal conductivity / (W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
TC4 (Ti6Al4V)	870	8.37
4J29	343	16.53
304L	225.6	14.7

### 3 窗口热光效应

由前文可知杜瓦窗口的设计温度为 200 K。辐冷板安装于杜瓦窗口帽圆端面,尽管 Ge 窗口的导热性能较好,但窗口边缘与窗口中心仍存在温差。此外,窗口内外侧存在压差和温差。窗口外侧为大气,内侧则保持在真空度为 10<sup>-7</sup> Pa 量级的高真空状态。窗口外表面与外部环境(300 K)存在热交换,窗口内表面则与低温冷屏(85 K)发生辐射换热,因此,窗口外表面和内表面将产生温度梯度。温度梯度和压差将使通过窗口的红外波段发生波前畸变,从而导致大口径红外相机的分辨率和成像性能下降。

#### 3.1 低温载荷对杜瓦窗口的影响

当窗口处于低温状态时,对成像质量的影响主要

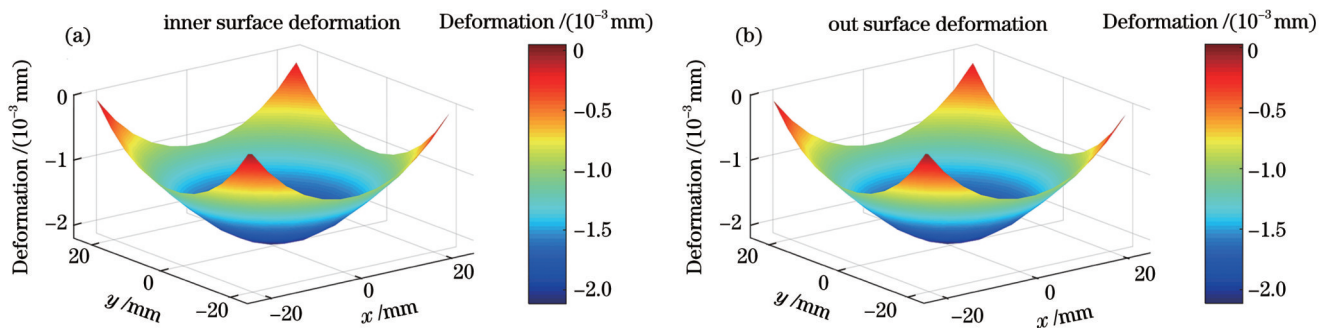


图 5 压力场作用下的杜瓦窗口变形。(a)内表面;(b)外表面

Fig. 5 Dewar window deformation caused by aerodynamic pressure effect. (a) Inner surface; (b) outer surface

#### 3.3 力-热耦合对杜瓦窗口的影响

利用仿真分析软件,对杜瓦窗口进行力-热耦合分析。采用顺序耦合的方法进行热稳态热分析,将低温载荷和压力载荷加载到窗口进行求解。压力场、温度场共同作用下的杜瓦窗口内外表面形变如图 7 所示。与前面讨论窗口在压力作用下呈现内凹变形不同的是,窗口在力-热耦合作用下出现了向外凸的趋势,这与前面分析的窗口在热载荷下的形变趋势一致。这表

有两方面:1)窗口的温度梯度导致窗口折射率产生梯度变化,从而产生光程差;2)窗口的温度梯度产生的热应力导致窗口面形发生改变,产生光程差。温度梯度分布分为轴向温度梯度分布和径向温度梯度分布。轴向温度梯度的影响表现为:当外表面温度高于内表面温度时,窗口向外凸出,反之向内凹。径向温度梯度的影响表现为:当边缘温度高于中心温度时,出现翘边现象,反之则出现塌边现象。

由于窗口外表面与环境(300 K)存在热交换,而窗口内部与杜瓦内部的低温冷屏(85 K)存在辐射换热,因此窗口外表面温度将高于窗口内部温度。在轴向温差的作用下,窗口会出现外凸现象。另外,冷链耦合面在窗口帽端面,冷流方向由窗口边缘指向窗口中心,因此窗口边缘温度将低于窗口中心温度,窗口将出现塌边现象。

#### 3.2 压力对杜瓦窗口的影响

杜瓦在地面工作时,为了保证探测器的工作环境,杜瓦内须保持在真空度为 10<sup>-7</sup> Pa 量级的死真空状态。杜瓦窗口外侧是大气环境,两侧的压差会使窗口变形,如图 5 所示。由图 5 可见,窗口呈现向内凹的趋势,窗口变形量级分布在 10<sup>-4</sup>~10<sup>-3</sup> mm 范围内,越靠近径向中心,窗口的变形越严重,中心变形量的最大值为 2.14 μm。与图 6 实测窗口最大变形量 2.11 μm 相吻合。并且这种变形会使通过窗口的长波红外波段的波前光程差发生变化。假设窗口为简单支撑,窗口的内外压差为 ΔP,则窗口形变引起的光程差<sup>[17]</sup>为

$$L_{OPD} = 0.00899(n - 1)\Delta P^2 d^2 / (E^2 h^5), \quad (2)$$

式中: $n$ 为窗口玻璃的折射率; $d$ 为窗口直径; $E$ 为窗口玻璃材料的弹性模量; $h$ 为窗口厚度。

明在力-热耦合过程中热载荷导致的窗口形变占据着主导地位,压力载荷及力-热耦合下的窗口形变量也印证了这一点。同时可以发现,在力-热耦合作用下,窗口内外表面的形变量呈径向梯度分布,越靠近中心,形变量越小,且窗口外表面的形变量略大于内表面。其中:外表面中心的形变量为 0.051 mm,面形变化均方根(RMS)值为  $9.16 \times 10^{-4}$  mm;内表面中心的形变量为 0.048 mm,面形变化 RMS 值为  $9.22 \times 10^{-4}$  mm。



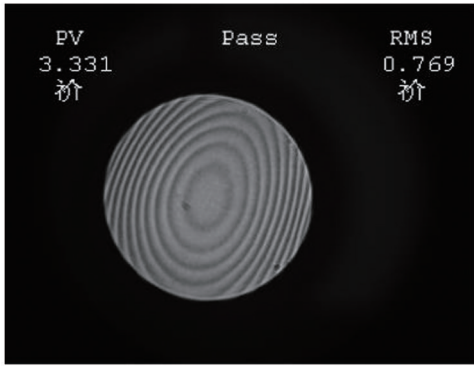


图 6 压力场作用下实测杜瓦窗口变形图

Fig. 6 Measured Dewar window deformation diagram under pressure field

### 3.4 一定厚度不同口径余量的窗口的热光分析

由前面的分析可知,由力-热耦合引起的面形变化

比压力载荷引起的面形变化更显著,温度载荷是导致窗口面形形变的主要因素。窗口越厚,温度载荷引起的表面热膨胀变形愈加明显<sup>[18]</sup>。窗口厚度增加不利于窗口面形。为了改善窗口面形,接下来对同一厚度不同口径余量的窗口在压力和低温载荷作用下的变形进行分析。

大口径长波红外探测器杜瓦组件窗口位置与红外光学系统出瞳位置重合,红外光学系统的出瞳口径为 43.8 mm。考虑到杜瓦窗口和红外探测器的对中偏差,保持窗口有效通光口径 44 mm 不变,取步长为 4 mm,对窗口口径为 46~58 mm 的杜瓦窗口在压力载荷、温度载荷和力-热载荷共同作用下的变形情况进行分析,只统计杜瓦窗口有效通光半径  $R$  在 22 mm 以内的形变量的 RMS 值,结果如图 8 所示。分析图 8 可以得到如下结论:

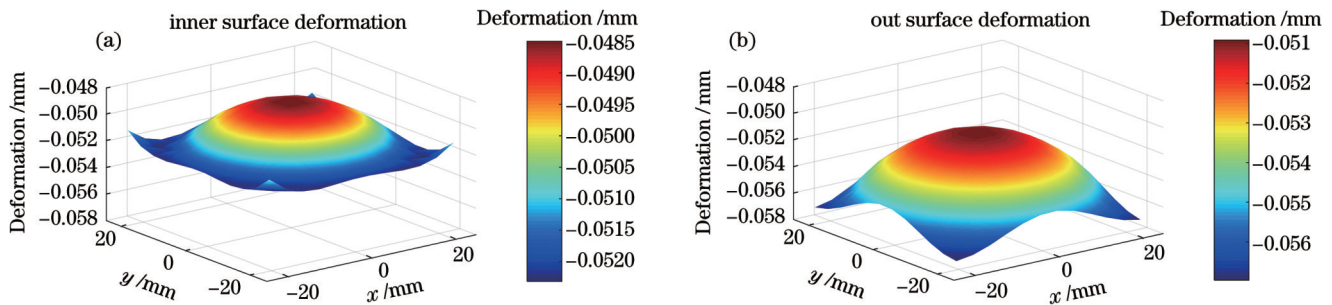


图 7 压力场、温度场共同作用下的杜瓦窗口形变。(a)内表面;(b)外表面

Fig. 7 Dewar window deformation caused by aerodynamic pressure and temperature fields. (a) Inner surface; (b) outer surface

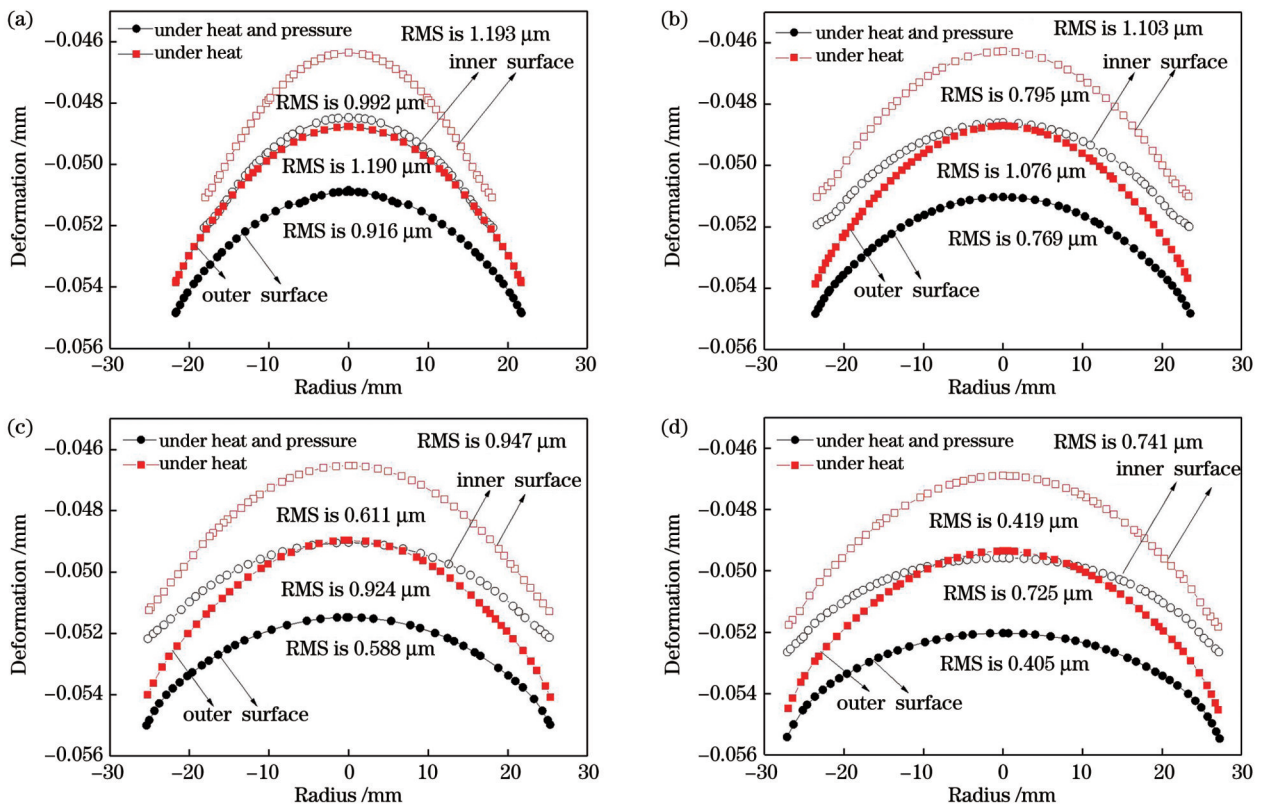


图 8 不同半径杜瓦窗口的变形曲线。(a)46 mm;(b)50 mm;(c)54 mm;(d)58 mm

Fig. 8 Deformation curves of Dewar window with different radius. (a) 46 mm; (b) 50 mm; (c) 54 mm; (d) 58 mm

1) 对于同一厚度和口径的杜瓦窗口,在压力载荷作用下其中心具有最大的形变,而在热载荷和力-热耦合作用下其最大形变出现在窗口边缘处。这表明热载荷导致的形变大于压力载荷导致的形变,热载荷导致的形变占据主导地位。

2) 对于同一厚度和口径的杜瓦窗口,在热载荷和力-热载荷作用下其外表面的形变量大于其内表面的形变量,且外表面有效通孔孔径内形变量的 RMS 值优于内表面的 RMS 值。

3) 对于同一厚度和口径的杜瓦窗口,其在力-热载荷下的形变量大于单独热载荷作用下的形变量。压力载荷可以改善单独热载荷作用下杜瓦窗口有效通孔孔径内形变量的 RMS 值,表现为力-热载荷作用下的变形曲线相对于单独热载荷作用下的变形曲线更平缓,有效通孔孔径内形变量的 RMS 值更小,且曲线极差值(PV 值)更小,此时口径为 58 mm 的窗口内外表面的 RMS 值分别为 0.405  $\mu\text{m}$  和 0.419  $\mu\text{m}$ 。

4) 对于同一厚度的杜瓦窗口,随着窗口口径余量增加,热载荷和力-热载荷作用下的形变量逐渐增加,有效通孔孔径内形变量的 RMS 值逐渐减小,窗口面形得到改善。

#### 4 不同工况下杜瓦窗口形变对成像质量的影响

杜瓦窗口作为光学系统元件参与光学成像,窗口表面的形变将导致入射到焦平面的成像光线产生光程差,从而影响成像质量。大口径长波红外探测器杜瓦组件从零件加工到组件随载荷在太空应用经历了三个阶段:1)在杜瓦组件上安装好红外探测器芯片后,为了

验证探测器的可靠性,须将组件在真空状态下进行红外焦平面成像测试。此时,杜瓦窗口为常温,杜瓦窗口内外存在压差。2)红外探测器杜瓦组件完成封装后与制冷机耦合并安装在整星上进行定标,此时杜瓦窗口为 200 K 低温,窗口内外存在压差。3)红外探测器杜瓦组件随载荷完成发射后,杜瓦窗口为低温,杜瓦内外都为真空状态,不存在压差。

为了分析不同工况下窗口形变对红外相机成像的影响,选用厚度为 4 mm、直径为 58 mm 的杜瓦窗口进行分析。对杜瓦窗口内外变形表面的面形进行 Zernike 多项式拟合,将拟合的 Zernike 多项式代入光学系统,并以调制传递函数(MTF)和波像差作为成像评价指标。其中工况 3 下杜瓦窗口内外表面面形的前 10 项 Zernike 系数如表 3 所示。

图 9 为窗口理想状态下的系统 MTF 曲线。表 4 和表 5 分别为杜瓦窗口在不同工况下形变的 3 个视场

表 3 工况 3 下内外表面面形的前 10 项 Zernike 系数  
Table 3 First ten Zernike polynomial coefficients of inner and outer surface shapes under condition 3

Coefficient	Value of outer surface	Value of inner surface
$Z_1$	0.0002406	0.0002285
$Z_2$	$-2.297 \times 10^{-6}$	$-2.675 \times 10^{-6}$
$Z_3$	0.0001111	$-0.0001059$
$Z_4$	$3183 \times 10^{-6}$	$3.064 \times 10^{-6}$
$Z_5$	$1.937 \times 10^{-6}$	$1.859 \times 10^{-6}$
$Z_6$	$-2.852 \times 10^{-7}$	$-2.704 \times 10^{-7}$
$Z_7$	$-2.128 \times 10^{-9}$	$-1.742 \times 10^{-9}$
$Z_8$	$3.438 \times 10^{-8}$	$3.281 \times 10^{-8}$
$Z_9$	$-8.153 \times 10^{-9}$	$-7.768 \times 10^{-9}$
$Z_{10}$	$-1.1452 \times 10^{-9}$	$-8.751 \times 10^{-10}$

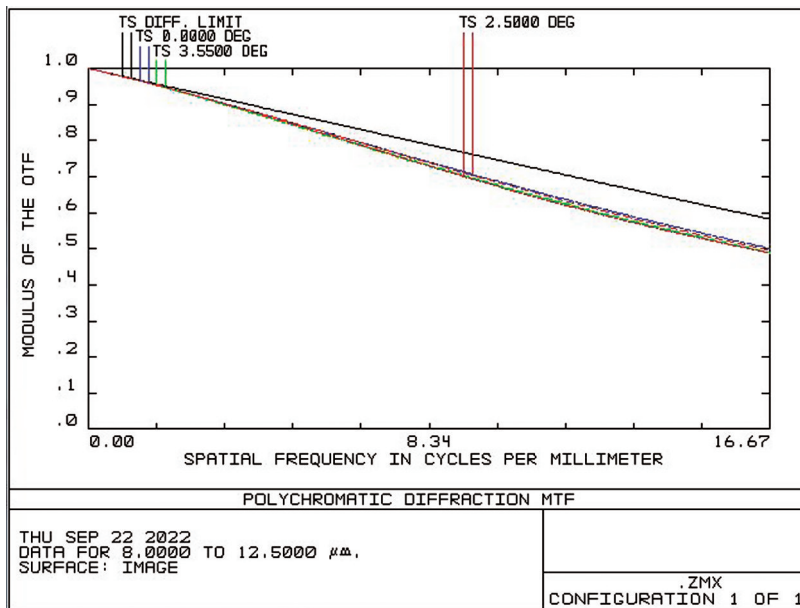


图 9 未形变轴上视场的系统 MTF 曲线

Fig. 9 System MTF curve on the axial field without deformation

表 4 3 个视场在奈奎斯特频率处的系统 MTF 变化  
Table 4 Variation of the system MTF of three fields at Nyquist frequency

Condition	MTF at 16.67 lp/mm					
	Axial field of view		0.7 field of view		Full field of view	
	Meridian	Sagittal	Meridian	Sagittal	Meridian	Sagittal
Original	0.5010	0.5010	0.4890	0.4952	0.4893	0.4878
Condition 1	0.5002	0.5002	0.4893	0.4953	0.4885	0.4869
Condition 2	0.4996	0.4996	0.4891	0.4944	0.4881	0.4867
Condition 3	0.4985	0.4985	0.4840	0.4926	0.4933	0.4919

表 5 变形影响下主波长波像差的变化  
Table 5 Variation of wave aberration of primary wavelength based on deformation effect

Condition	RMS of wavefront error /λ		
	Axial field of view	0.7 field of view	Full field of view
Without deformation	0.0179	0.0444	0.0270
Condition 1	0.0185	0.0455	0.0286
Condition 2	0.0181	0.0437	0.0274
Condition 3	0.0189	0.0468	0.0291

的 MTF 和波像差数值。从表 4 和表 5 可以看到,在不同工况下,杜瓦窗口 3 个视场的 MTF 值和波像差值都有微小波动。通过对比可以看出,在这 3 种工况下,窗口在压力载荷和温度载荷影响下的面形变化 RMS 值都很小,都在微米量级以下,窗口表面或向内凹,或向外凸,窗口变形后形成了一个光焦度很小的透镜。因此,透镜系统的 MTF 和波像差在某个视场下出现微小波动。但这种波动很小,对光学系统成像质量的影响可以忽略。因此,在上述 3 种工况下,杜瓦窗口设计尺寸能满足光学系统波像差的要求。

## 5 结 论

大口径长波红外探测器杜瓦窗口设计对红外探测器的成像质量具有重要影响。窗口采用热导率大、热膨胀系数小、强度和阿贝数高的 Ge, 计算了杜瓦窗口的最小设计厚度。当窗口设计温度为 200 K 时,窗口的自身辐射和冷屏的辐射杂散光都得到了较好的改善,可以满足设计要求。采用高强度的钛合金作为外壳,以实现更低的热损耗。相对于传统的可伐合金(4J29)和不锈钢(304L)外壳,钛合金外壳的传导热损耗分别下降了 49% 和 43%。进一步分析了同一厚度不同口径余量的窗口在力、热和力-热耦合作用下的变形情况,结果表明,窗口在温度载荷下的形变量远大于在压力载荷下的形变量。压力可以改善热耦合下窗口的面形,厚度为 4 mm、口径 58 mm 的杜瓦窗口内外表面在力-热耦合下形变量的 RMS 值分别为 0.405 μm 和 0.419 μm。在前文所述 3 种工况下,杜瓦窗口的形变对红外光学系统成像质量的影响可以忽略。

## 参 考 文 献

- [1] del Rocio Camacho-Morales M, Rocco D, Xu L, et al. Infrared upconversion imaging in nonlinear metasurfaces[J]. *Advanced Photonics*, 2021, 3(3): 036002.
- [2] Chander G, Markham B L, Helder D L. Summary of current radiometric calibration coefficients for Landsat MSS, TM, ETM+, and EO-1 ALI sensors[J]. *Remote Sensing of Environment*, 2009, 113(5): 893-903.
- [3] Montanaro M, Barsi J, Lunsford A, et al. Performance of the thermal infrared sensor on-board Landsat 8 over the first year on-orbit[J]. *Proceedings of SPIE*, 2014, 9218: 921817.
- [4] Xiong X X, Sun J Q, Wu A S, et al. Terra and Aqua MODIS calibration algorithms and uncertainty analysis[J]. *Proceedings of SPIE*, 2005, 5978: 59780V.
- [5] 武红宇, 白杨, 王灵丽, 等. 吉林一号宽幅 01 星宽幅相机在轨几何定标及精度验证[J]. *光学精密工程*, 2021, 29(8): 1769-1781.  
Wu H Y, Bai Y, Wang L L, et al. On-orbit geometric calibration and accuracy verification of Jilin1-KF01A WF camera[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2021, 29(8): 1769-1781.
- [6] Peng X, Kong L B. Design of a real-time fiber-optic infrared imaging system with wide-angle and large depth of field[J]. *Chinese Optics Letters*, 2022, 20(1): 011201.
- [7] 陈红顺, 贺辉, 肖红玉, 等. 基于光谱特征的高空间分辨遥感影像阴影检测[J]. *光学精密工程*, 2015, 23(10): 484-490.  
Chen H S, He H, Xiao H Y, et al. Shadow detection in high spatial resolution remote sensing images based on spectral features [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2015, 23(10): 484-490.
- [8] 陈世涵, 李玲, 蒋弘凡, 等. 基于高空间分辨率卫星遥感数据的探测环境变化对气温的影响[J]. *光学学报*, 2020, 40(10): 165-174.  
Chen S H, Li L, Jiang H F, et al. Impact of observational environment change on air temperature based on high-spatial-resolution satellite remote sensing data[J]. *Acta Optica Sinica*, 2020, 40(10): 165-174.
- [9] Yu Q H, Wu D M, Chen F C, et al. Design of a wide-field target detection and tracking system using the segmented planar imaging detector for electro-optical reconnaissance[J]. *Chinese Optics*



- Letters, 2018, 16(7): 071101.
- [10] Zhu J Q, Zhu H, Liu M J, et al. Ultrabroadband and multiband infrared/terahertz photodetectors with high sensitivity[J]. Photonics Research, 2021, 9(11): 2167-2175.
- [11] 张庆鹏, 谭毅, 任戈, 等. 大口径光学窗口结构及支撑技术[J]. 强激光与粒子束, 2018, 30(12): 19-25.  
Zhang Q P, Tan Y, Ren G, et al. Technology for the structure and supporting form of large aperture optic window[J]. High Power Laser and Particle Beams, 2018, 30(12): 19-25.
- [12] 冯德仲, 苏小平, 闵振东, 等.  $\Phi 300$  mm 红外锗单晶生长及性能测试[J]. 稀有金属, 2006, 30(5): 692-694.  
Feng D S, Su X P, Min Z D, et al. Growth and properties of  $\Phi 300$  mm germanium monocrystal[J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2006, 30(5): 692-694.
- [13] 黎明, 吴清文, 余飞. 基于热光学分析的光学窗口玻璃厚度的优化[J]. 光学学报, 2010, 30(1): 210-213.  
Li M, Wu Q W, Yu F. Optimization of optical window glass thickness based on the thermal optical analysis[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(1): 210-213.
- [14] 张磊, 张松, 王海伟, 等. 像质检测用光学窗口的温度适应性设计与实验[J]. 应用光学, 2022, 43(1): 30-35.  
Zhang L, Zhang S, Wang H W, et al. Temperature adaptability design and experiment of optical windows for image quality detection[J]. Journal of Applied Optics, 2022, 43(1): 30-35.
- [15] Sun C M, Zhao F, Zhang Z. Stray light analysis of large aperture optical telescope using TracePro[J]. Proceedings of SPIE, 2014, 9298: 92981F.
- [16] 杜述松, 王咏梅, 杜国军, 等. 干涉成像光谱仪的杂散光分析[J]. 应用光学, 2009, 30(2): 246-251.  
Du S S, Wang Y M, Du G J, et al. Stray light analysis of Fabry-Perot interference imaging spectrometer[J]. Journal of Applied Optics, 2009, 30(2): 246-251.
- [17] 方煜, 相里斌, 吕群波, 等. 光学窗口厚度设计及形变对相机性能影响[J]. 光学学报, 2013, 33(4): 0422007.  
Fang Y, Xiangli B, Lü Q B, et al. Design of optical window thickness and influence of its deformation on multi-spectral camera's optical performance[J]. Acta Optica Sinica, 2013, 33(4): 0422007.
- [18] 范达, 明星, 刘昕悦, 等. 高空高速环境热光学分析及光学窗口设计[J]. 红外与激光工程, 2016, 45(8): 0818001.  
Fan D, Ming X, Liu X Y, et al. Thermal optical analysis and design of optical window in high-altitude and high-speed environment[J]. Infrared and Laser Engineering, 2016, 45(8): 0818001.

## Application Design of Dewar Window for Cold Optical Large-Aperture Long-Wave Infrared Detectors

Zhu Haiyong<sup>1,2</sup>, Zeng Zhijiang<sup>1,2\*</sup>, Li Xue<sup>1,2</sup>, Ji Peng<sup>1,2</sup>, Chen Junlin<sup>1,2</sup>, Zhang Qi<sup>1,2</sup>, Luo Shaobo<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>State Key Laboratory of Transducer Technology, Shanghai Institute of Technical Physics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 200083, China;

<sup>2</sup>Shanghai Institute of Technical Physics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 200083, China

### Abstract

**Objective** Infrared remote sensing is widely used for Earth and Ocean observations. With the development of optical technology, infrared detection systems are developing toward higher resolution, hyperspectrum, and higher sensitivity. With the increasing scale of the detector array, the working wavelength also covers long waves. To ensure working performance, an infrared Dewar module must be more strictly designed to suppress stray radiation. On the one hand, to suppress stray radiation, the Dewar window adopts low-temperature optical technology. On the other hand, the Dewar window weight increases with array size, suggesting higher requirements for the supporting strength and heat insulation of the shell. In addition, the Dewar module goes through three working states, from assembly to application, and the window deformations in these three working states are different, affecting the design of the infrared optical system.

**Method** The temperature field of the large-aperture infrared and long-wave Dewar window was analyzed by finite element analysis and verified by experiments. The influence of the temperature of the Dewar window on the stray light and heat radiation of the cold screen was clarified. To reduce heat leakage between the low-temperature window and the flange surface, the strength and heat insulation performance of the three types of shell support materials were compared. The effects of force, heat, and force-heat coupling on the design parameters of the Dewar window, such as the thickness and aperture margin, were analyzed. The deformation of the Dewar window was fitted using a Zernike polynomial, and the modulation transfer function (MTF) and wave aberration were used as evaluation indices to control window deformation of the large-aperture long-wave infrared Dewar module. Subsequently, the influence of Dewar window deformation on the imaging quality of the infrared camera system under three conditions was analyzed.

**Results and Discussions** When the window temperature decreases to 200 K, the window stray light and cold screen radiation are well suppressed (Fig. 3). When the target temperature is 220 K, the window radiation spurious ratio is less than 10%, satisfying the design requirements (Fig. 2). To reduce the heat leakage caused by the low-temperature window and ensure reliable use, a titanium alloy shell with higher strength and lower heat conductivity is adopted. Under the same temperature difference (300–250 K), the heat conduction of the titanium alloy shell is 278 mW; this is 49% and 43% lower than those of Kovar alloy (4J29) and stainless steel (304L), respectively (Fig. 4, Table 2). In mechanical-heat coupling, the window deformation caused by the heat load is dominant (Figs. 5 and 7), and increasing the window aperture is helpful to improve the window surface shape under mechanical-heat coupling (Fig. 8). When the thickness and aperture of the window are 4 mm and 8 mm, respectively, the influence of window deformation on



the imaging quality can be neglected under the three conditions (Tables 4 and 5).

**Conclusions** The application of a large-aperture long-wave Dewar window is studied, and the operating temperature of the window is determined according to the design requirements for stray light in engineering projects. Combined with the working temperature of the window, the deformation under the coupling of force and heat is analyzed, and the window design is optimized. Combined with the optical imaging design, the MTF and wave aberration are analyzed, and the influence of Dewar window deformation on the detector imaging quality under the three conditions is confirmed. This study provides a reference for optical system optimization and heat control-related designs.

**Key words** optical design; infrared detection; Dewar window; cold optical design; force-thermal coupling; imaging performance