

分类号 TN305..5

密级

UDC

编号

中国科学院研究生院

硕士学位论文

长线列红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术研究

(王小坤)

指导教师 龚海梅 研究员 朱三根 研究员

申请学位级别 硕士 学科专业名称 微电子学与固体电子学

论文提交日期 2007、04、11 论文答辩日期 2007、05、24

培养单位 中国科学院上海技术物理研究所

学位授予单位 中国科学院研究生院

答辩委员会主席 杨建荣 研究员

学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文，是本人在导师指导下，进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本学位论文的研究成果不包含任何他人创作的、已公开发表或者没有公开发表的作品的内容。对本论文所涉及的研究工作做出贡献的其他个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本学位论文原创性声明的法律責任由本人承担。

学位论文作者签名：

年 月 日

学位论文使用授权说明

本人同意：中国科学院上海技术物理研究所有权保留学位论文的印刷本和电子版，并采用影印、缩印、扫描、数字化或其它手段保存论文；有权提供目录检索以及提供本学位论文全文或者部分的阅览服务；有权按规定向国家有关部门或者机构送交论文的复印件和电子版；在不以赢利为目的的前提下，有权复制论文的部分或全部内容用于学术活动。

经指导教师审核，本学位论文属于保密，密级为：_____。涉密论文在解密后，以上学位论文使用授权说明适用。

论文作者签名：

年 月 日

指导教师签名：

年 月 日

摘 要

红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术的研究,是推动红外焦平面探测器应用的必不可少的关键部分。其是指从带有读出电路的红外焦平面阵列完成后到提供系统使用前的一段工艺。主要解决的问题有低温封装、制冷机接口、空间环境适应性等。根据红外焦平面/杜瓦组件的封装工艺流程,分解得到红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术由微型杜瓦的制备、红外焦平面的高精度及光学配准组装、可靠性及应用等部分组成。

随着红外探测器由单色、单通道向多色、多通道发展,由单元向线列、面阵等多元器件发展,特别是焦平面阵列红外器件的问世,使得红外技术很快更新换代。长线列红外焦平面在空间对地观测方面应用尤其重要,对其的工程化封装技术的研究也就成为长线列红外焦平面空间应用的关键环节之一。本文针对红外长线列焦平面工程化封装的特殊要求,阐明其工程化封装的关键难点,通过研究提出合理的解决措施,成功地研制出 256×1 元和 2000×1 元长线列红外焦平面杜瓦组件,并通过了可靠性摸底试验。

另外本文以 2000×1 红外焦平面/杜瓦组件为例,在权衡低漏热、高强度和优良电性能的基础上,完成其杜瓦各部件的优化设计,并对杜瓦结构做了详细地设计计算,设计出满足焦平面器件封装、光学、制冷要求的杜瓦结构;根据 2000×1 元红外焦平面/杜瓦组件的设计要求,从传热学、力学、真空寿命等方面进行理论分析,阐明杜瓦的热负载、力学适应性和真空寿命等指标满足设计要求。本文还完成了杜瓦在力学适应性和真空寿命方面的各种适应性试验,实验表明满足应用要求。同时还设计并实施了一系列试验验证结构和工艺设计的效果,实验表明结构和工艺设计达到了预期效果。

真空寿命是红外焦平面/杜瓦组件性能的两个重要指标之一,影响真空寿命的因素有杜瓦组件气密性和放气。而保证杜瓦组件气密性的工艺是激光焊接、钎焊和红外光学窗口与金属外壳的气密焊接。本文还对红外焦平面/杜瓦组件常用材料的激光焊接参数和结构的优化进行了研究,得到了一些经验和结论。另外针对杜瓦组件轻量化的发展趋势,对钛合金在杜瓦研制中的应用进行了探索,得到了钛合金和柯伐高气密钎焊的工艺条件。

关键词: 封装技术; 杜瓦组件; 长线列红外焦平面; 热负载; 真空寿命;

作者: 王小坤

专业: 微电子学与固体电子学

导师: 龚海梅、朱三根

字数: 约 39, 523

日期: 2007 年 5 月

The study of Long linear Infrared focal plane/ Dewar packaging technics

Wang Xiao-kun (Microelectronics and Solid State Electronics)

Directed by Professor Gong Hai-mei and Professor Zhu San-gen

ABSTRACT

The research of Infrared focal plane/Dewar assembly package technology is essential for advancing application of infrared detector. This technology provides technics after finishing infrared focus plane detector and before the use in integral system. It mainly resolve package、port of cryogenic cooler、 compatibility in space environment problems. The accomplishment of micro Dewar、 high precision photology assembly、 reliability application are cardinal constituent of Infrared focus plane/Dewar assembly package technology .

With the development of infrared detector from monocolour to multicolor ,single channel to multi-channel, element to linear、 plane array .Especially the infrared focal plane array pushes the technology of infrared detector forward. The long alignment infrared focal plane is important in observation from space to ground, so the research of package technology is one important step in application of long alignment infrared focal plane detector .This paper according to special engineering package requirements of infrared long alignment detector, illuminate the difficult points. Through appropriate problem-solving method 256×1 、 2000×1 pixel Infrared focal plane/Dewar assembly are succeeded made.

This paper emphasis on 2000×1 pixel Infrared focal plane/Dewar assembly, on the basement of low thermal loss, high strength mechanics, and outstanding electricity performance, accomplish the structure design of parts and integral of Dewar meets infrared detector requirements in package、 photology、 low temperature. The theoretical analysis in thermal transmission study、 mechanics、 vacuum life satisfy requirement. It also finishes experiments in mechanical and vacuum life adaptability, the result also proved to be qualified. Through experiments to testify the effect of structural and technical design, the expected results are obtained.

Vacuum life is an important performance parameter of Infrared focal plane/Dewar assembly. The leakage and outgassing are important factor to vacuum life of Dewar. Leakage involve laser welding\braze welding\infrared optical lens welding. This paper also explores laser welding parameter and optimization of lased structure. According to tendency of light weight in Dewar, the use of titanium alloy in Dewar is explored preliminarily and get the technique of braze welding of titanium alloy and covar.

Keyword: package technology; Dewar; long linear IRFP; thermal loss; vacuum life

Author: Wang Xiao-kun

Major: Microelectronics and Solid State Electronics

Advisor: Professor Gong Hai-mei and Professor Zhu San-gen

Word Number: 39,523

目 录

学位论文原创性声明及学位论文使用授权说明	封二
摘要	I
ABSTRACT	II
目录	III
第一章 引言	1
1.1 星用红外探测器封装技术的发展	1
1.1.1 前言	1
1.1.2 红外探测器封装技术概述	1
1.1.3 星用红外探测器封装技术	1
1.1.4 红外探测器杜瓦组件封装技术	2
1.2 星用红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术的内涵	5
1.3 星用红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术研究的必要性	6
1.4 本课题研究的内容和目的	7
1.5 本课题研究的意义	7
1.6 论文结构介绍	7
1.7 本章小结	7
第二章 长线列全金属微型杜瓦的研究	9
2.1 长线列全金属微型杜瓦研制的必要性	9
2.2 国内外杜瓦研究情况	9
2.3 长线列全金属微型杜瓦设计的关键问题	10
2.3.1 长线列碲镉汞焦平面探测器装载面支撑结构的热力学设计和实现	10
2.3.2 红外焦平面探测器引出信号线的优化及装载面电极的制备	11
2.3.3 大尺寸异形窗口部件的制备	12
2.3.4 微型杜瓦零部件的处理工艺	12
2.3.5 微型杜瓦真空寿命	13
2.4 长线列全金属微型杜瓦产品设计及主要技术指标	13
2.4.1 256×1 全金属微型杜瓦产品设计及主要技术指标	13

2.4.2 2000×1 全金属微型杜瓦产品设计与主要技术指标	14
2.5 结论	14
2.5 本章小结	15
第三章 2000 元长线列杜瓦的结构设计及工艺设计	17
3.1 杜瓦芯柱设计	17
3.1.1 杜瓦芯柱材料的选用	17
3.1.2 杜瓦芯柱尺寸的确定	18
3.1.3 杜瓦芯柱的力学分析	18
3.2 杜瓦冷头的设计	20
3.3 杜瓦引线的设计	21
3.3.1 引线材料的选用及其工艺的选择	21
3.3.2 引线长度的确定	22
3.4 引线环的设计	23
3.5 引线电极板的设计	25
3.6 杜瓦外壳设计	25
3.7 杜瓦窗口帽的设计	25
3.8 吸气剂的选用和安装设计	26
3.9 杜瓦的其他附件的设计	26
3.10 杜瓦的焊接及装配工艺	27
3.10.1 杜瓦的焊接工艺设计	27
3.10.2 杜瓦的装配工艺	27
3.11 本章小结	28
第四章 2000 元全金属微型杜瓦的热力学和真空分析	31
4.1 杜瓦的热学分析	31
4.1.1 杜瓦的热容量计算	31
4.1.2 杜瓦的漏热计算	32
4.1.2.1 传导漏热	32
4.1.2.2 对流漏热	33
4.1.2.3 辐射漏热	37
4.1.3 焦耳漏热	38

4.2 杜瓦的力学分析	38
4.2.1 杜瓦芯柱的力学分析	39
4.2.1.1 结构静力学分析	39
4.2.1.2 模态分析	40
4.3 杜瓦的真空分析	41
4.3.1 影响杜瓦真空的因素	41
4.3.2 杜瓦的放气和真空寿命分析	43
4.3.2.1 渗透放气	43
4.3.2.2 解吸放气	44
4.3.2.3 杜瓦的真空寿命分析	46
4.3.2.4 吸气剂使用对杜瓦真空的影响	48
4.4 本章小结	49
第五章 杜瓦制备的相关验证试验	51
5.1 杜瓦的气密焊接	51
5.1.1 激光焊接	51
5.1.2 钛合金与柯伐的钎焊试验	55
5.2 杜瓦设计验证试验	56
5.2.1 80K 温度下杜瓦的热负载测试实验	56
5.2.1 杜瓦的降温时间及冷头温度均匀性测试实验	56
5.2.2 杜瓦的光栏的温度分布及均匀性测试实验	57
5.2.3 吸气剂高温激活时的发热对冷头位置的温度影响实验	57
5.2.4 吸气剂高温激活时的发热对铜埋电极处的温度影响实验	58
5.3 杜瓦空间适应性试验	58
5.3.1 力学试验	59
5.3.2 高温储存试验	59
5.4 本章小结	60
第六章 结论和展望	61
6.1 结论	61
6.2 展望	61

参考文献-----	63
攻读硕士学位期间发表的文章及专利-----	65
致 谢-----	67

第一章 引言

1.1 星用红外探测器封装技术的发展

1.1.1 前言

红外探测器由单色、单通道向多色、多通道发展,由单元向线列、面阵等多元器件发展,特别是焦平面阵列红外器件的问世,使得红外技术很快更新换代。以它为核心的红外成像系统把航天航空红外遥感、遥测推上新水平。红外探测器的发展已推动了红外探测器封装技术的发展。

1.1.2 红外探测器封装技术概述

1.1.2.1 封装技术的概念和功能^[1]

电子器件封装简称封装见图1.1,狭义概念上一般是指利用膜技术及微细连接技术,将半导体元器件及其他构成要素在框架或基板上布置、固定及连接,引出接线端子,并通过可塑性绝缘介质灌封固定构成整体立体结构的工艺。广义封装是狭义封装与实际工程及基板技术的总和,将半导体电子元器件所具有的电子物理功能转变为适用于机器或系统的形式,使之成为人类社会服务的科学。

封装的基本功能包括电源供给、信号交流、散热、芯片保护和机械支撑等,具体说有以下基本功能:(1)为半导体芯片提供机械支撑和环境保护;(2)接通半导体芯片的电压与电流通路;(3)为芯片提供信号的输入和输出通路;(4)提供散热通路,散逸半导体芯片工作时产生的热量。

1.1.2.2 传统微电子封装技术的发展^[2]

微电子封装的发展历程见图1.2,可追溯到1947年世界上发明第一只半导体晶体管,在20世纪50年代是以三根引线的TO型外壳封装为主,采用的工艺主要是金属玻璃封装工艺。与此同时发明了生瓷流延工艺,为多层陶瓷工艺的发展奠定基础。1958年发明第一块半导体集成电路,推动多引线封装外壳的发展。其后依次出现双列直插式封装(DIP)外壳、无引线陶瓷式载体(LCCC)、塑料有引线式载体(PLCC)和四边引线扁平封装(QFP)等。到90年代出现球栅阵列封装(BGA),与此同时在BGA的基础上还发展了芯片级封装(CSP),它与多芯片组件封装被认为是最有前途的高密度微电子封装技术。

1.1.2.3 红外探测器的封装技术

红外探测器的封装技术研究也属于微电子的一个分支,故具有微电子封装技术的共性。但由于星用红外探测器特殊的使用场合及自身的特点,其封装技术又有不同的特点。

1.1.3 星用红外探测器封装技术

1.1.3.1 星用红外探测器的封装形式

从红外探测器工作的温度分,有低温和室温两种。工作在室温的红外探测器件其封装形式一般采用管壳封装形式;工作在低温的红外探测器封装形式取决于提供的制冷模式。到目

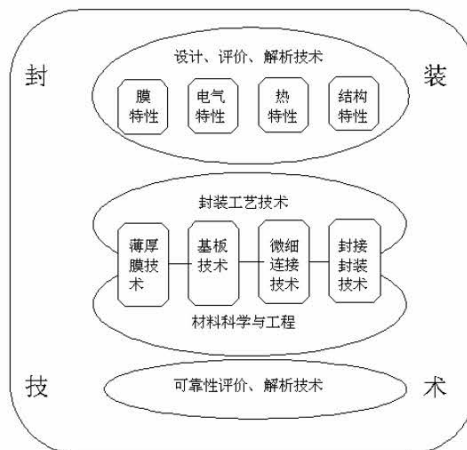


图 1.1 封装技术的概念

时间/年	1960	1965	1970	1975	1980	1985	1990
封装形式	插入封装		表面贴装	混合	混合封装		芯片封装
基板	单面、双面		多层基板	陶瓷基板	金属复合基板		柔性基板
器件	分立元件		芯片器件		芯片小型化		复合器件
封装类型及结构	插入型						
	TO-1型	TO-5型	DIP (树脂陶瓷)	DIP (塑料)	散粒结构SIP, DIP	PGA(陶瓷)	小型DIP
	表面贴装型						
			扁平封装(玻璃封装)	扁平封装(树脂封装)	LCCC(塑料)	TAB	QFP
					MSP	SDP	PLCC
							SDJ
							薄型封装

图 1.2 封装技术发展的历程

前为止,已经用于空间低温制冷的方式有固体制冷、超流氦杜瓦制冷、辐射制冷以及机械制冷。针对这些制冷方式,红外探测器封装形式主要有管壳封装和微型杜瓦封装两种。

1.1.3.1.1 管壳封装形式

由于红外探测器其信号多为微弱信号,采用金属管壳可以减弱外来电磁干扰,管壳的形式主要有金属—陶瓷封装和金属—玻璃封装。

(1) 金属—陶瓷封装:

其结构包括:管座(管壳底、窗口座、陶瓷电极、陶瓷片烧结而成)、管帽。下面举例说明(见图1.3):采用平封结构,利用陶瓷与柯伐合金进行良好的封接性能,实现陶瓷与金属的热封接,其优点是结构简单,可以得到高精度和高气密性能,引线数较多。我国风云二号气象卫星中某一波段红外探测器的封装形式就是采用金属—陶瓷封装。

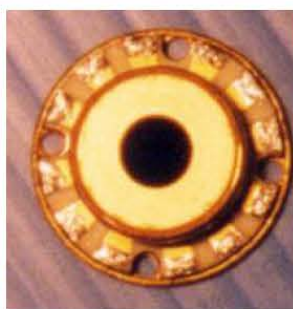


图1.3典型金属—陶瓷封装照片

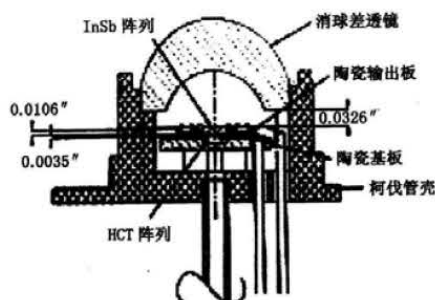


图1.4典型金属—玻璃封装结构

(2) 金属—玻璃封装:

其结构包括:管座(管壳底、针脚、玻璃珠烧结而成)、管帽。下面举例说明(见图1.4):采用针封结构,利用钼组玻璃与柯伐合金进行良好的封接性能,实现玻璃与金属的热封接。美国2000年的GOES卫星的双色探测器件封装^[3]就是金属—玻璃封装。其优点是结构和加工工艺简单,但其引线数不可能太多,而且由于在底面开孔,减少了散热面积。

1.1.3.1.2 微型杜瓦封装形式

微型杜瓦(见图1.5)主要由(1)芯柱;(2)冷头;(3)外壳;(4)引线环;(5)冷光栏;(5)光学窗口;(6)红外探测器(7)基板;(8)滤光片等组成。其将红外探测器封装在高真空环境下,探测器信号通过引线和引线环引出。冷头是探测器件安装载体也是制冷的平台。

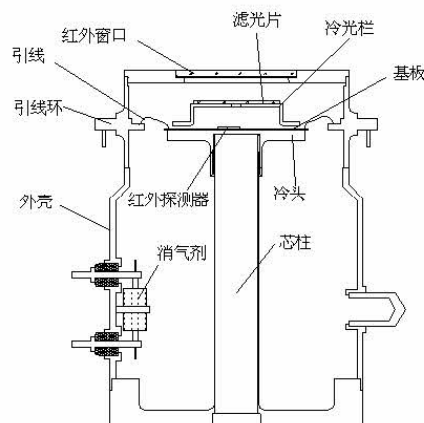


图 1.5 微型杜瓦的结构组成

1.1.3.2 星用红外探测器的技术

红外探测器管壳封装所涉及的封装技术,在微型杜瓦封装中都有体现,下面将详细阐述。

1.1.4. 红外探测器杜瓦组件封装技术

先进标准杜瓦封装是第二代红外传感技术的核心,其在热目标成像系统飞行器等各领域广泛应用,它由红外探测器、杜瓦、指令和电控制部件等组成^[4]。杜瓦组件封装主要技术(见图1.6)包括杜瓦结构、热力学等优化设计、杜瓦的引线技术、红外探测器的高精度安装及光学配准技术、杜瓦的焊接技术、杜瓦的微漏检漏技术、杜瓦的表面处理技术、杜瓦组件可靠性技术等。

1.1. 4.1杜瓦的结构、热力学等优化设计

1.1. 4.1.1杜瓦材料的选择

杜瓦芯柱采用导热系数比较低且屈服强度比较高的材料，通常采用不锈钢、因科镍合金、Ti-5Al-2.5Sn、Ti-6Al-4V、派瑞克斯玻璃等；外壳采用不锈钢或柯伐。窗口材料采用锗、ZnS、兰宝石、硅等；杜瓦的基板采用陶瓷或宝石片；滤光片支撑材料采用柯伐或钼^[5]等；杜瓦的引线环结构采用玻璃或陶瓷与柯伐烧结。

1.1. 4.1.2杜瓦结构和热力学等设计

杜瓦要求结构紧凑、可靠及微型化；寄生热损耗要小，真空寿命要高。在设计时注意如下几点：（1）对芯柱结构及冷头温度均匀性进行模拟与设计；（2）对杜瓦结构轻量化、抗电磁干扰与强冲击设计；（3）对引线和支撑结构的力学和热学优化设计；（4）冷光栏光学耦合及表面处理设计；（5）对杜瓦进行真空寿命设计。

1.1.1.4.2杜瓦的引线技术

对于杜瓦的引线方案，从国内外的介绍看，有四种结构，下面分别介绍其优缺点：

（1）采用薄膜引线方案，采用适当的接插件将探测器的信号线引出。美国的Aqua宇宙飞船搭载的大气红外垂直探测仪（AIRS）^[5]和美国的IMACS^[6]都是采用其类似结构（见图1.7），但其有一共性是用于比较低的真空封装，因为其在封装过程中使用了O型圈。

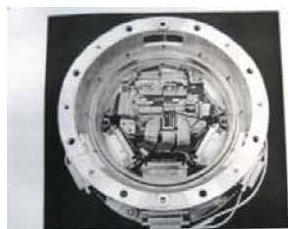


图 1.7 薄膜引线结构 1

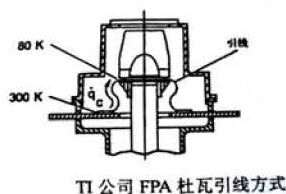


图 1.8 薄膜引线结构 2



图 1.9 金属丝引线结构

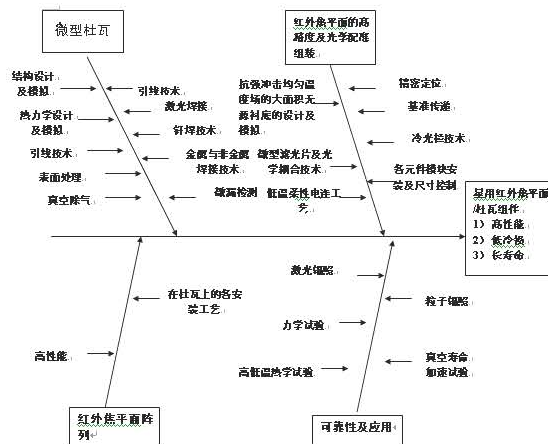


图 1.6 微型杜瓦涉及的主要技术

（2）采用薄膜引线方案，通过薄膜引线与陶瓷引线环结构将信号线引出杜瓦。美国德州仪器公司（TI）研制的FPA杜瓦就是采用此结构^[7]（见图1.8），该结构能得到比较低的漏热，但必须设计与探测器和陶瓷互联的对接结构。

（3）采用金属丝，通过陶瓷引线环将探测器信号线引出，该结构的工艺相对简单，也能得到低的漏热，可靠性高。我所研制的FPA杜瓦一般采用此结构（见图1.9）。

（4）采用金属丝，通过玻璃珠烧结引线环将探测器信号线引出，该结构的工艺相对简单，但可靠性相对不高。

1.1. 4.3红外探测器的高精度安装及光学配准技术

1.1. 4.3.1基板技术

基板是探测器件的支撑和探测器信号线的载体，同时也是热交换的媒介，其必须具备一定的机械、电学、热学等性能。目前常用的基板材料为多层陶瓷、蓝宝石片。

陶瓷基板金属化的方法有厚膜法、薄膜法和共烧法。这三种金属化方法中薄膜法制备的表面电阻较小。美国的Aqua宇宙飞船搭载的大气红外垂直探测仪（AIRS）中杜瓦的基板就是采用的多层陶瓷基板（见图1.10）。

蓝宝石基板的应用也相对比较广泛，它是利用真空蒸镀、离子镀、溅射镀膜和光刻等工艺进行金属化成形。我国神舟三号成像光谱仪某一红外探测器的基板就是采用蓝宝石电极板（见图1.11）。

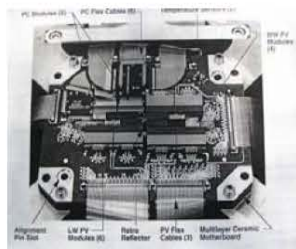


图 1.10 多层陶瓷结构



图 1.11 宝石电极引线结构

1.1.4.3.2 滤光片安装及冷光栏技术

滤光片安装离红外探测器越近越好，在低温环境下可以减少滤光片的背景辐射。冷光栏是利用窄缝进行光学视场限制，内表面多为黑色来吸收多余杂散光，克服光串，同时外表面要求发射率较高，从而减少杜瓦的辐射。冷光栏的制备常用两种方式：（1）外表面镀白镍，内表面涂黑色的氧化物，美国的Aqua宇宙飞船搭载的大气红外垂直探测仪（AIRS）的冷光栏就是采用此方法；（2）内表面通过电镀黑色金属，外面通过真空增镀金或表面抛光，我所研制的红外焦平面杜瓦组件就是采用此工艺。

1.1.4.3.3 红外探测器各元件模块安装及尺寸控制

红外探测器各元件模块在基板上进行安装时，需要通过一系列的工艺手段来保证安装位置光学配准的累积误差满足设计要求。一般来讲在X、Y方向的尺寸可以在高精度大视场下实现位置的对准，在Z方向上可以通过垫片进行校准。

1.1.4.4 杜瓦的焊接技术

杜瓦的焊接质量直接关系到杜瓦的整体漏率，根据国外报道，杜瓦的容积是18mL，装有吸气剂，终止真空为 10^{-4} 托，其漏率与真空寿命的关系如下：漏率是在 10^{-13} STP.CC He/sec量级，真空寿命约为200年；漏率是在 10^{-12} STP.CC He/sec量级，真空寿命约为15年；漏率是在 10^{-11} STP.CC He/sec量级，真空寿命约为2年；漏率是在 10^{-10} STP.CC He/sec量级，真空寿命约为70天；漏率是在 10^{-9} STP.CC He/sec量级，真空寿命约为24小时^[7]。因此杜瓦总的漏率是很重要的。

在杜瓦的研制过程中，焊接方法选择和焊接结构的设计是很重要的。目前，在红外探测器微型杜瓦制备中，涉及的焊接方式有激光焊接、钎焊和红外窗口与金属的焊接。

1.1.4.4.1 杜瓦的激光焊接技术

激光焊接用来实现不锈钢与不锈钢、不锈钢与柯伐和柯伐与柯伐的焊接。尤其是不锈钢与柯伐为异种金属，由于其熔点不一样，极容易形成焊接裂纹，为此选择合适的工艺参数很重要。影响激光焊接质量的参数^[8]有：功率密度、激光脉冲的波形、激光脉冲的宽度、激光出光的频率、离焦量种类和离焦量的选择、光斑重叠的选择、保护气体种类选择、保护气体的流量和方向、焊接速度等。

1.1.4.4.2 杜瓦的钎焊技术

真空钎焊一般是实现不同材料之间特殊结构的焊接，它可以保证高精度、小型化和高可靠性^[9]。有如下优点：（1）加热的温度较工件本体温度低，故不影响工件的物理化学性能；（2）焊接过程中变形小，可以保证精密尺寸；（3）可以通过设计焊接结构从而达到面焊接，提高焊接的气密性。

1.1.4.4.3 杜瓦的窗口与金属焊接技术

窗口材料多为非金属材料，而杜瓦外壳是金属材料，实现金属与非金属的焊接的方法是金属先进行金属化，然后再进行焊接。国外报道的是采用低熔点玻璃来实现窗口与柯伐的焊接^[10]，我所的高频焊接技术也成功应用到国家的一些重大工程项目上。

1.1.4.5 杜瓦的微漏检漏技术

常规检漏仪受检漏方法和制造工艺的限制，一般不能达到高精度要求，目前能满足星用杜瓦微漏率的检测方法^[11]有：（1）静态累及法；（2）信号峰值测量法（3）信号电流测量法。

1.1.4.6 杜瓦的表面处理技术

为了提高杜瓦的真空寿命，除了严格控制杜瓦的整体漏率外，还要降低杜瓦的表面出气率。采用的方法有：（1）在真空中进行高温除气处理^[12]；（2）对表面进行抛光处理^[12]；（3）在杜瓦内表面处理上出气率较低的氮化钛或氧化物^[13]；（4）杜瓦进行长时间烘烤和排气；（5）进行辉光放电处理^[14]。

1.1.4.7 杜瓦组件可靠性技术

国外报道杜瓦组件可靠性研究集中在如下方面^[15]：（1）失效模式的充分暴露和分析；（2）耐环境适应性的实验和研究；（3）可靠性评价方法研究和可靠性水平的广泛调查，从中得到平均寿命的分布情况。

1.2 星用红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术的内涵

红外焦平面探测器/杜瓦组件工程化技术是红外探测器件与红外系统之间的桥梁和纽带（见图1.12）主要是指，针对航天工程提出的要求，通过将红外焦平面探测芯片、微型滤光片、杜瓦和制冷机进行综合集成，使得整个组件从机械结构、力学、光学、电学和热学等一系列特征满足实际工程任务的要求。工作内容主要包括模块组装、封装、制冷及其可靠性等四大部分，具体内容大致如下：

包括四大部分：高性能红外探测器、低温微型滤光片等微组装技术的研究；红外探测器杜瓦封装技术的研究；红外探测器/杜瓦组件可靠性技术的研究。具体研究内容详细分析如下：

1) 高性能红外探测器微组装技术的研究：

a) 红外探测器和微型光学元件片耦合的研究：降低中心与端点光敏元背景辐射通量差、高精度光学视场配准、电磁兼容技术、轻量化冷屏结构等的研究；

b) 红外探测器各模块组装和耦合技术的研究：超长线列或大面阵焦平

面的安装冷平面温度场均衡、多波段焦平面的精密定位与基准传递、高精度光学视场配准、超长线列或大面阵焦平面的抗强冲击无源衬底的设计与制备技术等研究；

2) 高性能长线列红外探测器杜瓦封装技术的研究：

a) 长寿命低冷损微型杜瓦研究：

轻量化结构设计：研究大尺寸、多引线的衬底温度均匀性模拟与设计、绝热与导热设计、结构轻量化与抗电磁干扰和抗强冲击设计、引线和支撑结构漏热设计、轻量化冷屏结构等；

低温柔性薄膜电缆：研究低温柔性薄膜电缆的低电阻、高热阻、低电磁干扰、接口兼容的设计、加工、检测技术等；

特种低温陶瓷：研究空间应用的特种低温陶瓷封装接口技术和加工技术；

金属结构杜瓦的真空密封及低漏率、低放气杜瓦金属表面钝化工艺；

金属杜瓦、冷箱及真空腔体的低温柔性电连工艺技术。

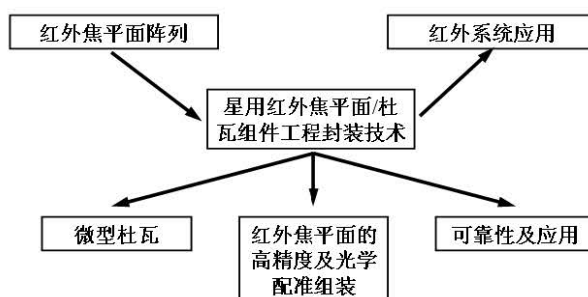


图 1.12 工程化封装技术的作用

b) 红外探测器、微型杜瓦、机械制冷机耦合技术的研究：低电磁干扰、接口兼容的设计、加工、检测技术等研究

3) 红外探测器/微型杜瓦组件工程化可靠性技术的研究：

研究力学、高低温冲击等环境适应性与可靠性技术，通过对芯片表面、界面和电极等因素在模拟空间环境下的物化特性，组件结构及其力学、热学性质，真空热浸退火，早期失效机理及其鉴别技术，加速老化模型及寿命实验等问题的研究，提高航天应用红外焦平面组件的稳定性、可靠性、及其抗辐射加固能力，解决其高可靠长寿命技术

1.3 星用红外焦平面/杜瓦组件的工程化封装技术研究的必要性

长线条扫描型红外焦平面器件是我国空间预警、侦察等技术的军用遥感仪器以及海洋海岸带成像和环境检测红外相机等民用航天项目的核心部件。6000元的巨型长线条，可以实现空间对地60Km宽的范围内获得10m的地面分辨率。发展长线条红外焦平面，将极大地简化空间对地观察红外系统的扫描机构。我国新一代卫星有效载荷的对地观察遥感仪器，迫切需要发展1000元以上的长线条红外焦平面组件技术。例如侦察卫星红外轻量相机需要工作波段为8-12 μm 的2048元长波红外焦平面组件；预警卫星对1-3 μm 和3-5 μm 的双波段6000元超长线条焦平面组件有强烈需求，风云三号气象卫星需要实现多目标探测和成像，海洋海岸带成像需要810元以上的短、中波红外焦平面。由于空间应用的特殊性，作为核心部件的红外焦平面必须组件化和轻量化，另外，发展轻量化的红外焦平面技术，还可应用于其它对地观察卫星、海洋大型水平面舰艇潜艇航迹及陆地军事设施侦察和监视等，因此1024元以上红外探测器与机械制冷组件工程化技术工程化应用已是十分迫切。

国外发展情况。美国已实现了6000元线条PbS用于预警卫星，法国也已实现了3000元和6000元线条GaInAs/InP，均工作在1-3 μm 短波红外区，用于新一代的SPOT卫星。国外正在发展3-5 μm 和8-10 μm 的空间应用HgCdTe超长线条焦平面组件及其轻量化技术，美国于2000年发射的大气红外深度探测器采用了4000元长波扫描焦平面器件^[16]。

我国的红外焦平面技术近几年发展也很快，材料与芯片技术在国防预研支持下形成了制备256×256较大规模面阵和1024×1长线条的关键基础技术，但这些基础技术在向工程化组件应用转变中还需要进一步完善，同时一些新的设计可靠性等工程化的技术需要发展。要实现从过去的单纯芯片技术的国防预先研究向工程化组件应用的转变还需要投入更大的精力。

1.4 本课题研究的内容和目的

(1) 本课题的介绍

本课题的主要任务是研究、解决星用红外焦平面/杜瓦组件结构设计、长寿命与可靠性等工程化封装技术中的一些关键问题，为实现红外焦平面/杜瓦组件的国产化，为我所航天用红外焦平面工程化应用奠定一定基础。

(2) 拟解决的关键问题

- 1) 完成 256×1、2000×1 红外焦平面杜瓦组件结构研究，完成其组件试样；
- 2) 高可靠杜瓦与封装的结构设计与热力学模拟技术研究；
- 3) 长线条焦平面器件的抗强冲击均匀温度场的大面积无源衬底的设计与制备技术的研究，解决长线条焦平面器件衬底的温度均匀性及低应力形变的关键问题；
- 4) 金属杜瓦的低温柔性电连工艺研究。

(3) 本课题的内容：

- 1) 杜瓦的结构和热力学设计及模拟
- 2) 杜瓦高气密焊接工艺中的一种—激光焊接
- 3) 通过自行设计的试验对杜瓦常用材料的热传导系数 λ 进行测定。
- 4) 进行低温电连工艺优化

1.5 本课题研究的意义

- 1) 满足红外焦平面阵列器件在凝视型和线列型两种规格空间工程化应用的要求;
- 2) 实现红外焦平面/杜瓦组件的国产化。
- 3) 提升我所航天用红外焦平面工程化应用基础研究水平

1.6 论文结构介绍

本论文主要有以下几部分组成: 1) 第一章 星用红外探测器封装技术的发展和现状及本课题的研究内容、目的等; 2) 第二章 针对红外长线列焦平面工程化封装的特殊要求, 阐明其工程化封装的关键难点, 通过研究提出合理的解决措施, 成功地研制出 256×1 元和 2000×1 元红外焦平面杜瓦组件, 并通过了可靠性摸底试验。3) 第三章 以 2000×1 红外焦平面/杜瓦组件为例, 在权衡低漏热、高强度和优良电性能的基础上, 完成其杜瓦各部件的优化设计, 并对杜瓦结构做了详细地设计计算, 设计出满足焦平面器件封装、光学、制冷要求的杜瓦结构; 4) 根据 2000×1 元红外焦平面/杜瓦组件的设计要求, 从传热学、力学、真空寿命等方面进行理论分析, 阐明杜瓦的热负载、力学适应性和真空寿命等指标满足设计要求; 5) 第五章 杜瓦制备的验证试验, 实验结构表明满足任务要求。同时还设计并实施了一系列试验验证结构和工艺设计的效果, 实验表明结构和工艺设计达到了预期效果; 6) 第六章 结论与展望。

1.7 本章小结

本章介绍星用红外探测器一些封装形式, 重点阐述了红外探测器杜瓦组件封装的一些关键技术, 这些技术的研究和发展对提高红外探测器杜瓦组件封装技术水平, 推进红外探测器尤其是红外焦平面的空间应用是至关重要的。针对目前红外探测器封装的现状, 阐明本课题的内涵和研究的内容等。

第二章 长线列全金属微型杜瓦的研究

2.1 长线列全金属微型杜瓦研制的必要性

在美国、法国和英国等发达国家,碲镉汞红外焦平面探测器发展趋势主要有三个方向,方向一是向大规模的凝视型面阵焦平面探测器发展,方向二是双色灵巧型红外焦平面探测器;方向三是向长线阵的扫描型焦平面方向发展。而后者在空间对地观测方面尤其重要^[17],另外长线阵扫描型红外焦平面探测器是我国空间预警、侦察等技术的军用遥感仪器,以及海洋海岸带成像和环境检测红外相机等民用航天项目的核心部件。它的研制成功极大地简化空间对地观察红外系统的扫描机构。我国新一代卫星有效载荷的对地观察遥感仪器,迫切需要发展长线列红外焦平面组件。

随着波长向长波扩展和探测灵敏度的提高,碲镉汞红外焦平面探测器必须在深低温下才能工作。由于机械制冷具有结构紧凑、体积小、重量轻、制冷量大、制冷时间短、制冷温度可控范围大等优点,目前该类探测器在空间应用中大多采用机械制冷方式^[18]。这样也使得低温微型金属杜瓦成为制冷机与红外焦平面探测器藕合非常关键的部件。微型金属杜瓦为红外焦平面探测器的低温工作提供良好的光、机、电、热传输通道,是红外焦平面探测器的封装和保护装置,它决定红外焦平面探测器可靠性、工程化和实用化的关键。

2.2 国内外杜瓦研究情况^{[16] [19]}

国际上,自 80 年代后期美国已完成小规模的红外焦平面组件的原理性研究样品,90 年代已进入实用化阶段,1500 元以上的超长线列红外焦平面/低温滤光片探测组件还未见报导。美国的国防支援计划(DSP)预警卫星系统配有由 6000 个 PbS 探测元组成的焦平面阵列,能探测中心波长为 $2.7\mu\text{m}$ 的红外辐射,阵列末端还固定一组 HgCdTe 探测器,能探测到 $4.3\mu\text{m}$ 波段的辐射,预计于 21 世纪初发射,代替 DSP 的天基红外系统(SBIRS)也计划在 2004 年发射。美国于 2002 年 5 月 4 日发射成功的 Aqua 宇宙飞船搭载的主要载荷——大气红外垂直探测仪(AIRS)采用 4482 元红外焦平面探测器组件,代表了当今国际上实用化空间红外焦平面/杜瓦/制冷机组件特种微组装与封装关键技术的最高水平。AIRS 红外焦平面组件中 526 根电极采用特种低温柔性薄膜电缆引出,陶瓷基底封装,采用微型焦平面杜瓦(如图 2.1 所示)和长寿命脉管致冷器耦合,制冷功率为 1.5W,提供焦平面的工作温度为 58K,制冷量为 200mW。

法国实现的 $1\sim 3\mu\text{m}$ 长线列探测器采用 InGaAs/InP 系列,用 300 元的子模块无盲元拼接成实用 3000 元和试验 6000 元长线列,用于 SPOT-4 卫星上的高分辨率可见红外系统(HRVIR),1728 元长线列则用于植被探测系统。法国 LETI 实验室正在解决 $3\sim 5\mu\text{m}$ 和 $8\sim 10\mu\text{m}$ HgCdTe 1500 元组合式长线列焦平面技术。法



图 2.1 美国 AIRS 红外焦平面用微型杜瓦

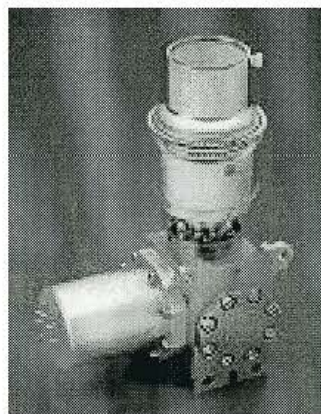


图 2.2 法国的 Sofradir 公司的 288×4 、 480×6 和 320×256 元红外焦平面/杜瓦/制冷机组件

国于 2002 年 5 月 3 日发射的 SPOT-5 卫星的高分辨率可见红外系统(HRVIR) 的 3000 元焦平面组件,其设计寿命 5 年。此外,法国 Sofradir 公司的 288×4 、 480×6 和 320×256 元 HgCdTe 红外焦平面/杜瓦/制冷机组件(见图 2.2)已达到批量生产的能力,大量为欧洲和美国军方采购。该公司集二代、三代红外探测器的研制、生产和工业化于一体,达到月生产 250 只杜瓦的能力。

可靠性方面,国外短波实用 3000 元线列、中波 1500 元线列以及长波 1500 元线列在突破性能的基础上,实用化程度也相当高,可经受高低温热循环 2000 次以上而无损伤,这主要取决于他们对发展红外焦平面组件的实用化技术的重视,因收受自动化程度的限制,红外焦平面组件化和实用化技术对设备、工艺和技术的依赖性更强,难度更大,技术含量更高,

国内主要有中科院上海技物所、中科电集团 11 所、兵器工业总公司 211 所等单位对红外探测器/杜瓦组件进行研制,并在不同领域得到不同程度的应用。中科院上海技物所在单元、多元和小规模焦平面的工程化工艺和技术研究方面在风云系列扫描辐射计和神舟飞船成像光谱仪用的工程化红外探测器组件的应用中积累了丰富的经验。90 年代初期研制成功红外四元四通道 PbS 探测器组件,中期研制成功 30 通道和 60 通道 8—14 微米可变波长滤光片样品,并与 HgCdTe 列阵组合成 30 通道组合器件样品。90 年代后期已经研制成功用于空间工程的小规模多元可见—红外滤光片和探测器组件,及航天用 88 元四波段 HgCdTe 探测器/低温滤光片焦平面组件和配套的微型制冷机。2001 年和 2004 年分别研制成功 1024×1 元和 2048×1 元 HgCdTe 焦平面器件,并采用实验室测试液氮杜瓦获得了清晰的外景红外图象; 256×256 元红外焦平面器件也取得了突破,并进行了实验室成像的实验,但均没有开展与微型焦平面杜瓦耦合的组件化工作。因此,开展航天应用红外焦平面/杜瓦组件工程化封装技术的研究,为缩短红外焦平面组件的研制周期,加快其实用化和工程化进程,促进我国红外遥感仪器的跨代发展,有着十分重要的作用。

2.3 长线条全金属微型杜瓦设计的关键问题

众所周知,微型杜瓦的研制过程中涉及到杜瓦结构、热力学等优化设计、杜瓦的引线技术、红外焦平面探测器的高精度安装及光学配准技术、杜瓦的焊接技术、杜瓦的微漏检漏技术、杜瓦零部件及整体的表面处理技术、杜瓦组件可靠性技术等等难点。针对封装长线条碲镉汞焦平面探测器的特点,在微型杜瓦的研制中以下难点的解决尤为重要。

2.3.1 长线条碲镉汞焦平面探测器装载面支撑结构的热力学设计和实现

相对于单元和多元探测器,长线条焦平面探测器有如下特点:1)多芯片模块组;2)为保证探测器可靠性和成品率,探测器一般带用抗温度冲击的大面积无源衬底;3)多光学元件(如滤光片)及其支撑;4)为了降低背景噪声提高探测器性能,采用较重的冷屏。这些都导致红外焦平面装载面将承受更大的负载。为了满足航天应用要求,微型杜瓦必须通过严格的空力学条件试验,并保证探测器始终位于光学系统焦面的允许误差范围内,因此必须保证支撑结构有足够的支撑强度。

红外焦平面装载面支撑结构还有一特点就是红外焦平面装载面的温度在深低温,它的另一端往往是在室温,因此装载面支撑结构的漏热大小将决定微型杜瓦的热负载的高低。因而长线条碲镉汞焦平面探测器装载面支撑结构的热力学设计,必须要考虑到有足够的力学强度和较小的漏热,另外由于装载面尺寸的加大,温度的均匀性、温度的波动等问题也必须综合考虑。

装载面支撑结构的设计要综合考虑力学和热学两方面。传统杜瓦的装载面支撑结构一般采用细长薄壁圆柱结构(见图 2.3)。当装载面负载较重时,为了达到一定的力学强度,往往是增加支撑柱的截面积。而截面积的变大又会导致支撑结构漏热增加。这需要综合考虑设计截面积。常见的增加截面积方法有两种。方法一是截面外径加大方法(见图 2.3(a))。截面

的内径大小是由制冷机的冷指直径决定。一般来说，截面外径加大，可以保证力学强度，但支撑结构的漏热也会相应的变大。美国大气红外垂直探测仪(AIRS) 4482 元红外焦平面探测器组件^[19]就是采用此方法；方法二是设置加强筋方法（见图 2.3 (b)）。设置加强筋固然在保证力学强度的同时使漏热得到改善，但给支撑结构的机加工带来难度。无论上述方法中的哪种，都存在一个很大弊端。那就是当受到 X、Y 方向力作用时，装载面的扰度和倾斜角相对较大，难以保证探测器始终位于光学系统焦面的允许误差范围内。这对长线列红外焦平面杜瓦的装载面有较重的负载而言，问题显得更加突出。

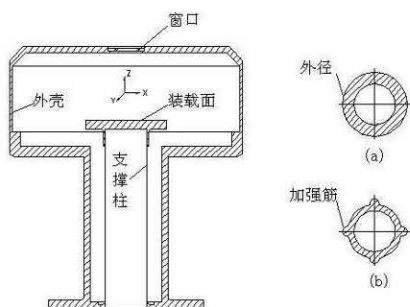


图 2.3 传统杜瓦支撑结构示意图

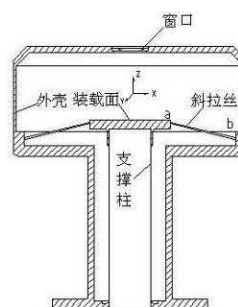


图 2.4 改进的杜瓦支撑结构示意图

我们提出了一改进的杜瓦装载支撑结构见图 2.4。支撑柱加工为壁厚为 0.15mm 的薄壁圆柱，再设计了四根斜拉细金属丝。设计时，根据力学强度要求选择金属丝的直径；通过改变斜拉丝 b 端位置，来增加金属丝的长度，从而降低支撑结构的漏热；另外在与探测器接触的装载面处设置了 0.5mm 厚的高传热金属层。该结构在用于封装 2000 元碲镉汞焦平面芯片的分置式金属杜瓦中得到了实施，并通过了严酷的环境力学试验。探测器装载面温度均匀达到 0.5K。此结构克服了传统杜瓦装载支撑结构在力学上弊端，另外由于采用了金属丝斜拉结构，有相对较小的表面积，也就是说有较少的放气量，这对杜瓦的真空寿命是极为有利。

2.3.2 红外焦平面探测器引出信号线的优化及装载面电极的制备

目前来看，长线列碲镉汞焦平面探测器一般是由多个 256×1 的单元模块，利用高精度无盲元直线对准子模块镶嵌技术，进行高精度视场和波段配准而形成。每个模块都带读出电路，其有 14-19 根信号引出端。这样长线列碲镉汞焦平面探测器就有几十根信号线。如果将它们都引出，会出现两个问题：1) 增加微型杜瓦的热负载；2) 增加装载面电极制备工艺的困难。因此必须对红外焦平面探测器引出信号线进行优化。当然，在优化的前提是必须保证探测器各模块之间无干扰和故障排除的可操作性。

装载面电极要具有良好的电学、热学和焊接性能，以保证内引线互联后有足够的附着强度，能耐受强温度冲击。同时装载面电极载体要有足够的机械强度、低的热阻和与探测器匹配良好的膨胀系数。目前来看，有陶瓷电极制备工艺、蓝宝石制备电极和氮化铝电极制备工艺。

目前来看，长线列碲镉汞焦平面探测器一般是由多个 256×1 的单元模块，利用高精度无盲元直线对准子模块镶嵌技术组装而成。长线列碲镉汞焦平面探测器一般有几十根功能线。如果将它们都引出，会增加杜瓦会增加微型杜瓦的热负载同时也使装载面电极制备工艺的困难加大，以及可靠性下降。

在保证探测器各模块之间无干扰和故障排除的可操作性的前提下，对 2000 元红外焦平面探测器引出线进行了优化，将其引出线数量减少到 44 根。在电极基板的制备工艺上，有氧化铝陶瓷、蓝宝石和氮化铝三种工艺。常见电极工艺的指标对比见表 2.1。

表 2.1 常见电极工艺的主要指标对比

基体	氧化铝陶瓷 ^[20]		蓝宝石 ^[20]	氮化铝陶瓷
	95 瓷	99 瓷		
晶体结构	多晶	多晶	单晶	多晶
热导率(W/m. K)	20-24	38.9	40	150-170
国内生产	成熟	少	成熟	少而贵
电极工艺	厚膜	厚膜或薄膜	薄膜	厚膜或薄膜

国内陶瓷电极制备工艺多用 95 瓷和厚膜工艺。95 瓷含的杂质较多，真空出气速度也比 99 瓷几乎高出一个数量级。在热导率方面，95 瓷也比 99 瓷差。并且 95 瓷多采用厚膜工艺，这影响了引线密度。更重要的是 95 瓷采用厚膜工艺形成的电极在深低温冲击下容易开裂；而对氮化铝电极制备工艺^[21]而言，其具有较高的热导率和与硅的膨胀系数很匹配的优点，但国内这方面的研究不多，另外氮化铝陶瓷的价格也比较昂贵；蓝宝石为单晶，相对于多晶的氧化铝和氮化铝陶瓷，有较低的真空出气率，其导热率也比氧化铝陶瓷好。我们选用了蓝宝石电极工艺。采用光刻和离子束溅射方法，依次溅射铬层和金层。然后用腐蚀的办法形成电极。

2.3.3 大尺寸异形窗口部件的制备

窗口部件要同时满足光学性能和高气密性的双重要求，该部件的制备也是微型杜瓦研制的关键之一。目前常用透红外窗口材料有玻璃、石英、锗、硅、硫化锌、硒化锌、蓝宝石。由于这些红外窗口材料基体对红外光透过率都不高，往往要在其表面透光部位形成减反射膜。减反射膜一般不能承受高温气密焊接工艺。这样焊接方式和焊料的选择就直接决定窗口部件的质量。另外，随着窗口尺寸加大和形状变化，窗口材料与焊料的浸润性、环境试验对焊接结合面强度和气密性的影响等问题更加突出。

目前常用透红外窗口材料有玻璃、石英、锗、硅、硫化锌、硒化锌、蓝宝石。一般来说，1-3 μm 、3-5 μm 、8-12 μm 波段常用的光学窗口分别为增透了的蓝宝石、石英、硫化锌、硒化锌和锗。针对这些材料及其增透膜的特点，通过多次实验和试制，得到了一种低温金属杜瓦的窗架与光学窗口的真空密封焊接方法。该方法采用一种软金属作为焊料，在光学窗口的焊接处通过光刻和真空镀膜工艺形成过渡层，在低温下焊接。在试制中，还解决了窗口尺寸加大和形状异形给光刻、真空镀膜以及低温焊接的实施带来的一些列问题。通过对试制的锗窗口、硫化锌、石英和蓝宝石窗口进行检漏(具体漏率见图 2.5)和光谱测量，得到其漏率均优于 $4.0 \times 10^{-10} \text{Pa} \cdot \text{L} / \text{s}$ ，焊接前后透过率都没有发生变化。此气密焊接方法由于在低温下焊接，不会对红外光学窗口上的减反射膜产生任何不良影响；另外采用软金属作为焊料连结，可以缓冲光学窗口材料与柯伐合金材料膨胀系数的差异。

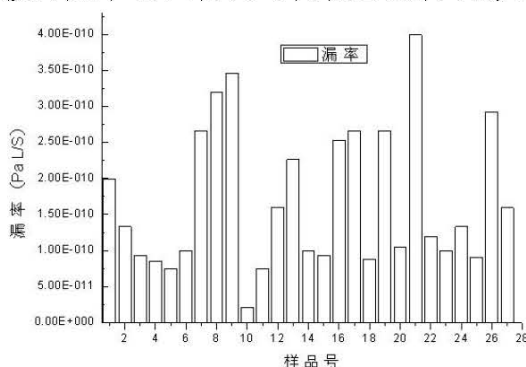


图 2.5 试制样品漏效率分布

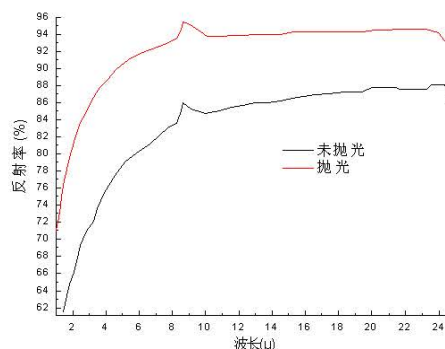


图 2.6 抛光前后金属表面发射的比较

2.3.4 微型杜瓦零部件的处理工艺

一般说来，杜瓦零部件的表面处理主要有四个目的：1) 降低材料的放气率，提高真空

寿命；2) 满足一定的光学要求；3) 增加零部件的表面反射率，从而降低杜瓦辐射热负载；

4) 异种材料各种气密焊接前对材料进行处理，从而降低焊接缺陷，提高焊接质量。长线列红外焦平面微型杜瓦一般结构相对复杂、有较大表面积，这些对杜瓦的真空寿命和热负载都是不利的。为此，对零部件的处理工艺的研究也很重要。

为达到上述杜瓦零件处理的四个目的，在研制过程中采取了严格的工艺处理。下面进行分别说明：1) 为降低材料的出气率，零部件部进行严格的真空除气、真空存放；对放气率比较大的钛合金，进行表面渗氮处理形成氮化钛膜层。2) 轻量化冷光栏的内表面镀黑镍，达到消除杂散光，外表面镀金来降低辐射；3) 杜瓦零部件的真空内表面经过粗抛、精抛和镜面抛，来降低辐射传热（见图 2.6）；4) 材料的固有或机加工造成的缺陷，会使得气密焊接中焊接热影响区形成发纹和龟裂现象。这影响到焊封的气密性。我们通过对原材料锻粗和成形零件真空退火，从而使金属更致密和晶粒细化，可以很好的克服它。

2.3.5 微型杜瓦真空寿命

微型杜瓦的热负载主要有探测器焦耳热、装载面支撑结构的漏热、探测器引出信号线漏热、辐射热和残余气体对流漏热等部分组成。微型杜瓦研制完成后，其前四部分一般不会变化，成为杜瓦的寄生热负载。而残余气体对流漏热是不断变化的。因此国内外通常用测量热负载的变化作为反映杜瓦真空寿命的一项重要依据。杜瓦真空寿命是决定红外焦平面探测器使用时间长短的非常重要的因素之一。影响杜瓦真空的因素主要是残气和焊缝微漏。我们研制的杜瓦焊缝漏率低于 10^{-11} Pa·L/S，按照国外文献的报道^[7]和本杜瓦的具体情况，估计真空寿命大于 2 年。在保证漏率的情况下，影响杜瓦真空寿命的最主要因素是残气。

为了提供真空寿命，我们采取了如下措施：1) 杜瓦组装时，严格按工艺规范操作，注意保持清洁；2) 对杜瓦及其零部件进行高温除气和内表面镜面抛光^[12]；3) 在杜瓦结构设计时，安装了四个吸气剂。为了减小吸气剂在激活时产生的热量对焦平面芯片的影响，在吸气剂周围安装了隔热挡板；4) 超高真空排气时采用延长排气法^[22]。利用质谱仪对杜瓦进行放气分析，获得残气与真空排气时间的关系。依据碲镉汞探测器可承受温度，针对杜瓦设计了烘烤装置，进行约 70°C 的横温烘烤。

2.4 长线列全金属微型杜瓦产品设计及主要技术指标

2.4.1 256×1 全金属微型杜瓦产品设计及主要技术指标

根据产品使用要求，并结合我所现有的工艺水平，完成了产品的结构设计。图 2.6 所示为三维结构设计图。图 2.7 所示为样品照片



图 2.6 三维结构设计图



图 2.7 样品照片

表 2.2 主要技术指标

性能指标		性能指标	
装载面积	$\phi 10\text{mm}$	有效引线数	23 根
工作温度	80K	工作环境温度范围	$-55^{\circ}\text{C} \sim +70^{\circ}\text{C}$
窗口工作波段	$1 \sim 3 \mu\text{m}$ 、 $3 \sim 5 \mu\text{m}$ 、 $10 \sim 12 \mu\text{m}$	气密性	$\leq 1.2 \times 10^{-11} \text{PaL/s}$
窗口峰值透过率	$\geq 95\%$	配合制冷机	RM5-7i
外形尺寸	$\Phi 84 \times 95$	质量	100g
热负载	$< 330\text{mW}$	真空寿命	≥ 2 年

2.4.2 2000×1 全金属微型杜瓦产品设计及主要技术指标

根据产品使用要求,并结合我所现有的工艺水平,完成了产品的结构设计。图 2.8 所示为三维结构设计图。

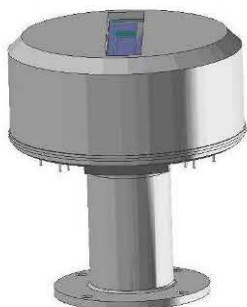


图 2.8 三维设计



图 2.9 样品照片

表 2.3 主要技术指标

性能指标		性能指标	
装载面积	$62\text{mm} \times 16\text{mm}$	有效引线数	50 根
工作温度	80K	工作环境温度范围	$-55^{\circ}\text{C} \sim +70^{\circ}\text{C}$
窗口工作波段	$1 \sim 3 \mu\text{m}$ 、 $3 \sim 5 \mu\text{m}$ 、 $10 \sim 12 \mu\text{m}$	气密性	$\leq 1.2 \times 10^{-11} \text{PaL/s}$
窗口峰值透过率	$\geq 95\%$	配合制冷机	LSF9189
外形尺寸	$\Phi 84 \times 95$	质量	700g
热负载	$< 600\text{mW}$	真空寿命	≥ 2 年

在设计和加工的基础上,我们完成了分置式长线列红外焦平面微型杜瓦的研制。通过分别封装 2000 元碲镉汞红外焦平面探测器芯片,长线列红外焦平面杜瓦性能优良。并经历了严酷的星用环境条件的考核,验证了该产品的实用性。主要技术指标见表 2 所示,样品照片见图 5 所示。

2.4 结论

作为空间遥感仪器的核心部件,2000 元以上长线阵扫描型红外焦平面器件的工程化应用已是十分迫切。在用于封装 2000 元长焦列红外碲镉汞焦平面芯片的分置式金属杜瓦的研制中,详细阐明了一种焦平面芯片装载面斜拉式支撑结构的设计,实现了焦平面探测器功能线

的布线优化及其输出引线工艺改进，并提出了一种大尺寸高气密光学窗口的焊接方法等关键技术，通过这些关键技术的解决，成功研制出了 2000 元碲镉汞焦平面探测器杜瓦组件。这对长线列碲镉汞焦平面探测器组件工程化和实用化是至关重要。

2.5 本章小结

本章指出了长线列全金属微型杜瓦研制的必要性，并介绍了国内外的发展状况和长线列全金属微型杜瓦关键难点。重点阐述了针对这些难点的解决方法，并成功研制了 256×1 和 2000×1 长线列全金属微型杜瓦试件。

第三章 2000 元长线列杜瓦的结构设计及工艺设计^{[23-24] [32-33]}

3.1 杜瓦芯柱设计

在制冷系统设计中,确定制冷机与杜瓦连接方式为传统的 IDDA 方式,制冷机冷指通过冷链与杜瓦冷平台耦合,因而冷指与杜瓦芯柱采用间隙配合。芯柱同时又是红外探测器和微型滤光片等光学元件的支撑平台。为了满足航天应用要求,微型杜瓦必须通过严格的空力学条件试验,保证探测器始终位于光学系统焦面的允许误差范围内。同时装载面支撑结构的漏热大小也决定微型杜瓦的热负载的高低。因而杜瓦芯柱结构的设计,必须要考虑到有足够的力学强度和较小的漏热,是杜瓦设计中最关键的部分。

3.1.1 杜瓦芯柱材料的选用

杜瓦芯柱直接和制冷机冷指相配合,安装 IRFPA 组件的杜瓦冷头直接焊接在芯柱上,因此是杜瓦设计中最关键的部分。芯柱材料的选用考虑的原则是:a) 机械性能;b) 导热系数;c) 化学元素对焊接性能的影响;d) 材料的成本及国内常用材料;e) 低放气率。

由于制冷机工作时,杜瓦芯柱一端是常温,另一端是低温,温度梯度很大,带来较大的传导漏热,因此应选用导热系数小的材料,同时应尽量减少导热截面积。所以,杜瓦芯柱通常做成薄壁管,但由于芯柱要承受真空压力,而且必须通过严格的空力学环境试验,因此芯柱材料还必须具有较高的强度条件(通常以屈服强度或许用应力),这就要求我们选用屈服强度/导热系数高的材料^[25-30]。常用这类材料特性比较如下表 3.1 所示,表中只列出了常温力学性能,因为一般固体材料低温下的机械强度都比常温下大。

表 3.1 常用材料性能比较

材料	屈服强度(MPa)	导热系数(w/mk)	屈服强度/导热系数 200C
304 不锈钢	225.6	14.7(295K)	15.35
		7.9(77K)	
316 不锈钢	260	11.5(295K)	22.60
		5.9(77K)	
321 不 锈 钢 (1Cr18Ni9Ti)	430	同 304 不锈 钢	26.88
因科镍合金	985	16.0(300K)	70.36
		10(80K)	
Ti-5Al-2.5Sn(ELI)	760	8.8(300K)	89.41
		4.3(80K)	
Ti-6Al-4V(ELI)	915	5.5(300K)	166.36
派瑞克斯(Pyrex)玻 璃		1.1(300K)	
		0.48(300K)	

从表 3.1 中可以看出,金属材料的导热系数比玻璃要高很多,选用玻璃作为

芯柱材料可以很好地降低传导漏热。但玻璃在低温下工作容易造成很强的内应力,可靠性不高,而且玻璃和金属封接也比金属间的焊接困难。所以确定芯柱材料选用金属。对于表 3.1 列出的合金材料,从综合性能来说,钛合金是最理想的材料,因为其屈服强度/导热系数最高,而且密度比其他材料也小近一半。但其在真空状态下的放气比不锈钢低近两个数量级,这对杜瓦的真空寿命是很不利。另外,钛合金与柯伐或不锈钢在激光焊接、氩弧焊接中极易形成氢脆,要得到高气密性不容易。因科镍合金也是一种比较理想的芯柱材料,TI 公司的 FPA 杜瓦就是采用了这种合金,但因其价格昂贵,而且国内使用也很少。所以我们最终选用了综合性能中等的大众化不锈钢。

3.1.2 杜瓦芯柱尺寸的确定

杜瓦芯柱需和制冷机冷指匹配,因此其尺寸设计主要由冷指包括冷链尺寸决定。冷指最大直径为 $\phi 14.3$,考虑到弹性冷链受压后会向外弯曲,为了不影响冷链自由工作,而且考虑到冷指的变形,芯柱内径设计为 $\phi 14.7$

设计冷链的预压缩量为 0.55mm ,预紧力为 5N ,因此芯柱全高为 $67.75-0.55-2.7=64.5\text{mm}$ 。弹性冷链的最大受力为 30N ,仍有一定的冲压缩量,保证了热接触压力。芯柱厚度根据真空压力容器圆筒壁厚设计标准应满足:

$$S=1.25D \left(\frac{P}{Et} \frac{L}{D} \right)^{0.4} \quad (3.1)$$

式中:

S 为芯柱计算壁厚,单位: mm;

D 为芯柱内径,取值 14.7mm ;

P 为芯柱设计承受压力,即一个大气压,为 $1.013 \times 10^5 \text{Pa}$;

Et 为 316L 不锈钢在温度 t 时的弹性模量,由于金属材料在低温下弹性模量增加,因此以常温参数计算,取值 199.1GPa ;

L 为芯柱计算高度取值 64.5mm 。

将各参数代入公式 (3.1),可得出芯柱的计算壁厚为 0.056mm 考虑到力学要求和机械加工工艺可行性(主要考虑壁厚与圆筒长度之间关系);壁厚设计为 0.15mm 。

3.1.3 杜瓦芯柱的力学分析

为满足红外焦平面组件的航天应用要求,杜瓦还必须通过严格的空间力学条件试验,并保证探测器始终位于光学系统焦面的允许误差范围内,因此有必要对杜瓦进行力学分析。而杜瓦各部件中强度最薄弱的环节是薄壁芯柱和引线,同时又是满足探测器性能要求的两个最关键的部件,因此我们对杜瓦芯柱的负载、质量及其最大加速度承受载荷进行了力学分析。表 3.2 为红外相机焦平面杜瓦芯柱的负载及其质量。

表 3.2 杜瓦芯柱的负载及其质量

负载	质量 (g)
冷光栏	12.3
芯片及电路	11.53
宝石衬底	3.50

冷头	45.5
铜片	2.44
螺钉	0.88
合计	76.15

薄壁芯柱的自重算出约 3.52g, 头部受冷头、红外探测器、电极引线板、滤光片等的重力作用。设大小为 76.15g。芯柱简化后的力学模型为悬臂梁结构, 考虑空间应用时的力学条件, 最大受力为 300N/m^2 其受力情况如下: 载荷 F1 为芯柱的自重; 载荷 F2 为顶端受力; 如图 3.1 所示, 下面进行抗拉压和弯曲力学分析。

(1) 抗拉压力学分析

$$\text{根据公式: } [\sigma] = \frac{F_{\max}}{S} < [\sigma] \quad (3.2)$$

式中: 受力 $F_{\max} = F1 + F2 = (3.52 + 76.15) \times (300 + 10) / 1000 = 24.7\text{N}$

$$\text{截面积 } S = \pi \frac{D^2 - d^2}{4} = 3.14 (15^2 - 14.7^2) / 4 = 6.99 \times 10^{-6} \text{m}^2$$

$$\text{代入公式 (3.2) 求出: } \sigma = \frac{F_{\max}}{S} = 24.7 / 6.99 \times 10^{-6} = 3.53 \text{MPa}$$

查金属材料手册可知 316 不锈钢的屈服强度 $[\sigma]$ 为 430MPa, 有足够的余量

(2) 抗弯力学^[2]

根据悬臂梁的挠度计算公式可知, 自由端 (芯柱头部) 的挠度最大, 而且满足:

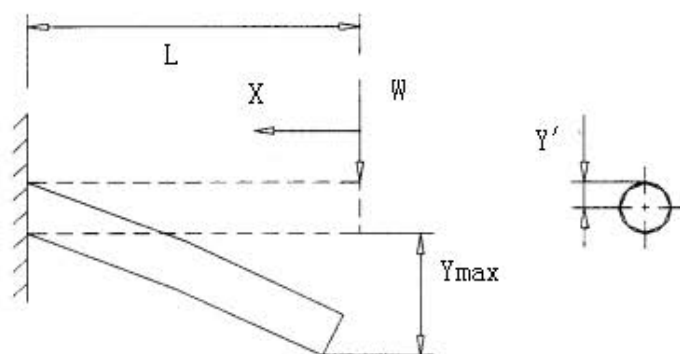


图 3.1 杜瓦芯柱的挠度及最大应力分析

$$Y_{\max} = \frac{WL^3}{3EI}; \quad (3.3)$$

式中: W 为集中载荷, 根据上文计算为 24.2N;

L 为芯柱的设计长度, 取值 64.5mm;

E 为 316L 的弹性模量, 取值 199.1GPa ;

I 为圆环形芯柱截面对形心轴的二次矩, 计算公式: $I = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4)$ (3.4)

D 为圆环外径; d 为内径代入公式 (3.4) 得 $I = 3.14 \times (15^4 - 14.7^4) / 64 = 1.93 \times 10^{-10} \text{ m}^4$;

代入各个参数于公式 (3.3), 可求出芯柱头部的最大挠度为:

$$Y_{\max} = \frac{WL^3}{3EI} = 24.2 \times 64.5^3 \times 10^{-9} / (3 \times 1.991 \times 10^{11} \times 1.93 \times 10^{-10}) = 5.63 \times 10^{-5} \text{ m}.$$

根据简单弯曲理论, 可知固定端 (芯柱根部) 的应力最大, 而且满足:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{I} Y'; \quad (3.5)$$

式中 $M_{\max}$ 是根部的弯矩, 取值 $WL = 24.2 \times 64.5 \times 10^{-3} = 1.56 \text{ N} \cdot \text{m}$;

Y' 为芯柱根部外径距离其中心轴的距离, 即 7.5 mm ;

代入公式 (3.5) 算出芯柱根部的最大应力为 60.6 MPa , 而不锈钢的许用应力 $[\sigma] = \sigma_{0.2} / n_s$, 查表可知 316 不锈钢的屈服强度 $\sigma_{0.2}$ 为 430 MPa , 安全系数 n_s 取 1.5 , 则许用应力 $[\sigma]$ 为 286.7 MPa , 即使该杜瓦能承受的最大加速度载荷为 300 m/s^2 时许用应力仍有很大的余量。

根据悬臂梁的转角计算公式 (3.6) 可知, 自由端 (芯柱头部) 的转角最大, 而且满足:

$$\theta_{\max} = \frac{WL^2}{2EI}; \quad (3.6)$$

代入各参数, 计算出 $\theta_{\max}$ 为 1.31×10^{-3} 。由此看出, 转角很小。

3.2 杜瓦冷头的设计

杜瓦冷头是红外探测器的安装及冷平台, 与制冷机弹性冷链和红外探测器件直接热接触, 其导热性能决定探测器的实际温度, 因此在保证强度的条件下选用低温导热率大且和不锈钢芯柱容易焊接的材料。

根据真空压力容器圆形平盖板计算公式:

$$S = D \sqrt{\frac{KP}{[\sigma]}} \quad (3.7)$$

式中:

K 为结构特征系数, 取值 0.25

S 为冷头计算厚度, 单位 mm ;

D 为芯柱内径, 取值 14.7 mm ;

$[\sigma]$ 为冷头材料常温下的许用应力, 取值 202.5 MPa 。

代入公式 (3.7) 可求出冷头的计算厚度为 1.37 mm 。考虑到探测器与冷头通过螺钉连接, 制冷机工作时, 冷头等由于材料不同会有不同程度的收缩, 冷头的设计厚度为 3 mm 。

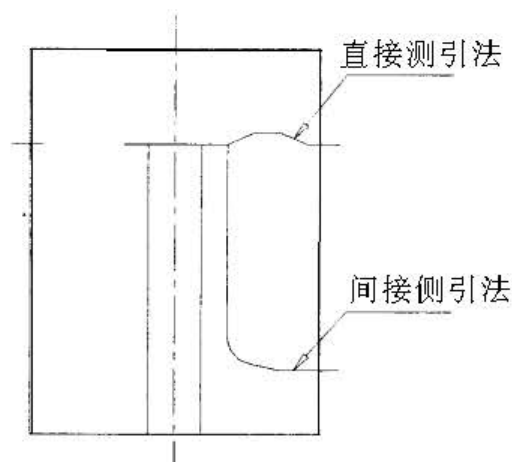


图 3.2 杜瓦的两种引线方式

3.3 杜瓦引线的设计

由于杜瓦芯柱采用导电的不锈钢，导致引线不能像玻璃或陶瓷芯柱那样，使用埋入式或光刻式，只能使用如图 3.2 所示的直接引线或间接引线式。

表 3.3 中给出两种侧引线方式的性能比较。可以看出，两种引线方式和各自的优缺点，间接引线方式从降低引线固体传导来说更为有利，而直接侧引线更有利于真空和振动，由于目前在研制薄膜引线比较困难的前提下，我们选用工艺比较简单的直接侧引线方式。

表 3.3 金属芯柱两种引线方式的比较

引线方式	长度	电阻	表面状态	漏热	固定	振动	放气
直接侧引	较短	较小	漏线光滑或漆包线	较大	无	较小	较小
间接侧引	较长	较大	绝缘漆包线	较小	需要	较大	较大

3.3.1 引线材料的选用及其工艺的选择

引线选用上需要同时考虑热学和电学性能，热阻越大越好，电阻越小越好，因此应选用（导热系数×电阻率）小的材料。常用的引线材料的特性比较如表 3.4 所示。

表 3.4 常用引线材料的特性对比。

材料	平均电阻率 ($\times 10^{-8} \Omega \cdot m$)	平均导热系数 (W/m.K)	材料（电×热）比 (R_{mat}/R_{cu})
铜	0.99	414.10	1.00
金	1.35	311.42	1.03
铝	1.52	276.29	1.03
镍	3.66	118.52	1.06
银	0.97	441.59	1.06
锡	6.63	75.07	1.22
铟	5.21	103.28	1.32
铂	11.98	71.6	2.09
锰铜	48.21	17.83	2.11
铬	7.32	120.9	2.17
康铜	48.75	20.5	2.44
镍铬	107.9	12	3.16
柯伐	44	17.64	1.89

从表 3.4 中可以看出，综合性能最好的是引线材料是铜，其次为金、铝、镍等，很明显在直接侧引线方式下，因引线较短，这些材料的固体传导漏热都比较大，因此在满足引线电学性能（即探测器信号引线电阻小于 2 欧姆，数字或模拟地及响应的电源线电阻小于 1 欧姆）的情况下，尽量选用导热系数低的材料。在表中康铜、锰铜或柯伐才是直接侧引线材料的最佳选择。就目前半导体工艺采用的引线方式为超声键合和金丝球焊。但它们使用的引线比较成熟的是硅铝丝和金丝。对于长线列焦平面探测器（2000 元）众多的引线，显然不现实的。

我们原创的提出了深埋引线工艺。根据市场上金属丝销售情况，导线选用铂丝，其与常规工艺的比较（见表 3.5）如下

表 3.5 深埋引线工艺与传统工艺优缺点比较:

工艺种类	选用金属丝种类	适合工艺界面条件	横向尺寸极限	纵深尺寸极限	抗拉强度
超声键合	硅铝丝、金丝	宝石基板 陶瓷金属化	10mm	5mm	大于 3g
金丝球焊	金丝	宝石基板 陶瓷金属化	10mm	5mm	大于 3g
深埋金属丝	各种金属丝及其带绝缘保护丝	宝石基板 陶瓷金属化 金属表面 非金属金属化表面	不受限制	不受限制	大于 15g

3.3.2 引线长度的确定

引线的长度直接决定其传导漏热的大小,因此我们总是希望引线越长越好,但引线越长,其振动干扰就会越大,也就难满足力学条件要求。假定实际引线长度比其两焊点间距大 2mm,而且引线很软。给引线 X、Y、Z 三个方向施加 30g 的加速度,由于引线自重相对于施加载荷来说很小,可以忽略不计,X 和 Z 两方向的分析结构基本相同。所以这里仅对 X 和 Y 两个方向进行力学分析。

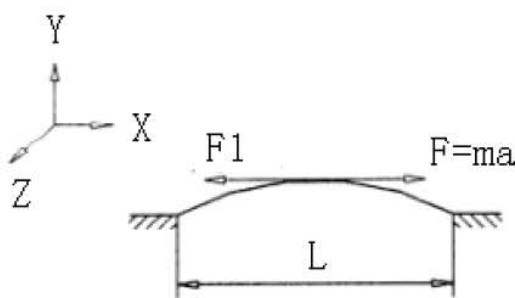


图 3.3 引线 X 向力学分析示意

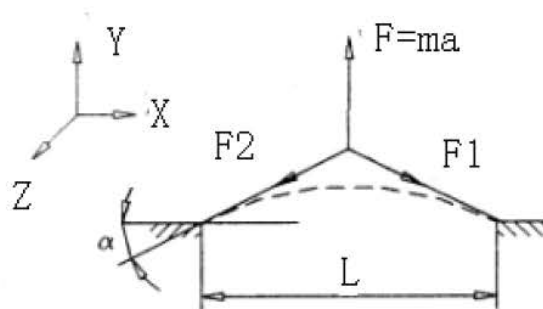


图 3.4 引线 Z 向力学分析示意

X 方向:图所示为引线 X 方向的力学分析,定义引线焊点间距为 L ,引线的实际长度为 $(L+2)$ 。易知,只有一半引线受拉应力,且拉力满足:

$$F_1 = F = Ma = 30mg = 30 \times \rho \left(\frac{\pi}{4} d^2 (L+2) \right) g \times 10^{-9} \text{N}$$

公式中各参数取值为: $\rho = 2.14 \times 10^4 \text{Kg/m}^3$, $d = 0.02 \text{mm}$ 。可以看出, X 方向受力时引线越短,引线受到的拉力越大。

Y 方向:引线 Y 方向的力学分析。由三角关系可知,引线中的拉力满足

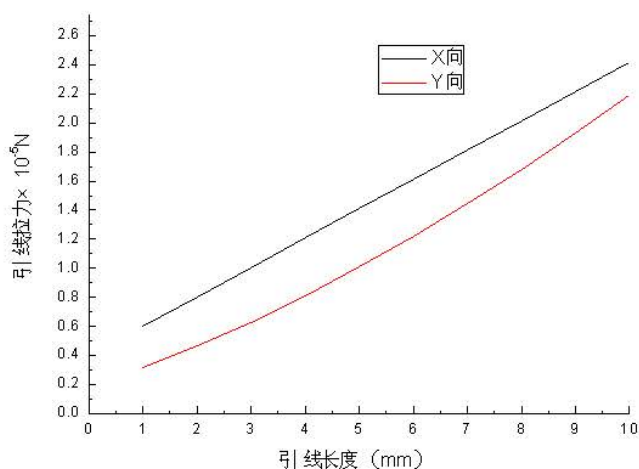


图 3.5 X、Y 向引线拉力随长度的变化曲线

$$F_1=F_2=\frac{F}{2\sin\alpha}=\frac{30mg}{2\sin\alpha}$$

其中 $\sin\alpha$ 满足: $\sin\alpha=\frac{\sqrt{(L+2)^2-L^2}}{(L+2)}$ 再代入引线质量 m 得到 F :

$$F_1=\frac{15\pi\rho d^2g(L+2)^2}{8\sqrt{L+1}}$$

同样可知, Y 方向受力时, 也是越短, 引线内受到的拉力越大。图 3.5 所示是 X 和 Y 方向拉力随引线长度变化曲线。

引线的长度设计的最小值 $L_{\min}$ 应是杜瓦整体结构设计引线 L_{design} 与芯柱转角 $\theta_{\max}$ 导致长度变化量 $L\theta$ 。由芯柱弯曲强度计算的转角可以其很小, 所以 $L\theta$ 可以忽略不计, $L_{\min}$ 分别为 6.5mm 和 9.5mm。从图 3.5 可以看出其拉力均小于 $2.4\times 10^{-5}\text{N}$, 此拉力不会把引线拉断。另外我们实际测量焊点的抗拉强度达到 1.47N。

3.4 引线环的设计

表 3.5 能与玻璃封接的金属材料的性能

材料名称	平均线膨胀系数 ($\times 10^{-7}\text{K}^{-1}$)	热传导系数 ($\times 418.68/\text{m.K}$)	电阻率 ($\times 10^{-6}\Omega\cdot\text{m}$)
柯伐 4J29	50	0.046	0.49
钼	55	0.38	0.048
钨	44.4	0.31	0.0548

引线环的用途一方面是将探测器的信号线引线出, 另一方面也是杜瓦的外壳。设计时要考虑烧结结构的强度和绝缘性, 另外还考虑到金属和玻璃之间的无漏烧结要求膨胀系数匹配且放气小。比较常用的两种烧结形式有玻璃烧结和陶瓷烧结, 其各有优缺点。通过比较我们最终选用玻璃结构。原因有如下几点: 1) 2000 元芯片有 6 个 256×1 模块, 另外为保证探测器可靠性和成品率, 探测器一般带用抗温度冲击的大面积 Invar 片衬底, 导致 2000 元探测器的尺寸为 $63.5\text{mm}\times 12\text{mm}$; 这就使得引线环直径就比较大。针对这种情况我们选用机械强度高玻璃结构; 2) 由于引线环又是杜瓦的外壳, 其内表面的反射率

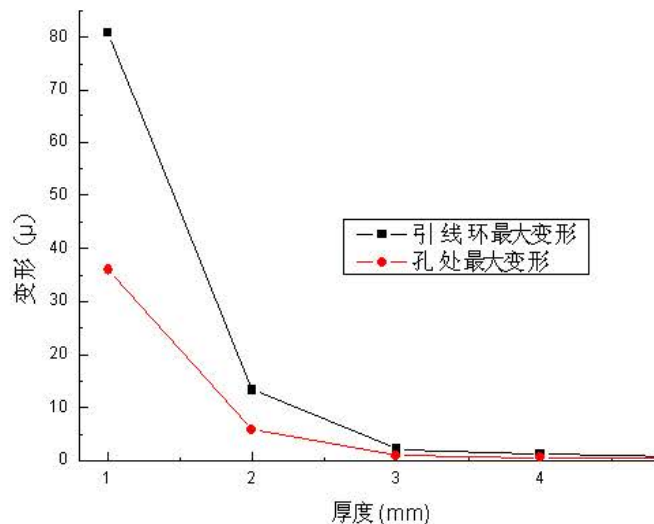


图 3.6 最大变形随厚度的变化曲线

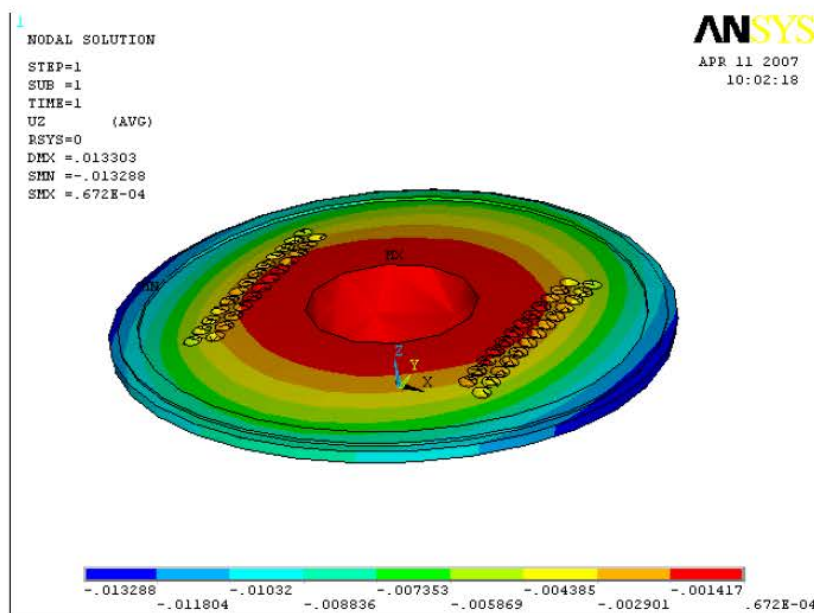


图 3.7 厚度为 2mm 时在 30g 力作用下，其变形分布情况。

和表面质量直接决定杜瓦的寄生辐射热和真空放气。一般来说玻璃珠结构的非金属（玻璃）表面相对陶瓷结构（陶瓷）小，这也使得其可以降低杜瓦的寄生热负载。

表 3.5 中所示为常见能与玻璃封接的金属材料的性能。其中，仅柯伐 4J29 能与不锈钢直接激光焊接，而且其线膨胀系数与玻璃 DM-308 匹配，可以实现与玻璃 DM-308 匹配封接，因此选用柯伐 4J29。同时，玻璃选用 DM-308。

其壁厚度根据真空压力容器圆形平盖板计算公式（3.7），其中：K 为结构特征系数，取值 0.3，S 为计算厚度，单位 mm；D 为芯柱内径，取值 82mm； $[\sigma]$ 为冷头材料常温下的许用应力，取值 202.5MPa。计算得到 S 为 0.984mm。但仅考虑此是不够的，因为其在 $\phi 84 \times 1$ 圆环上受力窗口帽自重 0.335Kg，背压 559.4N，和底面背压一个大气压。柯伐的杨氏模量为 131Gpa。通过 ansys 模拟分别对厚度为 1mm-5mm 分析，得到最大变形随厚度的变化曲线见图 3.6。图 3.7 所显示的为厚度为 2mm 时在 30g 力作用下，其变形分布情况。

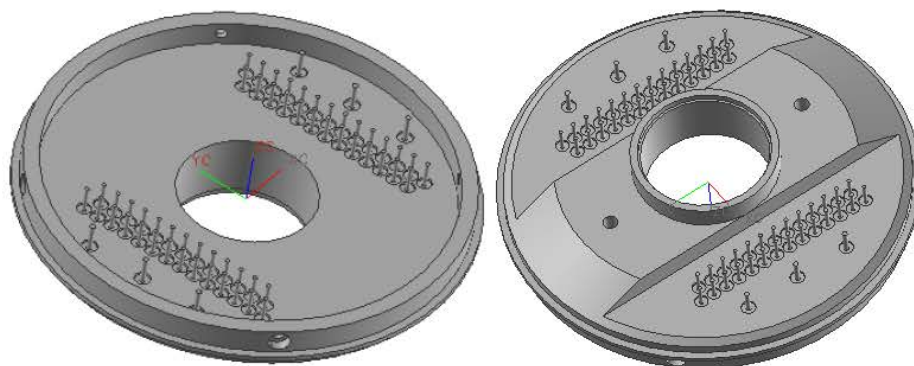


图 3.7 引线环组件结构

从图 3.6 可以看出厚度 4mm 是孔位置处的最大变形为 0.5μ ，厚度 5mm 时孔位

置处的最大变形为 0.4μ 。变形改善不多,但其重量却增加 1.25 倍。值得注意的是上述分析是忽略了烧结后玻璃柱的强度,实际烧结后孔位置的变形会小很多。最后设计确定选用 4mm 厚的引线环。再考虑其它结构的配套问题设计出引线环的结构件图 3.7。

3.5 引线电极板的设计

引线电极板在红外焦平面探测器与引线环之间起过渡桥梁的作用,主要解决如下问题:1) 探测器与引线之间的引线和引线工艺不一致;2) 优化探测器的输出信号线,减少漏热的作用。同时也要考虑使用场合是真空室的特殊要求。在保证探测器各模块之间无干扰和故障排除的可操作性的前提下,对 2000 元红外焦平面探测器 114 根引出线进行了优化,将其引出线数量减少到 44 根具体结构见图 3.8。其有如下优点:1) 相对传统陶瓷的金属化可以得到较高的引线密度;2) 由于采用单晶蓝宝石,其相对与陶瓷和 PCB 板有较低的真空出气率,这对杜瓦的真空寿命是非常有利的;3) 采用了薄膜工艺较传统厚膜工艺有更好的抗深低温冲击能力;4) 采用了平面布置格局,有利于检查和维修。

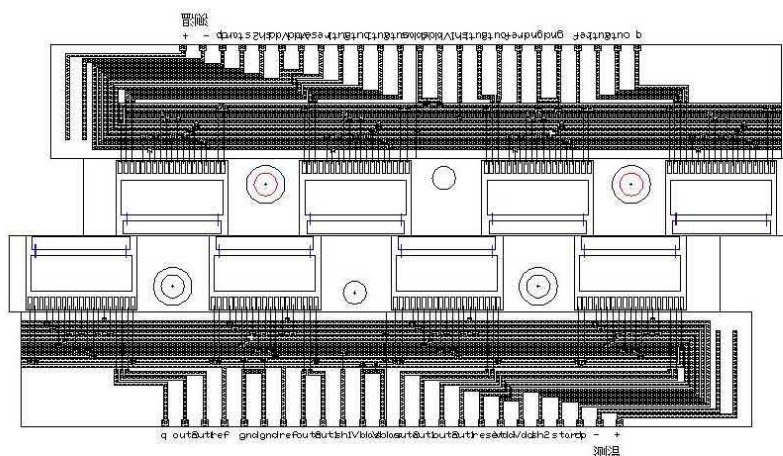


图 3.8 引线板设计示意图

3.6 杜瓦外壳设计

杜瓦外壳设计没有特殊的要求,材料选用与芯柱相同的材料,即不锈钢,其壁厚的设计满足公式(3.1) S 为芯柱计算壁厚,单位: mm; D 为芯柱内径,取值 26mm; P 为芯柱设计承受压力,即一个大气压,为 $1.013 \times 10^5 \text{Pa}$; E_t 为不锈钢在温度 t 时的弹性模量,由于金属材料在低温下弹性模量增加,因此以常温参数计算,取值 199.1GPa; L 为高度取值 45.5mm。计算出 S 为 0.05mm。但考虑到其上面有引线环和窗口的质量总计 0.58Kg,在 30g 加速度下,有力 161.8N 力作用。根据公式(3.1) 计算得到厚度 $S_{\min}$ 为 0.4mm。计算中不锈钢 $[\sigma]$ 为 430MPa,设计最终选取 2mm

3.7 杜瓦窗口帽的设计

杜瓦窗口帽用来焊接红外窗口,一般红外窗口材料的线膨胀系数与柯伐材料 4J33 合金比较接近,因此选用 4J33 作为窗口帽材料。

根据真空压力容器圆筒壁厚设计标准应满足公式(3.1) 式中: S 为芯柱计算壁厚,单位: mm; D 为芯柱内径,取值 82mm; P 为芯柱设计承受压力,即一个

大气压, 为 $1.013 \times 10^5 \text{Pa}$; E_t 为柯伐在温度 t 时的弹性模量, 由于金属材料在低温下弹性模量增加, 因此以常温参数计算, 取值 131GPa ; L 为高度取值 29mm 。计算出 S 为 0.24mm 。考虑安全因数选取厚度为 1mm 。

窗口帽上盖的厚度设计根据真空压力容器圆筒壁厚设计标准应满足公式 (3.7) 式中, 计算得 0.94mm 。考虑到红外窗口的强度和结构安装的要求, 取值时取值 3mm 。

3.8 吸气剂的选用和安装设计

吸气剂是安装在真空容器内的特殊组件, 经蒸散或激活后在真空容器内形成一个化学泵, 可以保持或提高真空度, 使真空寿命显著延长。根据工作方式的不同, 吸气剂一般可分为蒸散型和非蒸散型两种, 其中蒸散型由于工作时要蒸发出新鲜的金属气体覆盖在真空容器内壁表面上。这可能会对红外探测器及红外窗口造成污染, 因此选用非蒸散型吸气剂。

通过比较, 最终选定意大利 Sales Getter 公司的 ST172/LHI-7/200 型非蒸散型吸气剂, 其结构如图所示, 吸气剂材料标准组份是 Zr 和 ST707, 其中 Zr 约占总重量的 40%, 两种材料均有良好的吸气性能, 加热丝是 $W+3\% \text{wtRe}$, 绝缘材料为氧化铝陶瓷, 有 35% 的孔隙度和很好的机械强度。

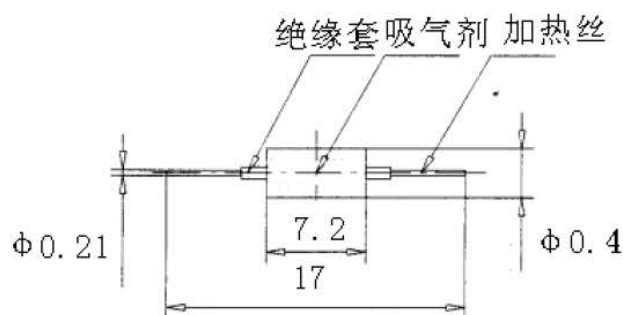


图 3.9 ST172 吸气剂结构图

ST172 吸气剂可在常温下工作, 对 H_2 的吸气速率较高, 但对 CO 、 CO_2 等氧化物和 N_2 以及 H_2O 蒸汽、 C_nH_m 碳氢化合物等较高温度下才具有较高吸气速率, 其最佳工作温度为 200°C , 可在 $400\text{—}500^\circ\text{C}$ 较低温度下激活 10 次左右。

吸气剂的安装固定是通过碰焊与柯伐针加热焊接, 同时为了保证更高的力学强度并设计了加固环 (见图 3.10)。

3.9 杜瓦的其他附件的设计

抽气管采用外径 $\phi 6 \text{mm}$, 厚度 1mm 的无氧铜管, 方便冷夹封。由于铜管的放气率相对于其他金属材料 (不锈钢和柯伐) 高两个数量级, 因此无氧铜排气管在满足冷夹封需要要求的情况下尽量短。

吸气剂激活或除气, 吸气剂表面温度比较高, 最高可到 900°C 。而从结构上看, 吸气剂离探测器芯片和引线焊接电极位置比较近。为

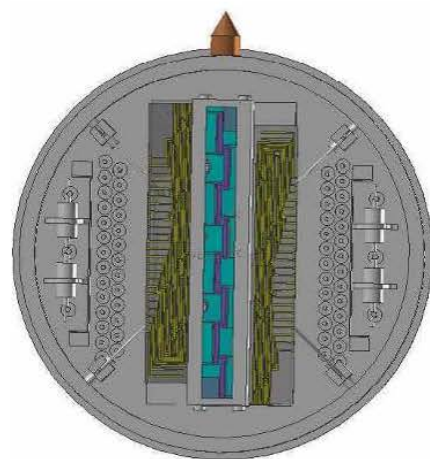


图 3.10 杜瓦去窗口帽俯视图

降低吸气剂的高温辐射热对他们的影响,特设置隔热罩(见图 3.10)。

为了降低背景噪声提高探测器性能,采用冷屏。轻量化冷屏的内表面镀黑镍,达到消除杂散光,外表面镀金或抛光来降低辐射。

3.10 杜瓦的焊接及装配工艺

3.10.1 杜瓦的焊接工艺设计

衡量一个杜瓦的性能好坏,真空寿命和寄生热容量是最关键的两个指标,要保证真空度并达到一定的保持时间,首先必须保证杜瓦各零件之间的焊接漏率非常小,因此对不同材料选用合适的焊接方式就变得非常重要。

杜瓦的主要焊接点如图 3.11 所示。杜瓦主体的焊接采用氮气保护激光焊接,其包括芯柱与外壳、外壳与引线环、引线环与窗口帽、隔热罩与引线环,焊接面要求平滑光滑,漏率满足要求;芯柱与冷头采用高温真空钎焊,焊接后精加工,焊接质量不受影响,漏率满足要求;窗口帽与排气管采用低温真空钎焊;红外窗口与窗口帽采用钎焊;吸气剂的加热丝与引线环、固环与引线环的机械连接采用碰焊。探测器芯片与引线电极板之间的采用超声键合;引线电极板与引线环之间的引线工艺采用深埋低热导率引线工艺。

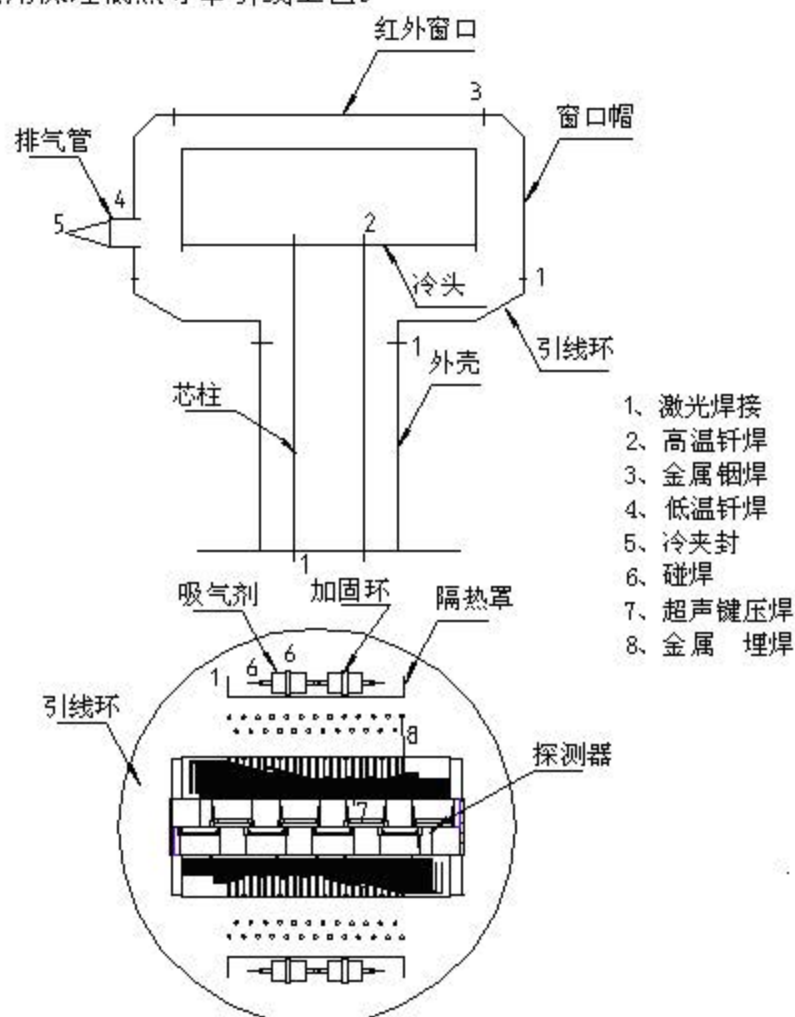


图 3.11 杜瓦的主要焊接点

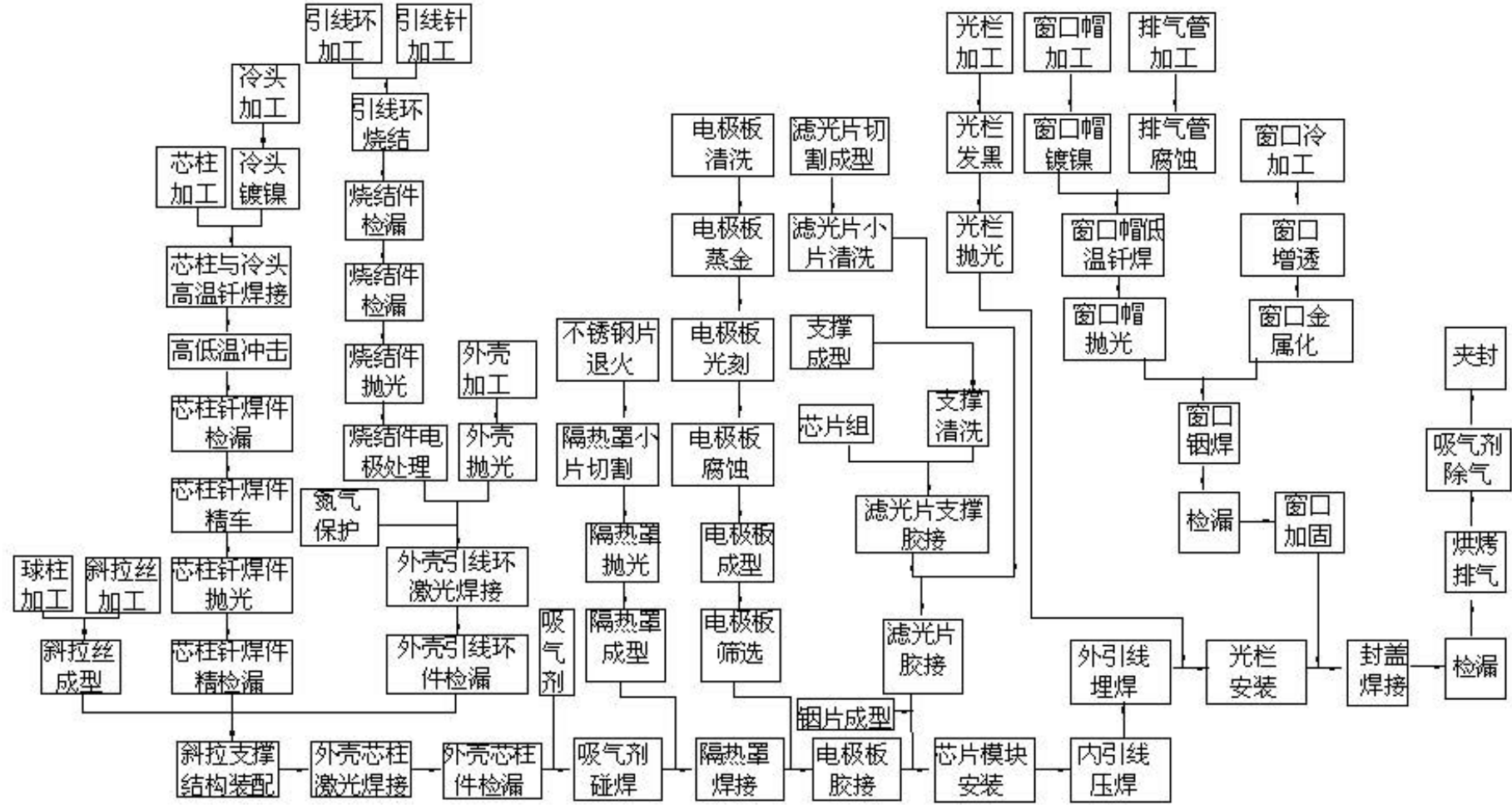
3.10.2 杜瓦的装配工艺

杜瓦的装配流程如图 3.12 所示

3.11 本章小结

杜瓦是斯特林制冷机与红外探测器藕合的关键部件,设计中必须解决光、机、热、电、磁、振动、真空等一系列关键技术问题,通过对各种材料的力学、热学和电学性能的比较,确定杜瓦各零件的使用材料,并在权衡漏热、高强度和优良电性能的基础上,完成了杜瓦各部件结构的优化设计和工艺设计。

图 3.12 杜瓦的装配流程



第四章 2000 元杜瓦的热力学和真空分析

4.1 杜瓦的热学分析

杜瓦热学分析的主要目的有二个：1. 计算杜瓦的热容量，估计其降温时间；2. 计算杜瓦的总漏热，针对不同形式的漏热提出相应的改进措施；下面将分两个部分进行讨论。

4.1.1 杜瓦的热容量计算^[34]

当涉及降温时间或冷却一个特殊部件所需要移走的热量时，热容量的概念变得重要了。热容量的定义为：

$$\text{热容量} = m \int_{T_1}^{T_2} C dT$$

公式中：m 为部件的质量 (Kg)；C 为材料的比热 (KJ/kg.K)

T₁ 为起始温度；T₂ 为最终温度

制冷机工作时，杜瓦芯柱、冷头、红外探测器及引线、冷屏都将下降，外壳、窗口帽和引线环等温度基本保持不变，所以杜瓦的热容量实际是指芯柱、冷头、探测器及冷屏等从常温降到相应平衡温度的热容量。计算外壳、引线环等平衡温度 300K，冷头、探测器等平衡温度 80K。要精确测定材料的比热与温度的函数关系是一项难题。许多材料的比热在低温范围内都变得很小。根据柯伐 (4J29) 在 273K 时的比热值 441J/(Kg.K) 和不锈钢 (304L) 在 293K 时的比热值 460J/(Kg.K)，采用类似金属 (Fe) 在低温下的比热特性，可以计算得到其比热容-温度曲线，如图 4.1 所示。表 4.1 所示是杜瓦各零件的热容量。

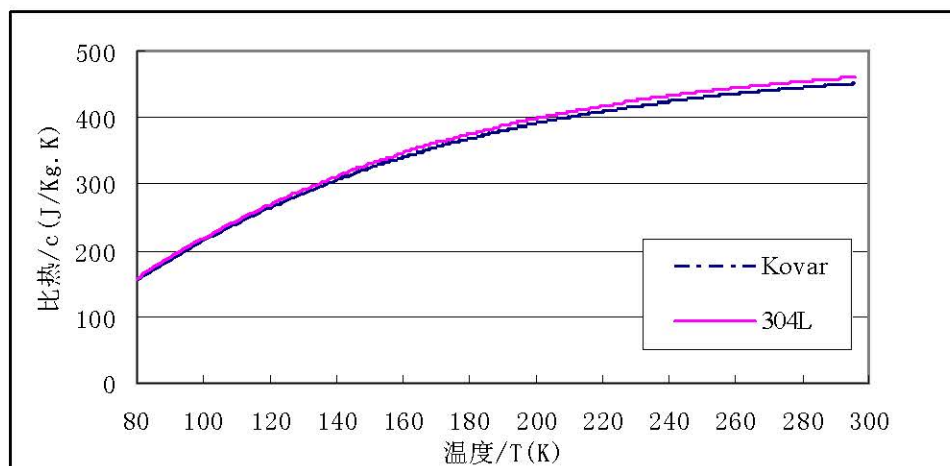


图 4.1 柯伐 (Kovar) 和不锈钢 (304L) 的比热容-温度曲线

表 4.1 杜瓦各零件的热容量计算值

零件	材料	平均比热容 (J/Kg.K)	质量 ($\times 10^{-3}$ Kg)	终温 (K)	热容量 (J)
芯柱	304L	409	3.518	190	158.3
冷头	柯伐	352	45.5	80	3523.5
电极板	兰宝石	590	3.50	80	454.3
铟片	铟	239	2.44	80	128.3
螺钉	304L	409	0.88	80	79.2

冷光栏	柯伐	352	12.3	130	736.0
芯片及电路	柯伐	352	11.53	80	892.9
总计					5972.5

4.1.2 杜瓦的漏热计算

杜瓦的漏热包括所有三种热交换形式-传导、对流和辐射,另外还应计红外探测器包括引线的焦耳热,对制冷机冷指与杜瓦之间的漏热在这里不加讨论。

4.1.2.1 传导漏热

传导漏热包括杜瓦芯柱漏热、辅助支撑漏热以及探测器和二极管引线漏热,由于导热面积非常小,而且同为轴对称结构,故可简化为一维稳态热传导问题,其导热计算公式为:

$$Q = K \frac{A}{L} \Delta T$$

(4.1)

公式中:K为材料在 ΔT 温度范围内的平均导热率系数,A为导热面积, ΔT 为材料两端温度差,L为导热长度。容易知道要想降低传导漏热,可以选用导热系数小的材料,减小导热面积,或增大材料的长度。其中最好的办法是选用导热系数小的材料,既可以降低漏热量,又不影响力学强度。关于这一点,在前文杜瓦和引线的结构设计中已讨论过。

从杜瓦的结构可以看出固体传导有三部分,他们芯柱传导、辅助支撑传导和探测器引线传导。

芯柱传导:查有关资料《光电元器件》不锈钢的导热系数随温度的变化曲线如图4.1所示^[34]。计算出其平均热导率K为12 W/m.K。A为 $6.99 \times 10^{-6} \text{m}^2$;L为 $6.45 \times 10^{-2} \text{m}$;代入公式(4.1)得 $Q=286 \text{mW}$ 。

辅助支撑传导:由于无法查到Ti合金的热导率随温度变化的曲线,查其室温下的热导率,然后近视看成其热导率随温度变化与不锈钢类似,其曲线见图4.2计算得其热导率K为6.55W/m.K。A为 $2.8 \times 10^{-7} \text{m}^2$;L为 $1.7 \times 10^{-2} \text{m}$;代入公式(4.1)得 $Q=23.7 \text{mW}$ 。由于有四根,固辅助支撑传导漏热为

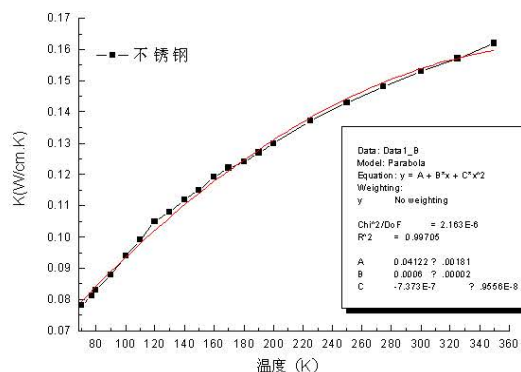


图 4.1 不锈钢的导热系数随温度的变化曲线

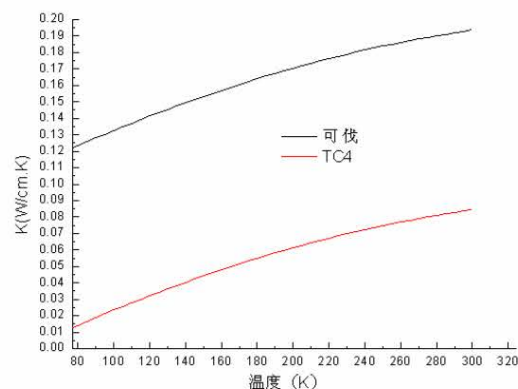


图 4.2 根据不锈钢导热系数变化趋势模拟柯伐和TC4曲线导热系数随温度的变化曲线

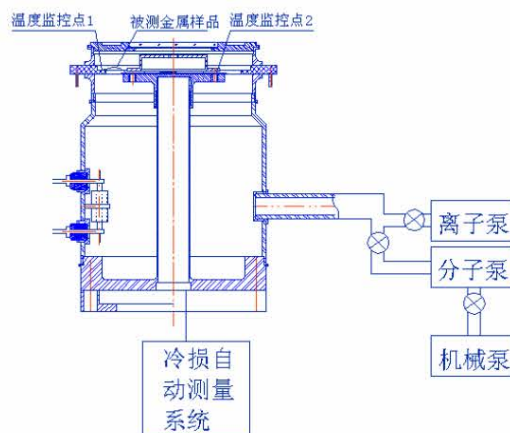


图 4.3 实验装置的原理图

94.8mW。

引线传导：单根引线材料为铂金丝，设计了实验装置原理见图 4.3，利用有无引线的冷损差来测定 77K-300K 的平均热导率。实验计算出其热导率 K 为 $23.1\text{W/m}\cdot\text{K}$ ； A 为 $2.8\times 10^{-9}\text{m}^2$ ； L 为 $6.5\times 10^{-3}\text{m}$ 和 $9.5\times 10^{-3}\text{m}$ ；代入公式 (4.1) 得 $Q=2.2\text{mW}$ 和 1.5mW 。由于各 24 根，固辅助支撑传导漏热为 88.8mW。

所以，杜瓦的总传导漏热为 469.6mW，其中芯柱漏热 286mW，辅助支撑漏热为 94.8mW，引线漏热为 88.8mW。

4.1.2.2 对流漏热^[32]

对流漏热指杜瓦内的气体由于温度不同引起迁移，将热量从温度较高的部分传递到温度较低的部分，因此又可称之为气体分子传导漏热。

杜瓦的气体传导漏热，严格地说，包括外壳、引线环、窗口帽与芯柱、冷头和红外探测器等之间的分子热传导，这里仅简化为窗口帽与冷头之间、外壳与芯柱之间的分子热传导，简化模型及相应尺寸如图 4.1 所示。

制冷机冷指和杜瓦芯柱夹层也存在气体导热，由于导热面积较小，漏热在这里就不予考虑。

随着杜瓦内部真空度的改变，气体分子传导漏热的计算公式也有很大的不同，下面将分低、中、高三个真空状态来进行分析

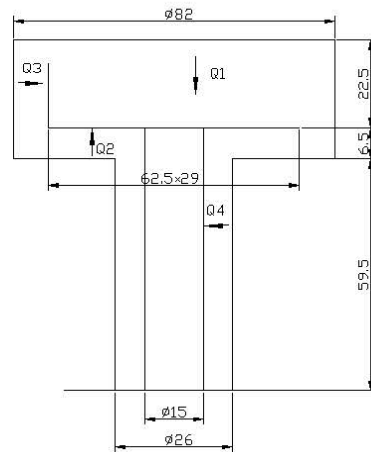


图 4.1 杜瓦气体分子传导漏热简化图

1) 低真空状态

指气体分子平均自由程 λ 远小于容器直径 d 的状态。杜瓦的当量直径取值 10mm，而空气分子的平均自由程满足：

$$\lambda = 3.107 \times 10^{-24} \frac{T}{p\sigma^2} \quad (4.2)$$

式中：

P 是气体的压力，单位 Pa；

σ 是空气分子的直径，取值 $3.72 \times 10^{-10}\text{m}$ ；

T 是气体平均温度。

如果气体分子平均自由程小于容器直径的 2%即可视为远小于容器直径，则对于杜瓦来说，即满足 $\lambda < 0.2\text{mm}$ 。取气体平均温度 190K，可求出气体压力满足 $P > 21.6\text{Pa}$ ，因此这一状态的气体压力范围定为 10^{-10} ~ 10^{-5}Pa ，典型压力为 1Torr。

在 $\lambda \ll d$ 时，气体分子的导热系数满足：

$$K = \frac{1}{4}(9\gamma - 5)\eta C_v \quad (4.3)$$

式中：

γ 是绝热指数，对空气取值 1.403；

η 为粘滞系数，单位 $\text{Kg/m}\cdot\text{s}$ ，而且满足：

$$\eta = 8.57 \times 10^{-25} \frac{\sqrt{MT}}{\sigma^2 \left(1 + \frac{C}{T}\right)} \quad (4.4)$$

其中： M 为气体摩尔质量，空气是 $28.96 \times 10^{-3}\text{Kg/mol}$ ；

C 为肖仑德(Sutherland)常数，对空气是 113K；

C_v 为定容热容, 单位 J/KgK , 空气的 C_v 与温度关系满足:

$$C_v = 717.756 \times (1 + 3.45 \times 10^{-5}T + 6.30 \times 10^{-8}T^2) \quad (4.5)$$

先计算杜瓦窗口帽与冷头之间的气体导热。即图中的 Q_1 即可间化为两块平行板之间的一维传导, 即导热满足公式 (4.1)。上盖温度为 $T_1 300K$ 冷头温度 $T_2 80K$, 由此其间气体平均温度为 $190K$, 利用公式 (4.5)、(4.4) 和 (4.3) 可依次求出 $\eta = 0.916 \times 10^{-5} J/m.s$, $C_v = 723.9 J/KgK$ 和 $K = 0.0126 W/m.K$ 。导热面积 A 取上盖和冷头的平均面积, 易算出 $3545.4mm^2$, L 由图中可以知道为 $21mm$, 从而求出上盖和冷头之间的气体分子传导漏热为 $467.99mW$ 。

类似可以算出 Q_2 。其中 K 为 $0.0126 W/m.K$, A 为 $3103.85mm^2$, L 为 $5mm$, 从而求出 Q_2 为 $1.72W$ 。

Q_4 可看是两个同轴圆筒之间的一维热传导, 导热满足

$$Q = 2\pi KH \frac{T_2 - T_1}{\ln(r_2/r_1)} \quad (4.6)$$

其中, 外壳的温度 T_2 为 $300K$, 芯柱温度 T_1 取平均温度 $190K$, 因此圆筒之间的气体平均温度取为 $245K$ 。同样利用 (4.5)、(4.4) 和 (4.3) 可以依次求出 $\eta = 1.128 \times 10^{-5} J/m.s$, $C_v = 726.5 J/KgK$ 和 $K = 0.01563 W/m.K$ 。由图 4.1 所示尺寸可知。圆筒高度 H 为 $59.5mm$, 大径 r_2 为 $26mm$, 小径 r_1 为 $15mm$, 则可以求出芯柱可外壳之间的气体分子传导漏热约为 $1.168W$ 。

类似可以算出 Q_3 。其中外壳的温度 T_2 为 $300K$, 光栏温度 T_1 为 $130K$, 因此圆筒之间的气体平均温度取为 $215K$ 。同样利用 (4.5)、(4.4) 和 (4.3) 可以依次求出 $\eta = 1.119 \times 10^{-5} J/m.s$, $C_v = 725.0 J/KgK$ 和 $K = 0.01546 W/m.K$ 。圆筒高度 H 为 $22.3mm$, 大径 r_2 为 $82mm$, 小径 r_1 (光栏等效直径) 为 $13.8mm$, 则可以求出光栏和外壳之间的气体分子传导漏热约为 $206.5mW$ 。

总之, 在低真空状态下, 气体分子传导漏热共 $3.562W$ 。

2) 中真空状态

指气体分子平均自由程 $\lambda \approx d$ 时, 如果 λ 满足 $0.2 < \lambda/d < 5$ 即可视为与容器直径相当, 则利用式 (4.2) 可知, 气体压力满足 $0.086Pa < P < 2.16 Pa$, 因此这一状态的压力范围为 $0.1Pa < P < 10 Pa$ 。

$\lambda \approx d$ 时, 容器中的气体分子之间的碰撞减少, 而分子与容器壁之间的碰撞时能量交换不够充分, 碰撞后气体分子不具有容器壁的温度而是有温度差, 因此气体分子和容器壁之间就会出现温度剧增现象, 而真空度越高, 温度剧增现象越严重。

当有温度剧增存在时, 两平行板之间的热传公式变为:

$$Q = KA \frac{T_2 - T_1}{L + 2g} \quad (4.7)$$

式中导热系数 K 同于低真空状态, g 称为温度剧增系数, 且满足:

$$g = \lambda \frac{2 - \alpha}{\alpha} \quad (4.8)$$

其中 α 为温度适应系数, 表示气体分子和容壁之间的能量交换程度, 这里取值 0.9 。

由于气体分子平均自由程与气体温度 T 和压强 P 均有关系, 因此在中真空状态下气体导热不再仅由温度决定, 而且受到压力影响。

下面求 Q_1 , 利用公式 (4.2)、(4.7) 和 (4.8) 以及低真空下求出的导热系数 K 为 $K = 0.0126 W/m.K$ 。 L 为 $21mm$, A 为 $3545.4mm^2$ 可对中真空范围内不同压力下 Q_1 进行计算, 结果见表 4.2 所示

表 4.2 中真空窗口帽上盖与冷头之间的气体分子漏热

P(Pa)	10	5	2	1	0.5	0.2	0.1
λ (mm)	0.427	0.854	2.135	4.266	8.532	21.33	42.659
g(mm)	0.522	1.044	2.609	5.214	10.428	26.07	52.139
Q_1 (mW)	445.8	425.6	374.9	312.7	234.8	134.4	78.4

类似可以算出 Q_2 : K 为 0.0126W/m.K, A 为 3103.85mm², L 为 5mm 具体结果见表 4.3 所示

表 4.3 中真空引线环上与冷头之间的气体分子漏热

P(Pa)	10	5	2	1	0.5	0.2	0.1
Q_2 (mW)	1423.5	1238.6	842.0	557.7	332.8	150.6	78.7

当有温度剧增存在时, 两同轴筒之间的热传导公式变为:

$$Q = 2\pi KH \frac{T_2 - T_1}{\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right) + g\left(\frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_1}\right)} \quad (4.9)$$

下面先求 Q_4 : 导热系数 K 0.01563W/m.K, H 为 59.5mm, 大径 r_2 为 26mm, 小径 r_1 为 15mm, 利用公式 (4.2)、(4.8) 和 (4.9) 可对中真空范围内不同压力下 Q_4 进行计算, 结果见表 4.4 所示

表 4.4 中真空芯柱与外壳之间的气体分子漏热

P(Pa)	10	5	2	1	0.5	0.2	0.1
λ (mm)	0.550	1.1	2.75	5.50	11	27.5	55
g(mm)	0.672	1.344	3.36	6.72	13.4	33.6	67.2
Q_4 (mW)	1035.2	929.6	711.6	511.7	328.3	157.5	84.5

先求 Q_3 : 导热系数 K 为 0.01546W/m.K, H 为 22.3mm, 大径 r_2 为 82mm, 小径 r_1 为 13.8mm, 其中外壳的温度 T_2 为 300K, 光栏温度 T_1 为 130K, 因此圆筒之间的气体平均温度取为 215K。利用公式 (4.2)、(4.8) 和 (4.9) 可对中真空范围内不同压力下 Q_3 进行计算, 结果见表 4.5 所示

表 4.5 中真空芯柱与外壳之间的气体分子漏热

P(Pa)	10	5	2	1	0.5	0.2	0.1
λ (mm)	0.483	0.965	2.414	4.827	9.654	24.14	48.27
g(mm)	0.590	1.179	2.95	5.90	11.8	29.5	59.00
Q_3 (mW)	200.9	195.5	181.1	161.3	132.3	85.99	54.3

总之, 在中真空状态下, 气体分子传导漏热见表 4.6

表 4.6 中真空杜瓦的气体分子漏热

P(Pa)	10	5	2	1	0.5	0.2	0.1
Q (W)	3.105	2.789	2.110	1.543	1.028	0.528	0.296

3) 高真空状态

指气体分子平均自由程 $\lambda \gg d$ 的状态, 根据前文分析, 这个状态的压力范围可定为 $P < 0.1\text{Pa}$ 。

$\lambda \gg d$ 时, 容器中的气体分子数更少, 迁移能量的气体分子数也更少。因此容器中没有温度梯度存在, 而在贴近容器壁的表面有严重的温度剧增现象。

①两平行板间的热传导公式为

$$Q = \Lambda p \frac{\alpha}{2 - \alpha} (T_2 - T_1) A \quad (4.10)$$

式中： Λ 为分子流条件下的自由热传导率，单位 (m/K.s) 满足

$$\Lambda = 5.752 \times 10^{-1} \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right) \sqrt{\frac{1}{MT}} \quad (4.11)$$

代入相应的参数计算 Q_1 和 Q_2 ：

计算 Q_1 的参数：M 为 $28.96 \times 10^{-3} \text{Kg/mol}$ ；T 为 190K； γ 为 1.403； α 为 0.9； T_2 为 300K； T_1 为 80K；A 为 3545.4mm^2 。

计算 Q_2 的参数：M 为 $28.96 \times 10^{-3} \text{Kg/mol}$ ；T 为 190K； γ 为 1.403； α 为 0.9； T_2 为 300K； T_1 为 80K；A 为 3103.85mm^2 。

结果如下表 4.6

②高真空时两同轴圆筒间的热传导公式为：

$$Q = \frac{3}{16} \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right) \frac{\alpha}{(1 - \alpha) \frac{r_1}{r_2} + 1} P \sqrt{\frac{\pi k}{2m_0 T}} (T_2 - T_1) 2\pi r_1 H \quad (4.12)$$

式中：

k 为玻尔兹曼常数，取值 $1.381 \times 10^{-23} \text{J/K}$ ；单位 (m/K.s)；

m_0 为单个气体分子的质量，空气为 $4.81 \times 10^{-26} \text{Kg}$ ；

代入相应的参数计算 Q_3 和 Q_4 。结果见表 4.6

计算 Q_4 的参数：T 为 245K； γ 为 1.403； α 为 0.9； T_2 为 300K； T_1 为 190K； r_2 为 26mm； r_1 为 15mm；H 为 59.5mm。

计算 Q_3 的参数：T 为 215K； γ 为 1.403； α 为 0.9； T_2 为 300K； T_1 为 130K； r_2 为 82mm； r_1 为 13.8mm；H 为 22.3mm。

表 4.6 高真空杜瓦气体分子漏热

P(Pa)	0.05	0.02	0.01	0.001
$Q_1(\text{mW})$	46.7	18.7	9.33	0.93
$Q_2(\text{mW})$	40.8	16.34	8.168	0.817
$Q_3(\text{mW})$	20.2	8.1	4.04	0.404
$Q_4(\text{mW})$	25.7	10.3	5.15	0.515
$Q(\text{mW})$	133.4	53.44	26.69	2.67

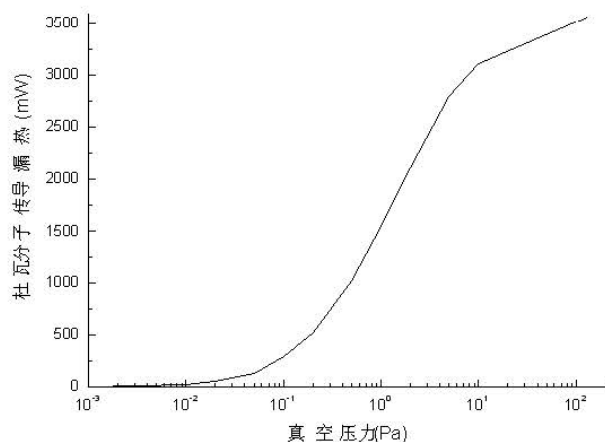


图 4.2 杜瓦气体分子传导漏热与压力关系

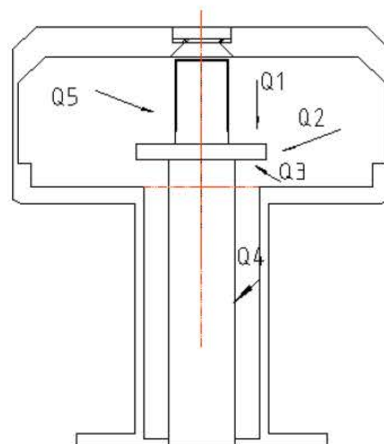


图 4.3 杜瓦辐射传热示意图

至此，杜瓦在整个真空范围内的气体分子传导漏热都已经计算出来，漏热与压力的关系曲线如图 4.2 所示。可见，要想降低气体漏热，必须保证杜瓦的真空度小于 0.1Pa。

杜瓦在排气时，用离子泵的排气 20 天，杜瓦排气口相应位置真空度可达到 10^{-6} Pa。杜瓦内真空至少也小于 10^{-5} Pa。对流传热就更小。可以忽略不计

4.1.2.3 辐射漏热^[35-36]

辐射是杜瓦寄生热负载的主要组成部分之一。从图 4.3 看辐射传热主要包括：窗口帽和引线环对冷头的辐射热($Q_1+Q_2+Q_3$)、外壳对芯柱辐射热 Q_4 、窗口帽对光栏的辐射传热 Q_5 。由于辐射传热需要求解任两个能够互相看到的辐射面之间的视角系数，而杜瓦内壁辐射面的形状和位置关系比较复杂，人工计算任两个表面之间的视角系数比较困难。所以，有必要先对各辐射面的形状以及相互之间的关系进行适当的简化。

任两个表面之间的辐射换热均可用图 4.4 所显示的热网络图表示，而且辐射热流 Q 可以表示为

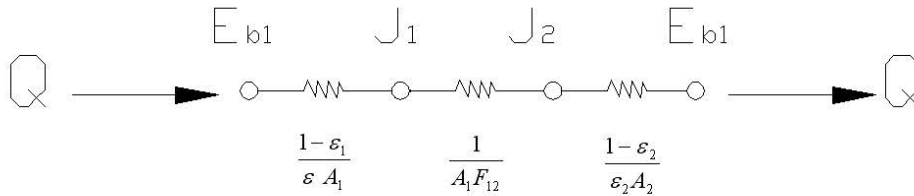


图 4.4 两个表面的热辐射网络图

$$Q = \frac{E_{b1} - E_{b2}}{\frac{1-\epsilon_1}{\epsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1-\epsilon_2}{\epsilon_2 A_2}} \quad (4.13)$$

式中：

E_b 是与表面同温度的黑体的发射功率，而且满足

$$E_b = \sigma T^4, \quad (4.14)$$

其中 σ 为斯忒芬—玻耳兹曼常数， $5.67 \times 10^{-8} W/m^2 K^4$ ； T 为绝对温度；

F_{12} 是表面 A_1 到 A_2 的视角系数，

下面分别详细计算：

窗口帽对冷头上表面的辐射热 Q_1 ：窗口帽上盖与冷头上表面之间的辐射热计算采用同轴圆盘模型，尺寸如图 4.5 所示，但实际冷头是方的，先计算出其等效圆的半径 r_1 值是 24mm。

Q_1 的视角系数满足：

$$F_{12} = \frac{1}{2} \left[X - \sqrt{X^2 - 4 \left(\frac{R_2}{R_1} \right)^2} \right] \quad (4.15)$$

式中: $R_1 = \frac{r_1}{h}$, $R_2 = \frac{r_2}{h}$, $X = 1 + \frac{1+R_2^2}{R_1^2}$ 。代入各尺寸 $r_1=24\text{mm}$, $r_2=41\text{mm}$ 和 $h=21\text{mm}$, 可求

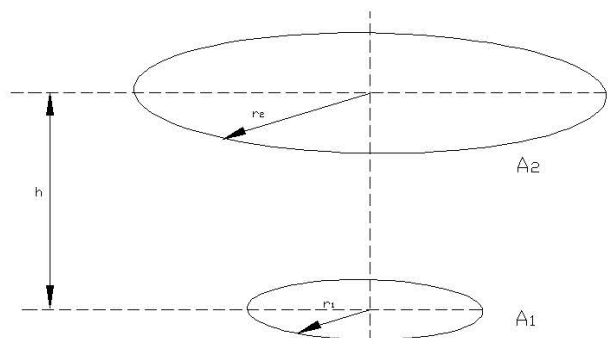


图 4.5 窗口帽上盖与冷头的结构及位置尺寸

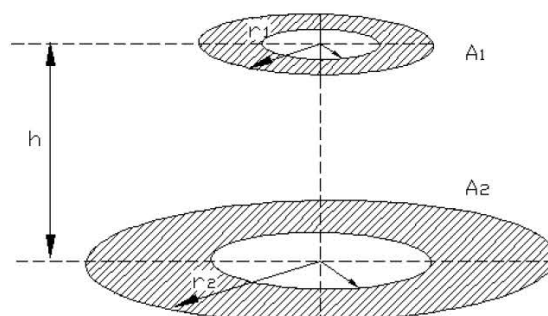


图 4.6 窗口帽下盖与冷头的结构及位置尺寸

出 $F_{12}=0.74$ 。取发射系数 $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 0.04$, $A_1 = 1.812 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $A_2 = 5.28 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $T_1 = 80\text{K}$, $T_2 = 300\text{K}$, 在利用公式 (4.13) 即可以算出辐射漏热为 24.7mW 。

引线环对冷头上表面的辐射热 Q_3 : 尺寸如图 4.6 所示, 从杜瓦的结构图看出, 引线环有 $\phi 26$ 的孔, 但下面外壳有对冷头下表面的辐射, 所以这部分面积就不扣除, 但冷头下表面 $\phi 15$ 的面积要扣除。这样得到 $r_1=22.8\text{mm}$, $r_2=38\text{mm}$, $h=5\text{mm}$, 代入公式 (4.15) 计算出 $F_{12}=0.97$ 。取发射系数 $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 0.04$, $A_1 = 1.636 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $A_2 = 4.53 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $T_1 = 80\text{K}$, $T_2 = 300\text{K}$, 在利用公式 (4.13) 即可以算出辐射漏热为 22.2mW 。

窗口帽和引线环对冷头侧面的辐射热 Q_2 : 由于侧面面积很小, 可以简化为在大空腔内的凸物模型见图 4.7。其满足:

$$Q = \alpha A_1 \varepsilon_1 (T_1^4 - T_2^4) \quad (4.16);$$

其中 $A_1 = 5.49 \times 10^{-4} \text{mm}^2$, $\varepsilon_1 = 0.04$, 代入公式 (4.16), 计算出 $Q_2 = 10\text{mW}$ 。

芯柱对外壳的辐射热 Q_4 : 可以简化为在长同轴圆筒模型见图 4.8。其满足:

$$Q = \frac{\alpha A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} \left(\frac{r_1}{r_2} \right)} \quad (4.17);$$

其中 $A_1 = 3.04 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 0.04$, $T_1 = 190\text{K}$, $T_2 = 300\text{K}$, $r_1 = 15\text{mm}$, $r_2 = 26\text{mm}$ 代入公式 (4.16), 计算出 $Q_4 = 28.3\text{mW}$ 。

光栏对窗口帽的辐射热 Q_5 : 也简化为在长同轴圆筒模型见图 4.8, 此时要计算出光栏侧面的等效直径。 $A_1 = 3.345 \times 10^{-3} \text{mm}^2$, $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 0.04$, $T_1 = 130\text{K}$, $T_2 = 300\text{K}$, $r_1 = 32.6\text{mm}$, $r_2 = 41\text{mm}$, 代入公式 (4.16), 计算出 $Q_5 = 33.6\text{mW}$ 。

总的辐射传热约为 118.8mW 。

杜瓦在排气时, 用离子泵的排气 20 天, 杜瓦排气口相应位置真空度可达到 10^{-6}Pa 。杜瓦内真空至少也小于 10^{-5}Pa 。下面对杜瓦的刚夹缝后寄生热负载进行归纳如下表 4.7

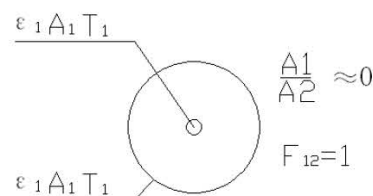


图 4.7 在空腔中的凸物模型

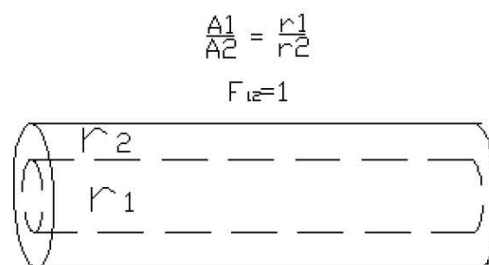


图 4.8 长同轴圆筒模型

表 4.7 杜瓦的寄生热负载

热传导	对流	辐射	总计
469.6mW	忽略不计	118.8m	588.2

4.1.3 焦耳漏热

这里的焦耳漏热指红外焦平面探测器及引线通电发热带走的冷量。其中红外焦平面器的功耗 $\leq 100\text{mW}$

4.2 杜瓦的力学分析

从满足红外焦平面探测器的工作要求来说,杜瓦还必须通过严格的空问力学条件试验,并保证探测器始终位于光学系统焦面的允许误差范围内,因此有必要对杜瓦进行力学分析,了解杜瓦的力学性能。杜瓦各部件中强度最弱的是薄壁芯柱和引线,同时又是满足探测器性能要求的两个最关键的部件,有必要对其各种力学条件适应性进行分析。

杜瓦的力学分析指用 ANSYS 有限元分析软件对杜瓦的力学性能进行计算,主要包括两个方面:1 结构静力学分析,用来求解杜瓦在重力、大气压力等载荷作用下的变形和应力;2 模态分析,用来抽取杜瓦的固有频率和基本振型;

4.2.1 杜瓦芯柱的力学分析^[37-38]

4.2.1.1 结构静力学分析

ANSYS 软件中结构静力学分析,用来求解外载荷引起的位移、应力和反作用力,外载荷不随时间变化,适合分析惯性及阻尼的时间相关作用对结构响应的影响不显著的问题。杜瓦芯柱的静力分析,指求解芯柱与制冷机冷指装配后,在制冷机不工作时的变形及应力分析,目的是了解红外焦平面探测器在静态时的离焦情况,以及芯柱结构的应力集中。

杜瓦芯柱地面受约束,三方向的位移为 0。静载荷有重力,芯柱与冷指夹层的气体压力,以及弹性冷链的预紧力。其中:芯柱与冷指夹层中是标准空气,即一个大气压;探测冷链的预紧力为 30N。

查材料金属手册有关材料的参数见下表 4.8

表 4.8 分析采用材料参数

零件	材料	密度 (Kg/m^3)	弹性模量 (GPa)	泊松比
芯柱	不锈钢	7900	199.1	0.29
冷头	柯伐	8160	180	0.30

用有限元软件进行分析:

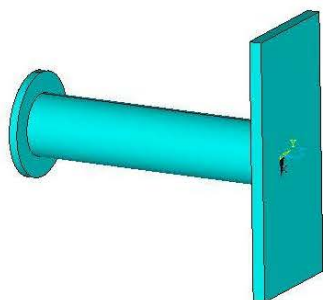


图 4.9 杜瓦芯柱实体模型

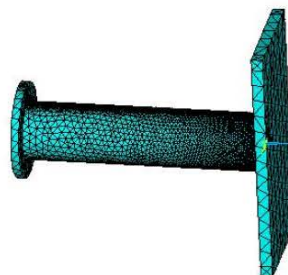


图 4.10 杜瓦芯柱简化网格分布

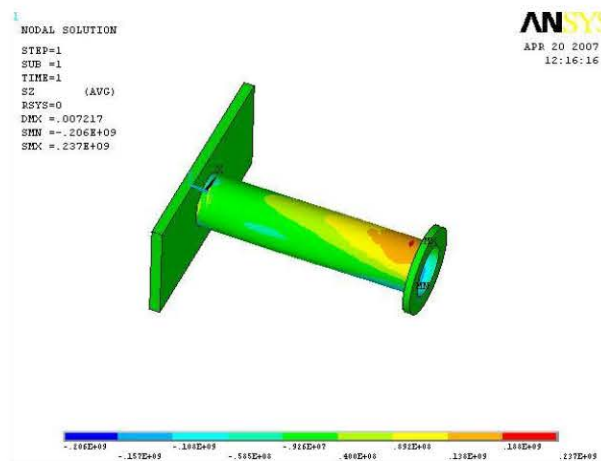


图 4.11 芯柱静载荷应力分布

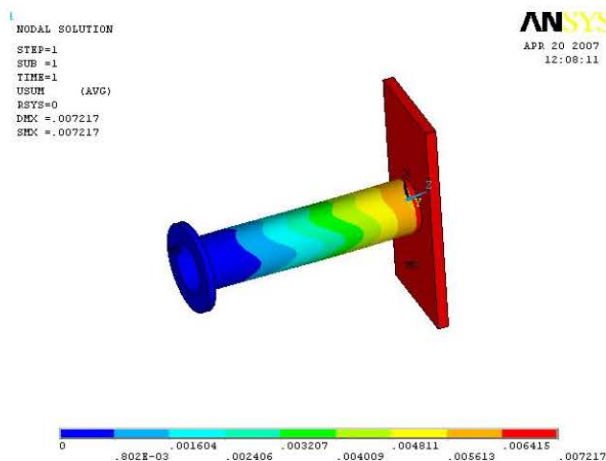


图 4.12 芯柱静载荷位移分布

具体参数：薄壁件直径为 15mm；壁厚为 0.15mm；长度为 64.5mm；材料不锈钢，弹性模量为 1.99×10^{11} Pa；泊松比 0.29；下端固定，其它方向自由，除上述收力外，还得考虑径向背压 1.013×10^5 Pa，杜瓦在工作时，具体受力如下：芯柱壁径向和芯柱内强底受一个大气压；冷头自重和探测器重力 0.78N（冷头、红外探测器及光栏等 76.15 克，芯柱自重 3.52 克）；冷指轴向力 30N。其芯柱实体模型见图 4.9。杜瓦简化网格分布见图 4.10。在静载荷的作用下的杜瓦芯柱应力分布见图 4.11 所示：芯柱根部最大的拉应力为 237MPa，最大的压应力为 206MPa。查相关资料不锈钢的许用应力为 286.7MPa，安全系数为 1.2。再加上设计时我们设置了辅助支撑结构。实际安全系数要大得多。芯柱变形如图 4.12 所显示，最大变形为 $7.24 \mu\text{m}$ 。

4.2.1.2 模态分析

ANSYS 软件中模态分析用于抽取结构的自然频率和振型，是其它动力分析的基础，因为结构的基本模态和频率信息能有助于归结其动力响应特性。

杜瓦芯柱的模态分析结果如表 4.9 所示，第一阶和第二阶同为弯曲，但方向不一样。三阶和四阶均为扭曲。其变形见图 4.13-图 4.16

表 4.9 芯柱模态分析固有频率

模态	一阶	二阶	三阶	四阶	五阶
频率 (Hz)	440.92	470.65	828.51	1750.7	2304.5

从表可以看出，其固有频率比较低。无法满足任务要求的环境适应性。

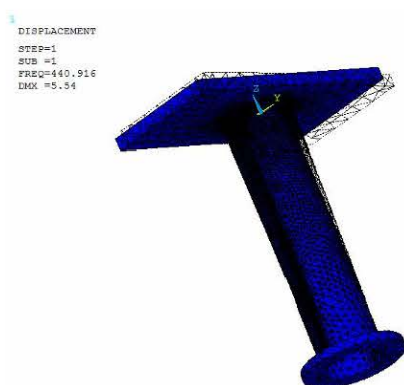


图 4.13 芯柱一阶模态变形

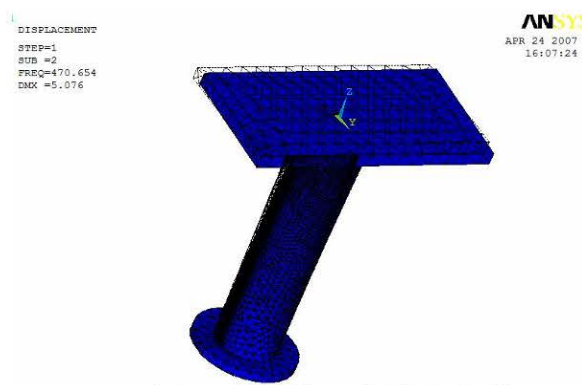


图 4.14 芯柱二阶模态变形

DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =3
FREQ=828.511
DMX =8.211

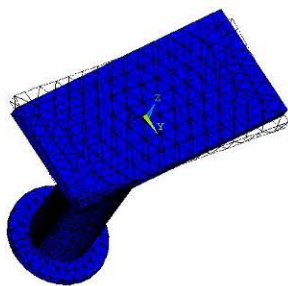


图 4.15 芯柱三阶模态变形

ANSYS
APR 24 2007
16:08:33
DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =4
FREQ=1751
DMX =8.395

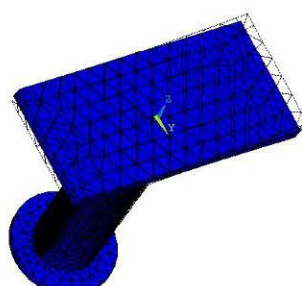


图 4.16 芯柱四阶模态变形

下面就设计的带辅助支撑的芯柱结构进行模态分析。结果如表 4.10 所示，可见设计了辅助支撑其固有频率大大增加。第一阶和第二阶同为扭弯曲，但方向不一样。从变形可以看出辅助支撑的抗弯性能也大大提高。

表 4.10 带辅助支撑芯柱模态分析固有频率

模态	一阶	二阶	三阶	四阶	五阶
频率 (Hz)	26248	52785	74807	77243	77922

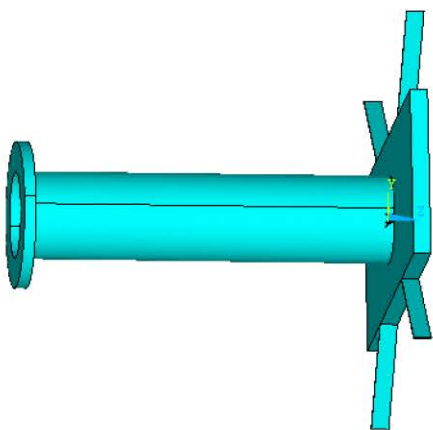


图 4.17 辅助支撑杜瓦芯柱实体模型

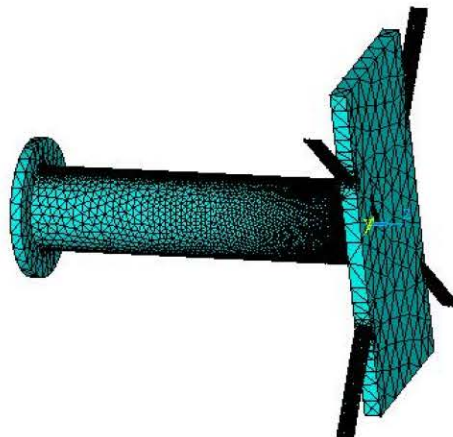


图 4.18 辅助支撑杜瓦芯柱网格分布

DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =1
FREQ=26248
DMX =8.188

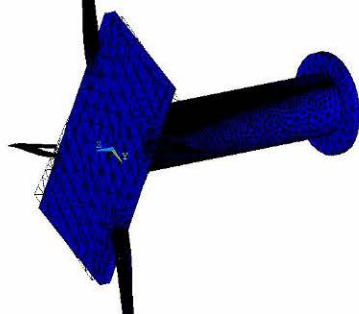


图 4.19 辅助支撑芯柱一阶变形

DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =2
FREQ=52785
DMX =8.789

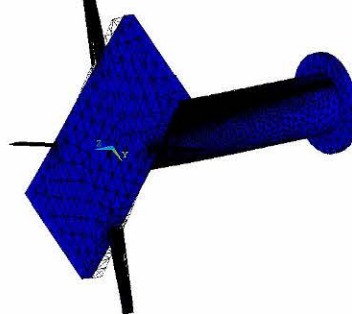


图 4.20 辅助支撑芯柱二阶变形

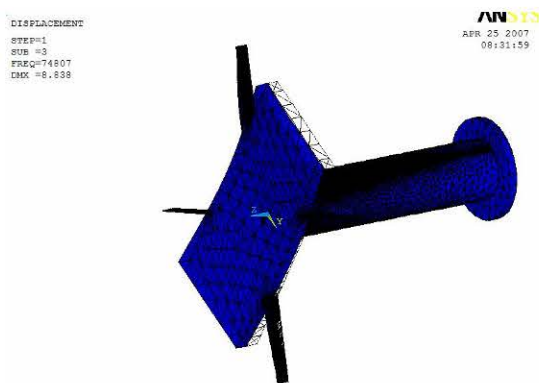


图 4.21 辅助支撑芯柱三阶变形

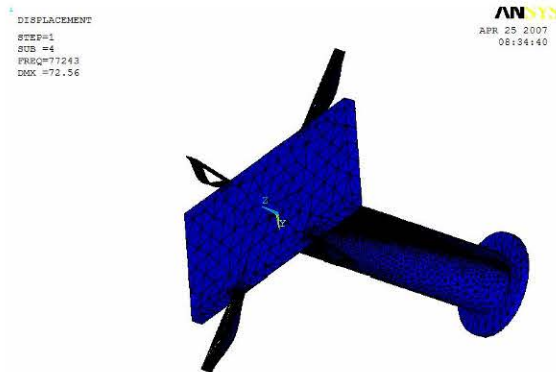


图 4.22 辅助支撑芯柱四阶变形

4.3 杜瓦的真空分析

微型杜瓦的热负载主要有探测器焦耳热、装载面支撑结构的漏热、探测器引出信号线漏热、辐射热和残余气体对流漏热等部分组成。微型杜瓦研制完成后，其前四部分一般不会变化，成为杜瓦的寄生热负载。而残余气体对流漏热是不断变化的。因此国内外通常用测量热负载的变化作为反映杜瓦真空寿命的一项重要依据。杜瓦真空寿命是决定红外焦平面探测器使用时间长短非常重要的因素之一。

4.3.1 影响杜瓦真空的因素

由于杜瓦在夹封前一直在抽真空，极限真空通常会低于 10^{-5}Pa ，因此可近似认为抽气口夹封时杜瓦内的气体量为 0，真空为 0。则从夹封的那一时刻 t_0 算起到任一时刻 t 时，杜瓦真空满足如下动态平衡方程：

$$Q_{(t_0 \rightarrow t)} = Vp_t \quad (4.18)$$

式中 $Q_{(t_0 \rightarrow t)}$ 是从抽气口夹封时刻 t_0 开始到任一时刻 t 时杜瓦内部各种气体源的总放气量，以后用 $Q_{\Delta t}$ 表示； V 是杜瓦的真空容积； P 为 t 时刻的杜瓦真空压力。

针对杜瓦的死真空形式，在保证杜瓦整体漏率的前提下，杜瓦容器内所有的气体来源包括蒸发、扩散、渗透、解吸以及焊缝微漏，如图 4.23 所示。由于焊缝微漏只与焊接质量有关，因此下面将只对前四种放气源分别作出解释^[39]。

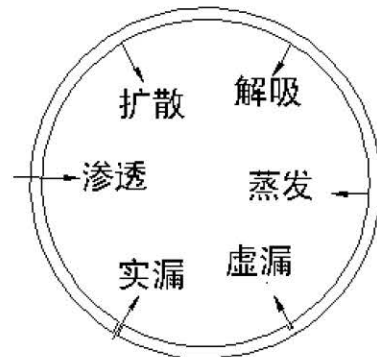


图 4.23 杜瓦容器内各种放气源

(1) 蒸发

蒸发是由于热激励使固体或液体分子进入蒸汽相的过程。在动态平衡下，只要固体或液体的温度与蒸汽相同，蒸汽的压强就等于固体或液体的饱和蒸汽压，而且满足

$$\ln P = C - \frac{\Delta H}{RT} \quad (4.19)$$

式中：

C 为常数， ΔH 是气体相变潜热， R 是气体摩尔常数， T 是固体或液体温度。

除含有锌、铅、镉等合金外，大多数金属及合金的蒸汽压都是很低的，不会影响真空度。杜瓦结构的主体材料是不锈钢和柯伐，其蒸汽压的影响可以不考虑。另外在杜瓦中使用比较多的低温胶（视为环氧树脂）在 25°C 下的蒸汽压都低于 10^{-5}Pa ，相对于 0.1Pa 来说完全可以忽略不计。

(2) 扩散和渗透

扩散和渗透都是由于气体浓度不同而导致的气体迁移，扩散过程就包含在渗透过程中，因此通常将两者放在一起考虑。渗透过程可分为三个阶段：首先是气体吸附在真空容器的外壁上，然后扩散经过容器壁，最后从内壁上释放出来。降低气体渗透的方法就是减少真空容器的壁面积或增大壁厚度。根据气体吸附时是否发生离解可分为原子态渗透和分子态渗透。

气体对玻璃、陶瓷等非金属材料渗透，一般是以分子态渗透，渗透过程和气体的体积大小以及材料内部的微孔大小有关。在各种气体分子中氢分子直径最小，因此对非金属材料的分子态渗透通常只考虑氢的渗透。而气体对金属材料的渗透，一般以原子态的形式进行，即气体分子被金属表面吸附后，先离解成原子的形式扩散通过金属，在内壁面释放时在重先结合成分子态。由于氢原子的直径最小，所以通常只考虑氢对金属或合金的原子态渗透。

因此对杜瓦来说，需要考虑氢对窗口的分子渗透，以及氢对不锈钢、柯伐的原子态渗透。

(3) 解吸

解吸是指吸附在容器内壁上的气体或蒸汽受热激励而释放出来的过程。对一般的真空容器来说，材料的解吸是最主要的放气源。

解吸速率除与材料性质密切相关外，还和材料的制造工艺、储存状态有关，这就要求杜瓦零件在装配过程中，需要保证环境的干燥和洁净。材料的预处理工艺，如清洗、烘烤和表面处理等，对解吸速率也有很大影响，因此杜瓦各零件表面均应抛光处理，工艺条件允许的情况下最好电镀一层致密的金属保护层，如金、镍、铬等。零件还应采用有机溶剂的超声波清洗，而且清洗后必须经过烘烤以除去吸附的溶剂分子。材料解吸速率还是温度和时间反比例函数，因此在杜瓦夹封之前，对杜瓦进行长时间真空烘烤，对降低材料的解吸速率是非常有用和必要的。由于探测器的温度限制，只能低温烘烤。

对杜瓦来说，需要考虑不锈钢、柯伐、窗口的解吸放气，特别需要重视红外探测器、测温二极管和低温胶的放气，而探测器及测温等由于表面比较小，放气可以不必考虑。

一般真空容器的抽气曲线如图 4.24 所示，起始阶段，主要抽除容器气体，压强随时间按指数下降，这一部分抽气曲线只占很短时间。下一阶段中，表面解吸控制压强的下降速率，对未烘烤系统来说，这一抽气阶段通常需要很长时间。如果一系统能够连续抽气，那么其表面气体载荷最终要被抽走，溶解与固体器壁中气体的向外扩散将开始控制压强的下降速率，此时系统抽气曲线的斜率从 t^{-1} 变到 $t^{-1/2}$ 。继续抽气直到把器壁中溶解的所有气体抽完，压强将不再随时间变化，即使容器不漏。这一阶段的极限压强由渗透和焊缝共同控制，抽气曲线的斜率变成 t^{-1} 。

对于杜瓦夹封前的真空排气，时间不可能无限长，因此抽气时对杜瓦进行烘烤，并尽量提高烘烤温度，对降低杜瓦的放气量和极限真空来说都是非常重要的。

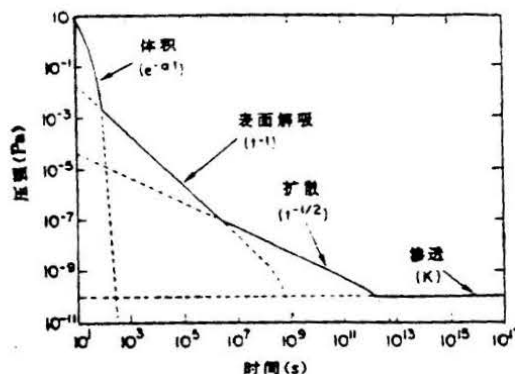


图 4.24 杜瓦容器内各种放气源

4.3.2 杜瓦的放气和真空寿命分析

根据 4.3.1 的论述，可以知道影响杜瓦真空的主要放气源是渗透和解吸，另外还要考虑焊缝微漏的影响，下面将分别对其放气量进行分析，并估算出各自对杜瓦真空寿命的影响

[40-45]

4.3.2.1 渗透放气

(1) 氢的原子态渗透

对于双原子气体离解后的原子态渗透，渗透速率满足：

$$q_p = \frac{KA\Delta p^{1/2}}{d} \quad (4.20)$$

公式中： q_p 是渗透速率，单位Pa·l/s；K是渗透系数，单位Pa·l/(cm²·s·Pa^{1/2}·mm⁻¹)；A是器壁面积，单位cm²； Δp 是器壁两侧的气体压差，单位Pa；d为器壁厚度，单位mm。

表 4.11 杜瓦用材料的渗透系数

材料	零件	渗透系数 Pa·l/(cm ² ·s·Pa ^{1/2} ·mm ⁻¹)
不锈钢	外壳、芯柱	3.65×10^{-12}
柯伐	窗口帽、引线环、冷头	1.80×10^{-11}
无氧铜	排气管	0.63×10^{-14}

对于杜瓦来说，需要计算氢对不锈钢、柯伐和无氧铜的渗透。300K 时，这两种材料的渗透系数如下表 4.11 所示。杜瓦内外壁压差为 0.0533Pa (4×10⁻³Torr)

下面分别计算：

①氢对不锈钢的渗透：采用不锈钢的杜瓦结构尺寸见图 4.25 所示，由于芯柱、外壳的厚度不相同，需要分开计算结果见表 4.12。

表 4.12 氢对不锈钢渗透率

零件	面积	厚度	渗透率 Pa·l/s.
芯柱	2.98	0.15	1.67×10^{-11}
外壳	3.71	1.9	1.65×10^{-12}
总计			1.84×10^{-11}

②氢对柯伐的渗透：

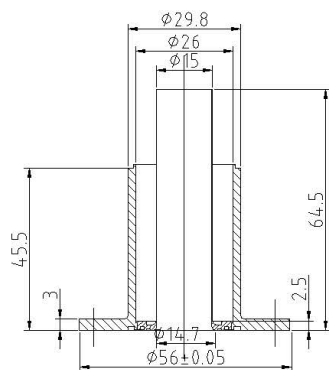


图 4.25 杜瓦用不锈钢结构尺寸

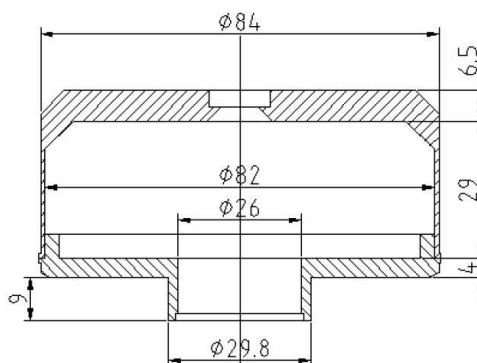


图 4.26 杜瓦用柯伐结构尺寸

采用柯伐的结构如图4.26所示，同样需要对引线环和窗口帽分别计算，并且这两个零件的厚度不均匀，同一零件也需要分开计算见表4.13

表 4.13 氢对柯伐渗透率

零件		面积	厚度	渗透率 Pa. l/s.
窗口帽	上盖	4.41	6.5	0.28×10^{-11}
	侧面	7.47	1	3.1×10^{-11}
引线环	引线面	4.53	4	0.47×10^{-11}
	支撑面	0.41	1.9	0.09×10^{-11}
总计				3.94×10^{-11}

③氢对无氧铜的渗透

由于无氧铜的零件只有排气管，而且氢对其的渗透率很小，排气管的面积也很小，因此忽略不计。

(2) 氦的原子态渗透

对于不产生离解的分子态渗透，渗透速率满足

$$q_p = \frac{KA\Delta p}{d} \quad (4.21)$$

对杜瓦来说，需要计算的是氦对窗口（ Al_2O_3 宝石）的渗透，查到 300K 时氦对陶瓷的渗透系数为 $7.5 \times 10^{-19} \text{ Pa. l}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{Pa}^{1/2} \cdot \text{mm}^{-1})$ 。显然其相对与氢对无氧铜的渗透还要小，所以忽略不计。

至此，可知杜瓦的总渗透放气率为 $5.78 \times 10^{-11} \text{ Pa. l/s}$ ，而且全为氢气。

4.3.2 解吸放气

材料解吸速率是时间和时间的反比例函数，但由于杜瓦只能进行低于 60°C 的低温烘烤，温度影响不显著，因此计算解吸速率时只能考虑时间的作用，其关系如下： $q_t = \frac{q_0}{t^\alpha}$ (4.22)

公式(4.22)中： q_t 为单位面积材料暴露在真空中 t 小时后的解吸速率，单位 $\text{Torr.l}/(\text{s} \cdot \text{cm}^2)$ ； q_0 为常数； t 为从开始抽真空算起的时间，用小时做单位方便计算； α 为解吸速率的衰减系数，一般有机材料 $\alpha \approx 0.5$ ，金属材料 $\alpha \approx 1$ 。

由于柯伐材料常温解吸速率无法查到，计算中看成不锈钢，窗口看成 95 陶瓷考虑。这样除了红外探测器外，杜瓦内部各种解吸放气的材料包括不锈钢、无氧铜、95 瓷（宝石片）和环氧树脂（低温胶），其在常温下的解吸速率如下表 4.14 所示。表中杜瓦结构件的预处理方式为机械抛光后超声清洗。

表 4.14 常用材料常温下的解吸速率

材料	零件	解吸速率 ($\text{Torr.l}/(\text{s} \cdot \text{cm}^2)$)		
		1h	10h	25h
不锈钢	芯柱、冷头、外壳、引线环、光栏、窗口帽	2.2×10^{-9}	4×10^{-10}	2×10^{-10}
95 瓷	窗口、宝石电极板	1.0×10^{-6}	2.5×10^{-7} (4h)	8×10^{-8} (20h)
环氧树脂	低温胶	2.7×10^{-6}	1.5×10^{-6} (4h)	6×10^{-7} (20h)
无氧铜	排气管	1.9×10^{-9}	1.6×10^{-10}	6×10^{-10}

下面将根据公式(4.22)，利用表中不同时间的解吸速率值，确定杜瓦内部各材料的解吸

速率随时间变化的关系。

对不锈钢：

取 1h 和 25h 的解吸速率值，代入式 (4.22)，可以求出解吸速率衰减系数 $\alpha = 0.745$ ，而且随时间变化的关系为：

$$q_t = \frac{2.2 \times 10^{-9}}{t^{0.745}} \quad (4.23)$$

对无氧铜：

取 1h 和 25h 的解吸速率值，代入式 (4.22)，可以求出解吸速率衰减系数 $\alpha = 1.073$ ，而且随时间变化的关系为：

$$q_t = \frac{1.9 \times 10^{-9}}{t^{1.073}} \quad (4.24)$$

对 95 瓷：

取 1h 和 20h 的解吸速率值，代入式 (4.22)，可以求出解吸速率衰减系数 $\alpha = 0.843$ ，而且随时间变化的关系为：

$$q_t = \frac{1.0 \times 10^{-6}}{t^{0.843}} \quad (4.25)$$

类似：

可以求出环氧树脂的解吸速率衰减系数 $\alpha = 0.502$ ，随时间变化的关系为

$$q_t = \frac{1.0 \times 10^{-6}}{t^{0.502}} \quad (4.26)$$

各材料的解吸速率随时间的变化曲线如图 4.27 所示

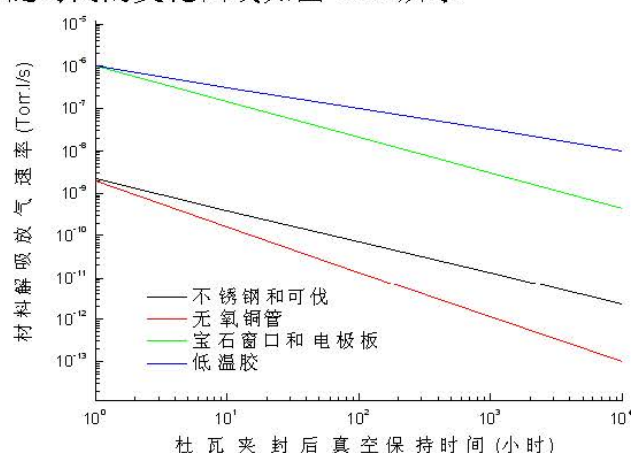


图 4.27 杜瓦内部各材料的常温解吸速率-时间曲线

从图中可以看出，由于低温胶和宝石的解吸速率要比不锈钢高两个数量级，尤其衰减系数要相对小，所以它们将是主要的放气源。

4.3.2.3 杜瓦的真空寿命分析

根据杜瓦夹封后杜瓦真空平衡方程 (4.18)，可知要分析真空寿命（真空与时间的关系）需要先计算出各气体源的放气量随时间变化的关系。

杜瓦夹封后，任一气源的放气总量满足

$$Q_{1(t_0 \rightarrow t_1)} = \int_{t_0}^{t_1} q_1(t) dt \quad (4.27)$$

气体渗透速率不随时间变化，所以渗透放气总量容易计算。根据杜瓦的总渗透速率为 5.78×10^{-11} Pa·l/s，可以求出从夹封 t_0 （单位：小时）到任一时刻 t 时的渗透放气总量（单位：Torr·l）满足：

$$Q_{p(t_0 \rightarrow t)} = 1.56 \times 10^{-9} (t - t_0) \quad (4.28)$$

材料解吸速率随时间衰减, 所以解吸放气总量需对时间变量求积分。根据公式 (4.23) - (4.26) 可求出从杜瓦夹封 t_0 到任一时刻 t 时, 各材料的单位面积解吸放气总量, 再根据各材料的真空裸露面积, 即可求出各材料的解吸放气总量随时间关系。以下各式中, 解吸放气量的单位为 Torr.l。

对不锈钢和柯伐

空裸露面积为 325.17 cm^2 , 解吸放气量满足

$$Q_{D(t_0 \rightarrow t)} = 2.8 \times 10^{-6} (t^{0.255} - t_0^{0.255}) \quad (4.29)$$

对无氧铜

长排气管 (内径 $\Phi 4 \text{ mm}$ 壁厚 1 mm , 长度 54.5 mm) 真空裸露面积为 6.85 cm^2 , 解吸放气量满足

$$Q_{D(t_0 \rightarrow t)} = 1.78 \times 10^{-9} (t^{-0.073} - t_0^{-0.073}) \quad (4.30)$$

从 (4.30) 中代入 480 小时后放气量为负值, 此时由于无氧铜很容易被氧化, 氧化后放气就很小了, 此公式就不适用了。固 20 天排气后夹封后, 其放气可以不计。

对宝石片 (95 瓷)

窗口面积加宝石电极板面积。真空裸露面积为 12.96 cm^2 , 解吸放气量满足:

$$Q_{D(t_0 \rightarrow t)} = 8.26 \times 10^{-5} (t^{0.157} - t_0^{0.157}) \quad (4.31)$$

对环氧树脂 (低温胶)

低温胶在二极管胶结、螺钉和胶宝石电极板, 在真空中裸露面积为 9.91 cm^2 , 解吸放气量满足:

$$Q_{D(t_0 \rightarrow t)} = 5.38 \times 10^{-5} (t^{0.498} - t_0^{0.498}) \quad (4.32)$$

可见, 杜瓦夹封后各材料的解吸放气总量与真空排气时间 t_0 和放气时间 t 均有关。图 4.28 所示为杜瓦渗透放气总量及各材料的解吸放气总量与放气时间 t 的关系曲线, 图中真空排气时间为 480 小时, 即 20 天。

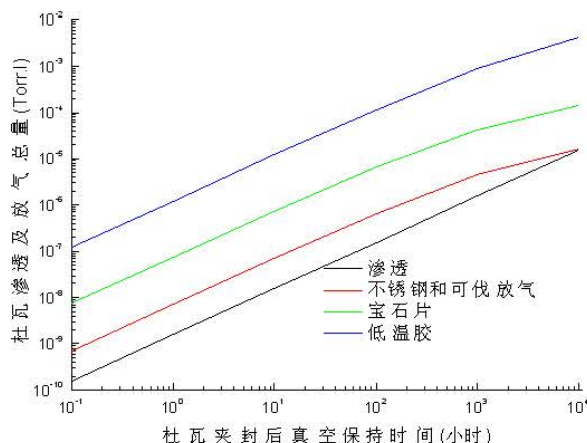


图 4.28 杜瓦排气 20 天后杜瓦渗透及各材料的常温解吸总量-时间曲线

从图中可以看出, 不锈钢和柯伐的解吸放气最小, 随放气时间的延长, 将比其它放气量小一个数量级以上。虽然渗透放气量在初期只与不锈钢和柯伐的解吸放气量相当, 要比其它材料的解吸放气小一个数量级, 但因为渗透率不随时间衰减, 因此放气时间越长, 渗透放气的影响将越来越大。低温胶是最大的放气源, 放气量比宝石大近一个数量级, 因此杜瓦内部应尽量减少使用低温胶的使用量, 这是提高杜瓦真空寿命的最关键所在。

杜瓦的有效容积为 200 ml , 利用公式 (4.18) 即可以得到渗透及解吸放气对杜瓦真空的影响。图 4.29 所示为真空排气 20 天后渗透、解吸和焊缝微漏对真空分别造成的影响, 其中焊缝漏率取 $10^{-12} \text{ Torr.l/s}$ 。图 4.30 所示是真空排气时间不同时, 渗透及解吸放气总量对杜瓦真空

的影响。

从图 4.29 中可以看出, 渗透放气量对真空的影响相对解吸来说, 可以忽略不计。而若想降低材料解吸放气的影响, 必须进行真空烘烤, 同时延长排气时间。

根据图 4.30 可知, 真空排气时间越长, 放气(指解吸)对杜瓦真空的影响越小。以杜瓦真空上升到 1Pa 来计算, 真空寿命与排气时间的关系见图 4.31 所示(假如在给定各排气时间内, 均能排出杜瓦内部所有气体, 使其夹封时真空可以忽略, 焊缝漏率 10^{-12} Torr.l/s)。

可见, 若对杜瓦进行 20 天的真空无烘烤排气, 夹封后约 7 个半月杜瓦的真空度上升到 0.1Pa。杜瓦的热负载增加 296mW。这里是在不使用吸气剂的情况下达到的。

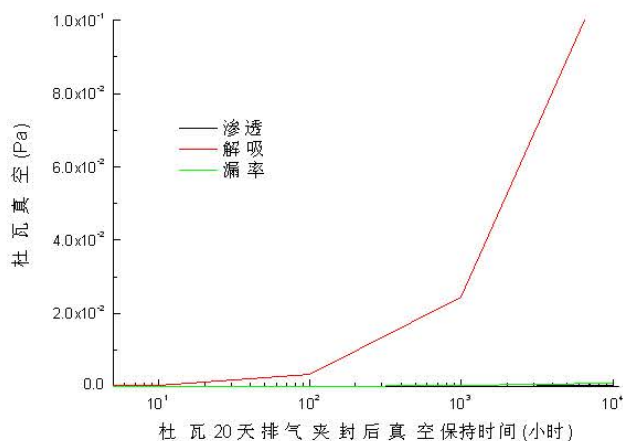


图 4.29 杜瓦排气 20 天后杜瓦各放气源对真空的影响

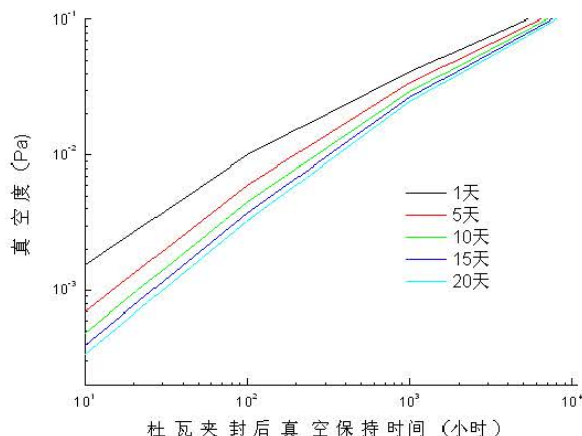


图 4.30 不同真空排气时间渗透及解吸放气总量对真空的影响

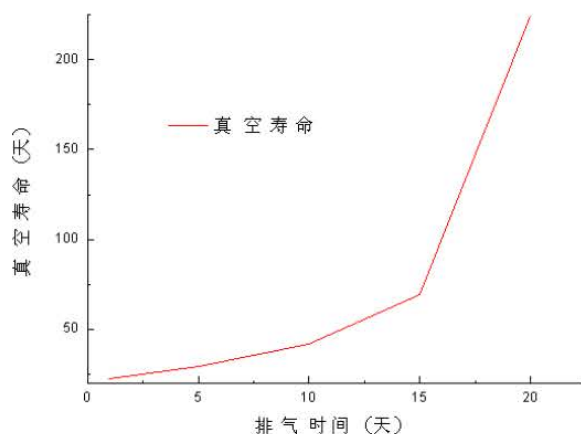


图 4.31 真空排气时间对杜瓦真空寿命 (0.1Pa) 的影响

4.3.2.4 吸气剂使用对杜瓦真空的影响

理论上, 吸附剂可以吸收除惰性气体外的所有气体。在大气成分中, 氦、氖、氩等惰性气体所占的体积百分比约 0.936%, 因此理论上吸气剂可以吸收杜瓦内部 99% 的气体, 即真空寿命相对可提高到原来的 100 倍。而实际上由于吸气剂对不同的温度机理不同, 而其工作温度又受到限制, 所以实际吸气性能将会有很大的衰减。表 4.15 所示为 ST172 蒸散型吸气剂对不同气体的吸收机理及最佳吸气温度。

表 4.15 ST172 蒸散型吸气剂对不同气体的吸收机理及最佳吸气温度。

气体成分	吸气机理		吸气性质	最佳吸气温度
	常温	高温		
H ₂	容积扩散较高	容积扩散略有升高	可逆, 激活时少量释放	常温
CO、CO ₂ 、N ₂ 、O ₂	表面吸附较小	容积扩散较高	不可逆	大于 200 ⁰ C
H ₂ O	表面吸附较小	表面吸附后分 H 和 O 扩散较高	不可逆	大于 200 ⁰ C
碳氢化合物	非常小	表面吸附后分 H 和 C 扩散较高	不可逆	大于 300 ⁰ C
惰性气体				

根据表 4.15 可知, 常温下 ST172 吸气剂仅对 H₂ 有较高的吸气速率, 对 H₂O 和 CO、CO₂、N₂、O₂ 的吸气速率都很低。材料在常温下的解吸成分主要是水蒸气 (通常约占 90%), 其它气体在常温下放气成分中所占的百分比一般都是很小, 所以 ST172 的最佳吸附温度应是 200⁰C, 即最佳工作电流 1.5A。

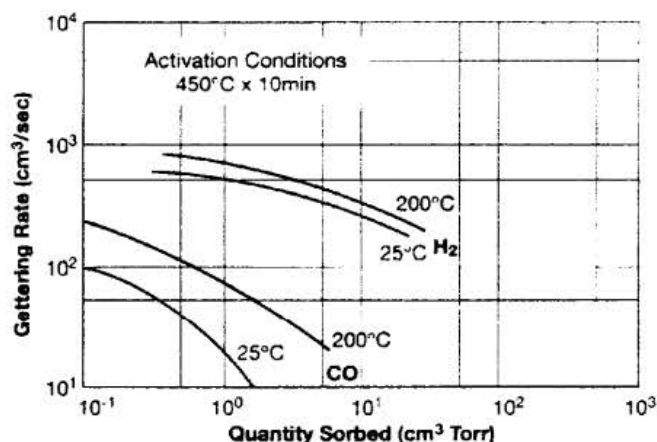


图 4.32 ST172 吸气剂在不同温度下的吸气性能

ST172 吸气剂经过 450⁰C、10min 的激活后, 在 25⁰C 和 200⁰C 两种工作温度下对 H₂ 和 CO 的吸气曲线如图 4.32 所示。可见, ST172 吸气剂在吸气量达到 10⁻³Torr.l 时, 25⁰C 吸气温度时对 H₂ 的吸气速率约为 0.5l/s, 对 CO 的吸气速率约为 0.02l/s, 而在 200⁰C 时对 H₂ 的吸气速率约为 0.7l/s, 对 CO 的吸气速率约为 0.07l/s。可见提高吸气温度, 可大幅度增加对 H₂O、CO 等气体的吸气速率。根据图 4.28 可知 1000 小时后总的放气量小于 10⁻³Torr.l。而此时在根据图 4.11 可知其放气速率已低于 10⁻⁶Torr.l/s。若以对 CO 的吸气速率 0.02l/s 作为吸气剂泵的话, 可知杜瓦的真空是可以保持在 5×10⁻⁵Torr (即 6.65×10⁻²Pa)。但实际上, 吸气剂对除惰性气体外的其它气体的泵速率是不可能相同, 也就很难估算其对杜瓦真空的真正影响。

下面我们对有吸附状态下杜瓦的真空寿命进行预计: 从图 4.28 排气 20 天后杜瓦各放气源对真空的影响, 可以看出, 解吸是影响杜瓦真空寿命的主要系数。通过公式 (4.29) (4.31) 和 (4.32) 计算在不同吸气效率的情况下, 保持时间为与杜瓦内压强之间的关系 (Pa) 见

图 4.33。根据我所在研工程项目中杜瓦真空寿命的终止压强取值 (0.1Pa)，从图解 4.33 可以看出, 即使吸气剂效率只有 50%, 杜瓦的真空寿命达到二年多。

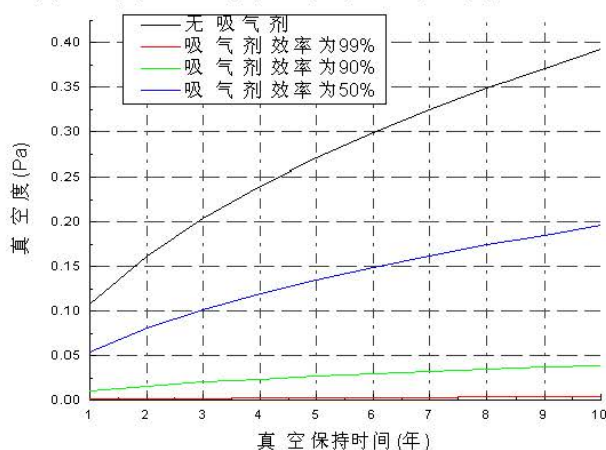


图 4.33 吸附剂不同吸附效率下，杜瓦内压强随杜瓦保持时间之间关系

4.4 本章小结

本章介绍了影响杜瓦热负载的最主要因素有固体传导、对流和辐射。杜瓦刚从排气台上夹封下来时，由于真空杜瓦很高，对流引起的漏热很小，此时起主导作用的是固体传导和辐射。这两个因素导致的漏热是不随时间的变化而变化的。随着杜瓦存放时间的加长，杜瓦内部各材料的放气增多导致杜瓦内残余气体增加，残余气体对流导致漏热就相应增加。此时起主导作用是对流。作者对 2000 元杜瓦的各种漏热模式简化，仔细计算杜瓦的热负载。分别有固体传导、辐射传热、对流传导，并针对各种漏热的具体因素采取措施，以最大限度地降低杜瓦的漏热，最终使杜瓦冷损值约 590mW ，低于任务要求。利用 ANSYS 有限元分析软件，对 2000 元杜瓦芯柱进行了静力学和模态分析。结果表明杜瓦满足红外探测器的力学要求，能够通过空间力学环模试验。并对 2000 元杜瓦内部各材料的放气量及真空寿命与真空排气时间的关系进行了理论计算。结果表明在无烘烤排气 20 天后，无吸气剂杜瓦真空寿命约七个半月。实际排气时进行了 70 度烘烤，并安装了四个吸气剂，预计真空寿命至少超过二年。

第五章 杜瓦制备的相关验证试验

5.1 杜瓦的气密焊接

杜瓦的焊接质量直接关系到杜瓦的整体漏率, 根据国外报道, 杜瓦的容积是18mL, 装有吸气剂, 终止真空为 10^{-4} 托, 其漏率与真空寿命的关系如下表5.1:

表5.1漏率与真空寿命之间的关系

漏率 (STP. CC He/sec)	10^{-13}	10^{-12}	10^{-11}	10^{-10}	10^{-8}
真空寿命	200年	15年	2年	70天	24小时

因此杜瓦总的漏率是很重要。

在杜瓦的研制过程中, 焊接方法选择和焊接结构的设计是很重要的。目前, 在红外探测器微型杜瓦制备中, 涉及的焊接方式有激光焊接、钎焊和红外窗口与金属的焊接。由于本人只涉及到激光焊接和钛合金TC4与柯伐的钎焊, 下面对其进行叙述。

5.1.1 激光焊接

5.1.1.1 激光焊接的概论和特点

激光焊接是把能量密度很高的激光束照射到工件上, 部分光能将被材料吸收而转变成热能, 使材料受热熔化, 然后冷却得到焊缝。

这就是激光焊接的原理。其有如下特点:

- 1) 激光焊接具有熔池净化效应, 能纯净焊缝金属, 适用于相同或不同材质、厚度的金属间的焊接。对高熔点、高反射率、高导热率和物理特性相差很大的金属焊接特别有利。激光束可以被聚得很细, 光斑能量密度很高, 几乎可以汽化所有材料, 有广泛的使用性;
- 2) 激光功率可控, 易于实现自动化; 激光束功率密度很高, 焊缝熔深大, 速度快, 效率高;
- 3) 激光焊缝窄, 热影响区很小工件变形很小, 可实现精密焊接;
- 4) 激光焊缝组织均匀, 晶粒很小, 气孔少, 夹杂缺陷少, 在机械性能、抗腐蚀性能和电磁学性能上优于常规焊接方法

激光焊接设备的关键是大功率激光器, 主要有两大类, 一类是固体激光器, 又称Nd:YAG激光器。Nd(钕)是一种稀土族元素, YAG代表钇铝石, 晶体结构与红宝石相似。Nd:YAG激光器波长为 $1.06\mu\text{m}$, 主要优点是产生的光束可以通过光纤传送, 因此可以省去复杂的光束传送系统, 适用于柔性制造系统或远程加工, 通常用于焊接精度要求比较高的工件。汽车工业常用输出功率为3-4千瓦的Nd:YAG激光器。另一类是气体激光器, 又称CO₂激光器, 分子气体作为工作介质, 产生平均为 $10.6\mu\text{m}$ 的红外激光, 可以连续工作并输出很高的功率, 标准激光功率在2-5千瓦之间。

激光焊接的质量对杜瓦真空性能是至关重要的, 影响激光焊接质量的因素主要有焊接参数和焊接结构两种。

5.1.1.2 焊接参数对焊接质量的影响

焊接参数主要有: 功率密度、激光脉冲的波形、激光脉冲的宽度、激光出光的频率、离焦量种类和离焦量的选择、光斑重叠的选择、保护气体种类选择、保护气体的流量、焊接速度等。

(1) 功率密度

一般要根据金属的光学性质（如反射和吸收）和热学性质（如熔点、热传导率、热扩散率、熔化潜热等）来决定所使用的激光的功率密度和脉宽等，对普通金属来说，光强吸收系数大约在 $10^5 \sim 10^9 \text{ cm}^{-1}$ 数量级。如果激光的功率密度为 $10^5 \sim 10^9 \text{ W/cm}^2$ ，则在金属表面的穿透深度为微米数量级。为避免焊接时产生金属飞溅或陷坑，要控制激光功率密度，使金属表面温度维持在沸点附近。对一般金属，激光功率密度常取 $10^5 \sim 10^6 \text{ W/cm}^2$ 左右。

针对杜瓦结构的特点，基本上看成薄壁焊接。其功率密度的选取是保证焊接过程中薄壁任何部位不出现汽化，其功率密度之值应大于表面达到的熔点所需要功率密度，小于材料表面达到沸点时所需要的功率密度，其近似值计算的计算满足：

$$I_{c1} = 0.885 \frac{T_m}{\sqrt{\alpha \tau_i}}; \quad I_{c2} = 0.885 \frac{T_v}{\sqrt{\alpha \tau_i}}; \quad (5.1)$$

式中： α 为材料表面的吸附系数， τ_i 为脉冲宽度。在实际操作中，主要通过调节光源的输入能量、改变脉宽和焊接光斑的大小来调整激光功率密度，以获得最佳效果。

(2) 激光脉冲的波形

激光脉冲的波形有方波、三角波和正弦波

(3) 脉冲宽度的选择

脉冲宽度是决定焊缝熔深及温度的主要因素，若要获得较大的熔深，脉宽就应宽，而且熔深的增加随脉宽的平方根增加。但脉宽越宽，温度会越高，热影响区越大，而且焊接变形也越大。由于杜瓦属于薄壁件，容易产生变形，在满足焊缝漏率及强度要求下，脉宽尽量取小

(4) 离焦量种类和离焦量的选择

激光是一束方向性很好的光源，但并非平行光，它在平面上能量分布为高斯函数。脉冲激光焊接通常需要一定的离焦量。因为激光焦点处光斑中心的功率密度过高，容易蒸发成孔。离开激光焦点的各平面上，光斑能量分布相对均匀。离焦的种类分正离焦和负离焦。正离焦是指焊缝在远离焦点的上方，反之为负离焦。一般来说，需要有较深熔深需要负离焦，薄壁件焊接时应选用正离焦。

(5) 激光出光的频率

单位时间内激光出光的次数。在其它参数不变的情况下，它越大，单位时间内作用在工件上的能量相对较大。

(6) 光斑重叠的选择

光斑重叠度对气密焊接尤为重要。重叠度的计算公式满足：

$$Q_f = \left[1 - \frac{(V/f)}{(D+VT)} \right] \times 100 \quad (5.2)$$

公式中：T 为脉宽；D 焊斑大小；f 为焊接频率；V 为焊接速度；

(7) 保护气体种类选择

保护气体主要有两个作用，一是将蒸发的金属气氛吹回，防止污染聚光镜面，二是将激光焊接的高温表面与空气隔离，防止氧化。目前在激光焊接应用中主要有氮气和氩气，其保护的效果差不多。由于氩气比较昂贵，一般情况下使用氮气居多。

(8) 保护气体的流量

保护气体的流量控制也是很重要的。其流量大小直接决定了单位时间内从高温焊接面带走的热量。它影响着工件焊接表面的降温速率。它对焊接的缺陷（如裂纹）、应力和热影响区有着很大的影响。

(9) 焊接速度

焊接速度是指激光在工件上走过的相对速度。不同的焊接设备，其焊接速度的表示不同。激光位置不变，焊缝的形成是通过工件运动完成的设备，焊接速度是通过控制工件的步进电机速度表示的。反之是通过控制激光光纤伺服机构速度表示的。

5.1.1.3 实验研究激光器参数之间的关系

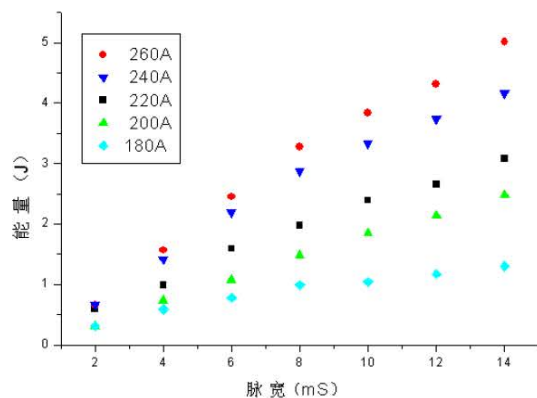


图 5.2 输出能量随脉宽变化的变化曲线

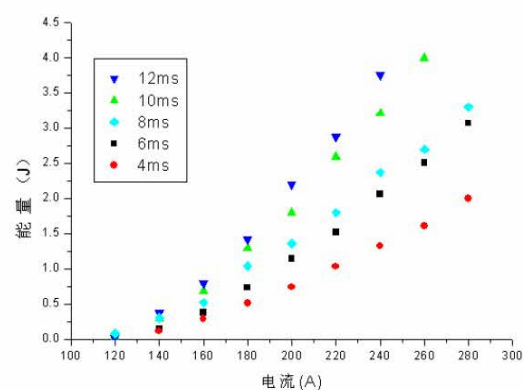


图 5.3 输出能量随电流变化的变化曲线

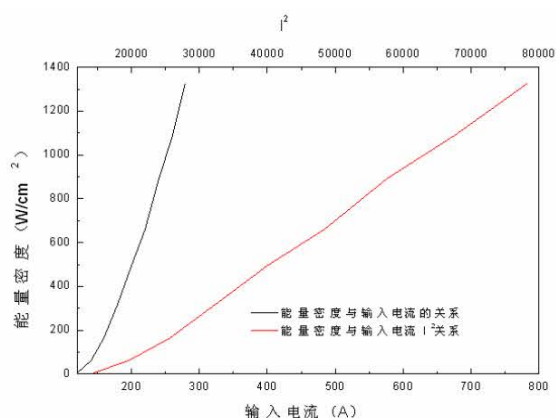


图 5.4 输出能量密度随电流变化的曲线

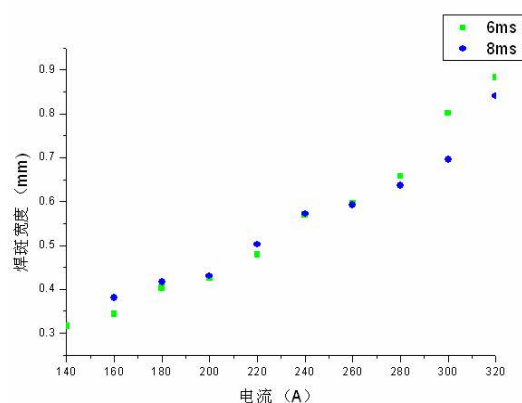


图 5.5 焊斑宽度随电流变化的曲线

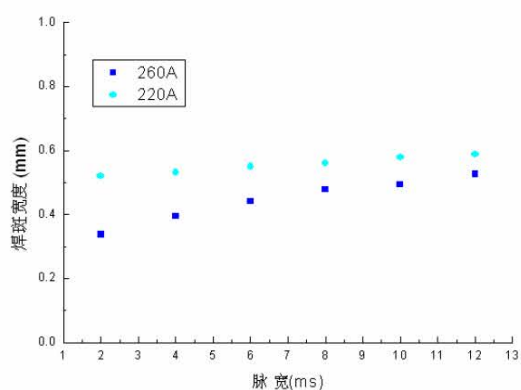


图 5.6 焊斑宽度随脉宽变化的曲线

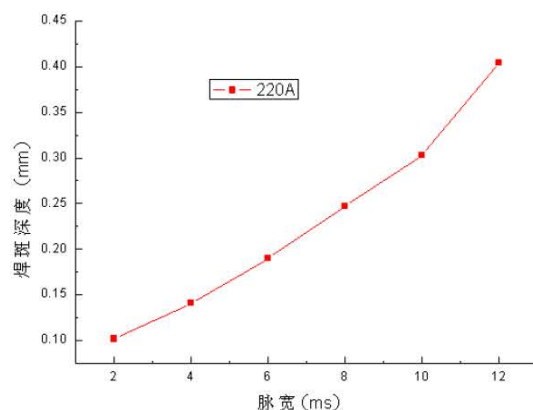


图 5.7 焊斑深度随脉宽变化的曲线

实验采用的设备为武汉楚天的焊接设备 JHM-1GY-300B。本焊接设备的激光器可调参数有电流、频率和脉宽。其中决定激光器单脉冲输出能量的参数有电流和脉宽。利用能量计来测量其电流和脉宽组合条件下，激光输出能量的大小。

通过实验发现如下关系：

(1) 在电流不变的情况下，激光器的输出能量与脉宽变化见图 5.2，从实验结果可以判断其是成线性关系。

(2) 在脉宽不变的情况下，激光器的输出能量与电流变化见图 5.3，从图中看出其不是线关系。为了排除出光口径和脉宽的影响，采用激光输出功率密度来证实其与电流之间确切的关系。选取激光输出功率密度与电流的平方作曲线见图 5.4，从中可以看出其是成线性的。

5.1.1.4 实验研究激光焊接参数之间的关系

激光焊接时，除了电流和脉宽外，还有离焦量、焊接速度等参数对焊接的质量也是有着很大的影响的。通过实验发现如下结论：

(1) 在其它条件确定的情况下，电流对焊斑宽度的影响很显著。实验结果见图 5.5。

(2) 在其它条件确定的情况下，脉宽对焊斑宽度的影响很小。实验结果见图 5.6。

(3) 在其它条件确定的情况下，脉宽对焊斑深度的影响很比较大。实验结果见图 5.7

(3) 离焦量对焊斑宽度的影响见图 5.8，离焦相同量，可以看出正离焦状态下的焊斑比负离焦下的宽度小。

(4) 重叠度对焊斑宽度的影响，单点出光的焊斑剖面见图 5.9(a)，有重叠的焊斑剖面见图 5.9(b)，

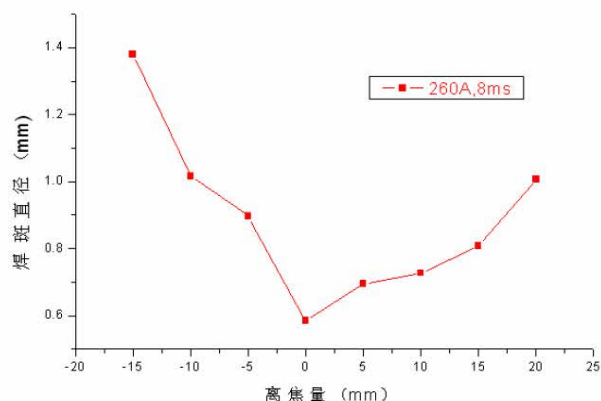
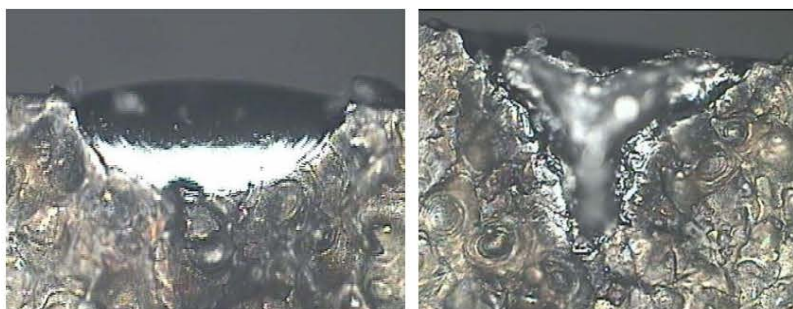


图 5.8 焊斑直径随离焦量变化的变化曲线



(a) 单点焊接 (b) 重叠焊接

图 5.9 重叠度对焊斑深度的影响

5.1.1.5 焊接结构对焊接质量的影响

一般来讲，焊接结构分两种方式。我把它定义成圆周焊和端面焊（见图5.10）图中红色箭头表示工件旋转方向。黑色箭头表示激光入射方向。

这两种结构都比较常见，一般来说，对同种材料而言，激光作用在圆周面上，激光能

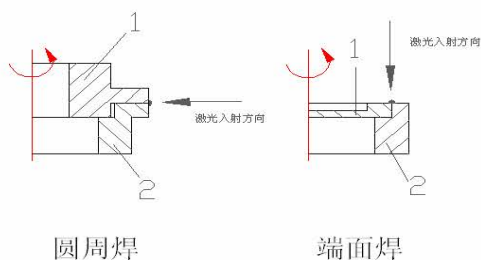


图 5.10 焊接结构示意图

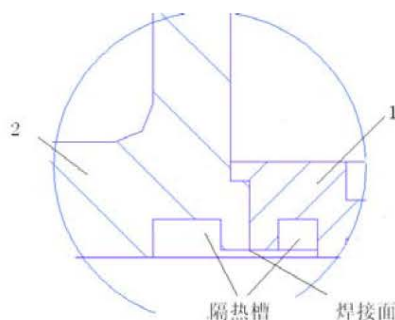


图 5.11 隔热槽设置示意图

量比较集中，热影响区是对称的。但对于端面焊接而言则不同，激光能量工件1的散热比较快，热影响区比较小。降温速率也较快，热应力也比较大。针对这种情况，设计时在工件1和2上布置隔热槽见图5.11

5.1.1.6 试件焊接的结果

通过对不同材料和不同结构的焊接试验和参数调节。我们很好的解决了不锈钢与不锈钢、柯伐与不锈钢、柯伐与柯伐之间的气密焊接。焊接后试验的漏率均达到 3×10^{-12} Torr. l/S，满足杜瓦真空寿命的要求。选取部分样品进行检漏和冷损测试，其结构见图5.12。在试验中我们得到如下结论：

1) 不锈钢很容易产生热裂纹，激光在工件表面的能量密度选取对其的影响很大。如果有热裂纹出现，其漏率一般在 10^{-6} 量级。选择合适的体能量密度可以克服它。

2) 在杜瓦研制过程中，柯伐材料一般表面需要镀镍处理，焊接面有镍对激光焊接的影响比较大。一般来说，没镍比有镍更容易得到较高的气密性。所以建议在条件允许的情况下，可以在焊接前将其表面的镍去除。

3) 用柯伐棒料加工零件时，尽量对棒料进行镦粗处理，从而改变其纤维组织走向，使其更致密。零件加工后进行真空退火，使其晶粒时细化和去应力。

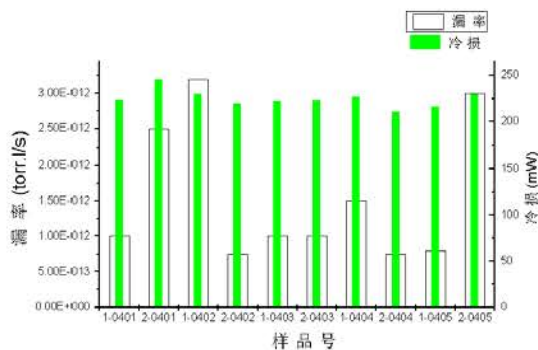


图 5.12 试验样品激光焊接漏率和冷损情况

5.1.2 钛合金 TC4 与柯伐的钎焊试验

5.1.2.1 钎焊的基本概念、特点和应用

所谓钎焊就是将加热钎料，使其熔化而母材不熔化，通过母材和钎料的溶解、扩散、凝固后实现冶金连接。其有如下特点：1) 相对于融化焊接（比如激光焊接），加热温度低；变形和应力小；2) 针对强度和焊接温度各种要求，填充金属有多种选择；3) 适合于异种金属、难熔金属和特殊结构的连接；4) 接头强度一般低于母材。其适用材料范围比较广泛，应用于各个工业领域。图5.13表示了钎焊的过程。

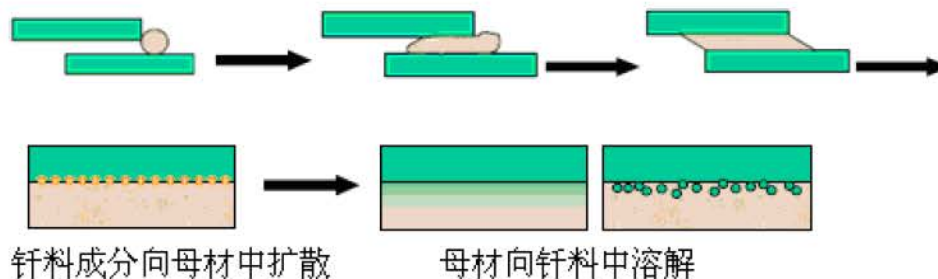


图 5.13 钎焊的过程分解

5.1.2.2 杜瓦研制中的钎焊

在杜瓦研制中采用的钎焊一般是真空炉中钎焊，也就是将装配好并加有钎剂和钎料的工件一起放入炉中加热到钎焊温度，钎料进入钎缝，取出降低炉温度冷却，钎料凝固后形

成接头。其具有如下特点：1) 整体加热，焊件变形小；2) 一炉多件，有较高的生产效率；3) 真空下焊接，可以降低材料的真空出气率。

5.1.2.3 试验的样品及方法

试验样品加工成如图5.14钎焊所示，头部为柯伐材料，下面为TC4，钎焊的焊料选择用银铜合金。TC4材料的有如下特性：其在970℃以上会发生相变，而且在680℃以上材料本身



图 5.14 试验样品照片

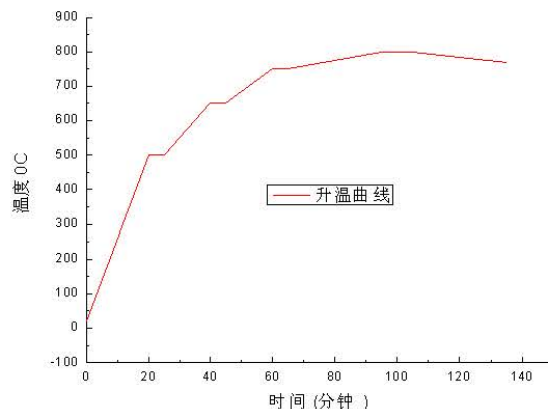


图 5.15 焊接升温曲线

开始吸附氮气，200℃以上开始吸附氢气。针对这些特点，焊接温度我们定在800℃左右，焊接在真空炉中进行，真空度 2.3×10^{-3} Pa。焊接升温曲线见图5.15所示。到温度点后随炉冷却。

5.1.2.4 试验结果

考核气密性，焊接后实验结果如下：(1) 样品0 由于薄壁工件810℃，大漏；(2) 样品1 由于薄壁工件810℃，加焊料一个圈，大漏；(3) 样品2 由于薄壁工件800℃，加焊料两个圈 漏率达到 4.6×10^{-11} Torr. l/S；(4) 样品3 由于薄壁工件800℃，加焊料二个圈，漏率达到 2.7×10^{-11} Torr. l/S。需要说明的是样品3的漏率较低是因为检漏设备本底过高导致。

考核抗温度冲击：样品2 和样品3 经过高低温冲击，低温2分钟（液氮），室温2分钟（电吹风），次数（20次）实验后对其检漏，样品2的漏率达到 0.8×10^{-11} Torr. l/S；样品3的漏率达到 1.0×10^{-11} Torr. l/S。

5.2 杜瓦设计的验证实验

5.2.1 80K 温度下杜瓦寄生热负载的测试实验

本实验的目的：1) 实际测试杜瓦的热负载；2) 与理论计算热负载进行比较验证简化模型的合理性。实验方法：采用称重法，采用电子天平和电脑数据采集卡实时测量跟踪。根据实际温度采用温度补偿的方法计算出杜瓦冷损。

实验抽取样品四只，进行测试，结果见表 5.2

表 5.2 抽样样品的热负载测试值

样品号	1	2	3	4
理论值 (mW)	588mW			
测试值 (mW)	595	587	597	599
偏差	+1.2%	-0.2%	+1.5%	+1.8%

从上面的结果看，理论值与实测值的误差在2%以内。实际值与理论值的误差主要来自杜瓦个体的差异，比如装配尺寸误差，表面质量差异等。实验验证第四章的热负载理论计算的简化模型基本正确合理。

5.2.2 杜瓦的降温时间及冷头温度均匀性测试实验

本实验的目的有如下几点：1) 测定杜瓦在液氮制冷状态下,杜瓦冷头温度平衡时的实际温度及需要的时间；2) 测杜瓦冷头在温度平衡状态下的温度均匀性；3) 在降温的过程中，各温度监控点的最大温度差。这对红外焦平面器多层结果热分析提高数据

实验装置简单原理图及监控点的布置见图 5.16，实验结果见图 5.17。从实验结果可以看

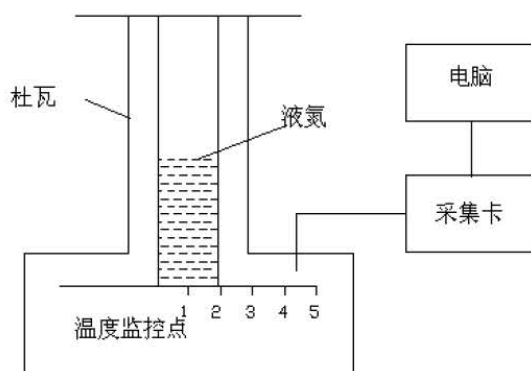


图 5.16 实验装置简单原理及温度监控点示意图

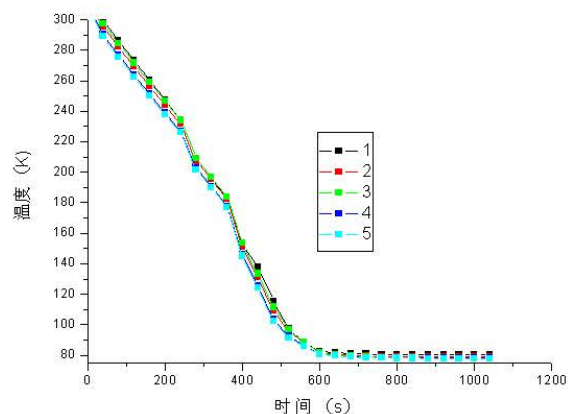


图 5.17 杜瓦的降温时间和冷头温度均匀性情况

出如下结果：1) 杜瓦从开始降温到冷头动态平衡至少需要 15 分钟；2) 当温度平衡后，冷头温度可以达到 $80 \pm 1K$ ；3) 冷头的温度中间低，边上高。实验测出温度监制点 1-4 的温度差在 0.5K 内，5 点温度比它们都要高，约高 1.5K；4) 在降温的过程中，各温度监控点的温度差，最大可以得到 17.6K。

5.2.3 杜瓦的光栏的温度分布及均匀性测试实验

本实验目的有如下几点：1) 测定杜瓦在液氮制冷状态下,杜瓦光栏平衡时的实际温度及其需要的时间；2) 测杜瓦光栏在温度平衡状态下的温度均匀性；

实验装置的简单原理图及监控点的布置见图 5.18，实验结果见图 5.19。从实验结果可以

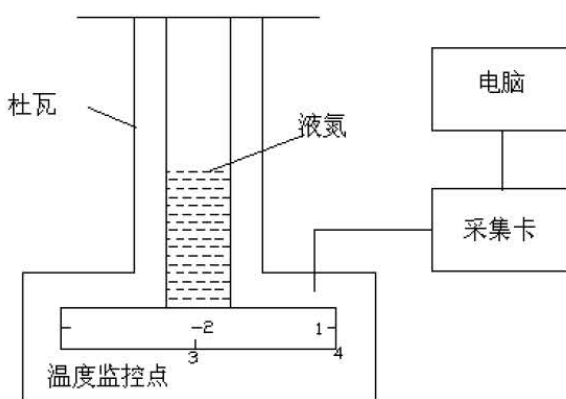


图 5.18 实验装置简单原理及温度监控点示意图

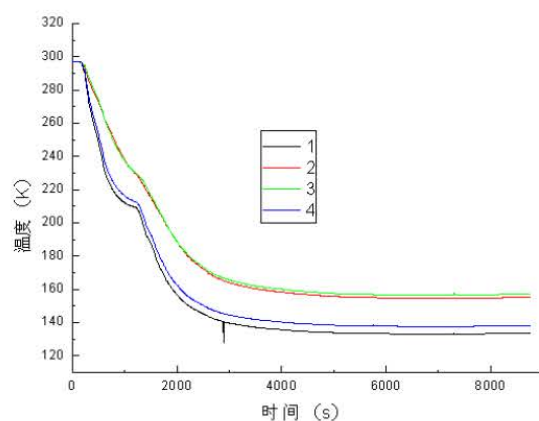


图 5.19 光栏的降温时间和温度均匀性情况

看出如下结果：1) 光栏杜瓦从开始降温到冷头动态平衡至少需要 60 分钟；2) 当温度平衡后，冷头温度可以达到 $134 \pm 1K$ ；3) 光栏的 1 点温度最低，3 点最高。实验测出温度监制点 2 处比 1 高约 21.6K，3 处比 1 高约 23.6K；4 点比 1 点高 4.5K。

5.2.4 吸气剂高温激活时的发热对冷头位置的温度影响实验

本实验的目的：测定吸气剂激活时产生的高温辐射,在冷头上相应产生的温度场分布。同时考核隔热罩和光栏对辐射传热的隔热效果，以验证吸气剂激活时产生的高温辐射对红外焦平面器不会产生影响。

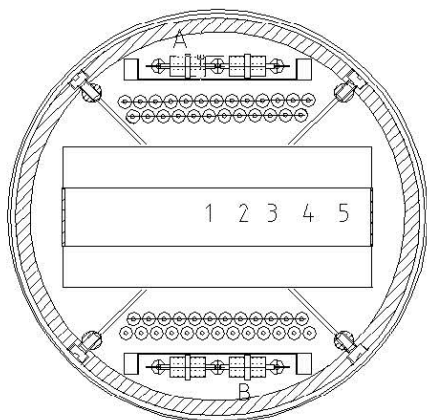


图 5.20 实验装置简单原理及温度监控点示意图

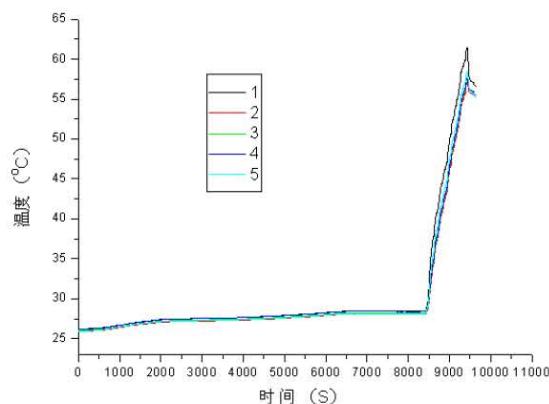


图 5.21 冷头上的温度随时间的变化

试验的第一步：在没有光栏没有隔热罩的情况下，吸气剂激活高温辐射在冷头上的温度分布。试验的温度点布置见图 5.20，吸气剂工作为 A 和 B 两个串联工作。试验结果见图 5.21 所示，最高温度可以达到约 62°C 。而对红外焦平面探测器可承受的安全温度一般小于 50°C 。因此，从隔热这方面讲，设置光栏和隔热罩是很必要的。

试验的第二步：在有光栏没有隔热罩的情况下吸气剂激活高温辐射在冷头上的温度分布。试验结果见图 5.22 所示。最高温度可达到 52.4°C 。

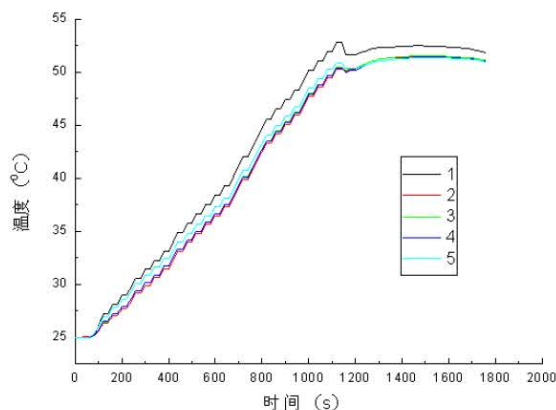


图 5.22 冷头上的温度随时间的变化

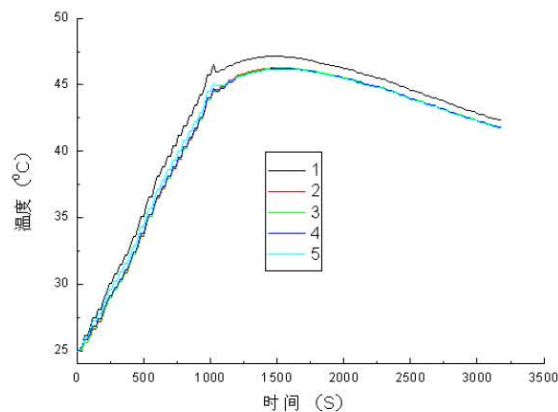


图 5.23 冷头上的温度随时间的变化

试验的第三步：在有光栏有隔热罩的情况下吸气剂激活高温辐射在冷头上的温度分布。试验结果见图 5.23 所示。最高温度可达到 46.5°C 。

从综合上述三步实验的结果来看，见图 5.24 所示，可见设置隔热罩和光栏可以将辐射传热在冷头上温度降低到安全温度下，并且降温效果很明显，约 16°C 。

5.2.5 吸气剂高温激活时的发热对钢埋电极处的温度影响实验

由于设计时电极的位置距离吸附剂很近，电极采用钢埋工艺，钢承受温度比较低。吸气剂高温激活时其表面温度可达到 900°C 。实验目的就是要看高温辐射对电极处温度的影响，实验取距离吸气剂最近的电极作为实验监测点。实验结果见图 5.25。从图中可以明显的看出，有隔热罩的状态比没有隔热罩的温度状态，相应的温度降低了约 40°C 。

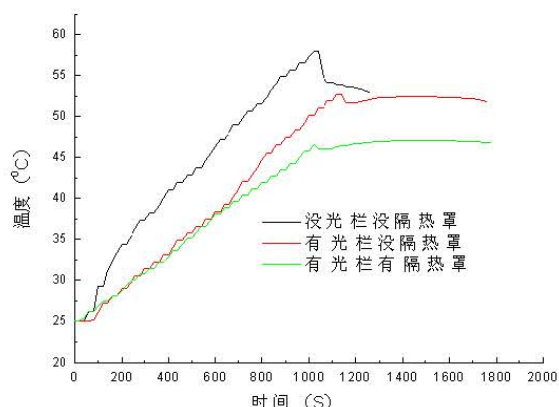


图 5.24 冷头上的温度随时间的变化

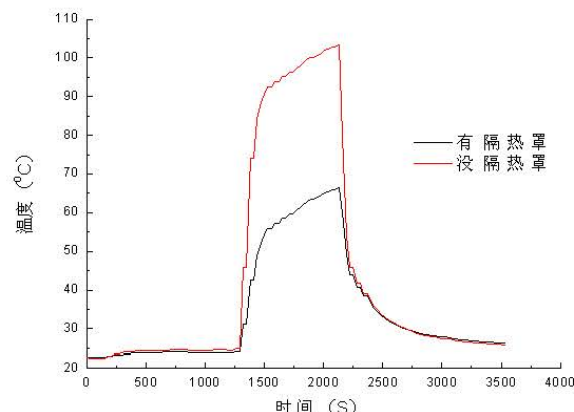


图 5.25 钢埋电极点温度随时间的变化

5.3 杜瓦空间适应性试验

杜瓦空间适应性试验分力学试验和高温储存试验两项

5.3.1 力学试验^[46]

力学试验的项目有正弦振动、随机振动、力学冲击和加速度试验。

5.3.1.1 力学试验条件

1) 正弦振动试验条件

- (a) 频率：10Hz-500Hz；(b) 振动加速度：25m/s²；
- (c) 时间：15min 一个周期，每个方向做 2 次，共计 1.5h；(d) 方向：X、Y、Z。

2) 随机振动试验条件

- (a) 频率：10Hz-500Hz；(b) 功率谱密度：2(m/s²)²/Hz；
- (c) 总均方根：52m/s²；(d) 时间：10min；(e) 方向：X、Y、Z

3) 力学冲击试验条件

- (a) 脉冲波形：半正弦脉冲；(b) 峰值加速度：200m/s²；
- (c) 持续时间：11ms；(d) 方向：6 个方向，每个方向 3 次

4) 加速度试验条件

- (a) 加速度：300 m/s² (b) 方向：6 个方向；
- (c) 时间：每方向 5min，共计 30min

5.3.1.2 试验的结果

对研制的 2000 元微型杜瓦进行抽样力学试验，有如下结论：

1) 杜瓦结构可以通过正弦振动、力学冲击和加速度试验考核；

2) 在随机振动中偶尔发生钛拉丝断裂现象见图 5.26，发现其都是断在钛拉丝小球根部。分析其原因这是由于小球成型工艺是采用氩弧熔融烧结时，在空气中没有很好的保护，TC4 吸附氢气而导致氢脆使得其机械强度降低。我们对其进行了改进，采用真空钎焊工艺。并对两种工艺下的钛拉丝进行拉力试验。试验设备为 DAGE 拉力测试仪。试验结果见表 5.2。并要改进后的钛拉丝装配杜瓦均通过了随



图 5.24 钛拉丝断裂示意图

机振动试验。

表 5.2 两种工艺下钛拉丝的抗拉强度对比

样品数	1	2	3	4	5	6	断裂位置
改进前	15.1kg	15.89kg	10.2Kg	15.5Kg	19.45Kg	22.21Kg	均在球部
改进后	29.5Kg	27.9Kg					均在中间

5.3.2 高温储存试验

试验内容是将 256×1 杜瓦组件储存在 70°C 的环境下,观察其热负载变化情况。我们抽样一只,进行了高温储存试验,试验结果见图 5.25

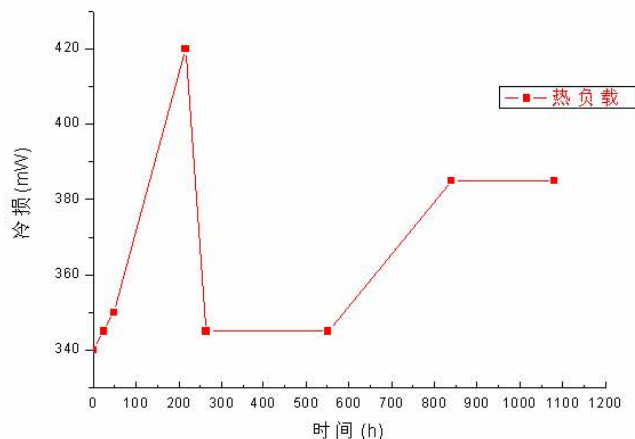


图 5.25 热负载随时间的变化曲线

5.4 本章小结

本章试验主要有三部分: 1) 针对杜瓦研制的气密性要求, 设计出合理的焊接结构, 并通过理论和实际, 得出合理的工艺焊接参数, 使焊缝漏率满足杜瓦真空寿命要求; 2) 完成了杜瓦在力学适应性和真空寿命方面的各种适应性试验, 实验表明满足任务要求。同时还进行了一系列试验验证部分结构和工艺设计的效果, 实验表明结构和工艺设计达到了预期效果; 3) 对钛合金在杜瓦研制中的应用进行了一点探索, 得到了钛合金和柯伐高气密钎焊的工艺手段。

第六章 结论和展望

6.1 结论

纵观全文，可以得到以下几点结论：

1. 针对红外长线列焦平面工程化封装的特殊要求，阐明了其工程化封装的难点，通过研究就提出了合理的解决措施，成功的研制出 256×1 和 2000×1 杜瓦组件，并通过了摸底性实验。
2. 针对不同长线列焦平面器件封装、光学、制冷的要求，在权衡小漏热、高强度和优良电性能的基础上，完成杜瓦各部件的优化设计，并杜瓦结构做了详细的设计计算，设计出满足任务要求的杜瓦结构。
3. 对 2000 元杜瓦的各种漏热模式简化，对杜瓦的热负载进行仔细的计算。分别有固体传导、辐射传热、对流传导，并针对各种漏热的具体因素采取措施，以最大限度地降低杜瓦的漏热，最终使杜瓦冷损值降低至约 590mW，满足应用要求。
4. 利用 ANSYS 有限元分析软件，对 2000 元杜瓦芯柱进行了静力学和模态分析。结果表明杜瓦满足红外探测器的力学要求，能够通过空间力学环模试验。
5. 对 2000 元杜瓦内部各材料的放气量及真空寿命与真空排气时间的关系进行了理论计算。结果表明在无烘烤排气 20 天后，无吸气剂杜瓦真空寿命约七个半月。实际排气时进行了 70 度烘烤，并安装了四个吸气剂，预计真空寿命可以超过二年。
6. 杜瓦的研制工艺是杜瓦研制中最重要的一环之一。总结出一套完整的工艺流程，其中包括零件的清洗与处理、杜瓦的激光焊接以及杜瓦的排气夹封等。
7. 针对杜瓦研制的气密性要求，设计出合理的焊接结构，并通过理论和实际，得出合理的工艺焊接参数，使焊缝漏率满足杜瓦真空寿命要求。
8. 完成了杜瓦在力学适应性和真空寿命方面的各种适应性试验，实验表明满足应用要求。同时还进行了一系列试验验证部分结构和工艺设计的效果，实验表明结构和工艺设计达到了预期效果。
9. 对钛合金在杜瓦研制中的应用进行了探索，得到了钛合金和柯伐高气密钎焊的工艺条件。

6.2 展望

星用红外探测器工程化封装技术的应用具有广阔的应用前景，本研究在这方面作了一

些尝试，取得了一定的成果，但还有大量的后续研究工作需要进行，进一步的研究工作概括如下：

1. 钛合金在微型杜瓦中的应用：钛合金作为杜瓦主体材料，需要研究钛合金与不锈钢或柯伐的高气密焊接技术（激光焊接和钎焊）；研究钛合金的低放气表面钝化技术
2. 抗强低温冲击的多层陶瓷基板技术的研究；
3. 薄膜引线技术；
4. 杜瓦的真空寿命研究。

参考文献

1. 《电子封装工程》中国电子学会生产技术学分会丛书编委员会组编；中国教育出版社[M]；
2. 《微电子封装技术》中国电子学会生产技术学分会丛书编委员会组编；中国科技大学出版社 [M]；
3. D.Cousins, M. S. Cafferty and L. M. Candell et al, GOES imager update design for minimum system impact [J] , SPIE Vol. 2812 (1996): pp376-388.
4. William Salazar, Report on the Status of linear Drive Coolers for the Department of Defense Standard Advanced Dewar Assembly (SADA) [J] , SPIE Vol. 4820(2003): pp43-51.
5. James H. Rutter, Jr G. Jr G. Scott Libonate, Gence Robillard et al, Performance of the PV/PC HgCdTe Focal Plane/Dewar Assembly for the Atmospheric Sounder Instrument (AIRS) [J] , SPIE VOL. 3457(1998): pp249-160.
6. Bruce C. Bigelow, Gerard A. Luppino, Gregory S. Burley et al, Design of IMACS 8K×8K Dewar and detector system [J], SPIE Vol. 4841(2003): pp727-736.
7. Stephen Whicker, New Technologies for FPA Dewar [J], SPIE Vol. 1683(1992): pp102-111.
8. 乐子玲、朱魁章等, 微型金属杜瓦的激光焊接技术[J], 低温与超导 Vol. 25 NO. 1 (1997), pp13-16
9. 王志敏, 炉中钎焊在红外探测器组件中的应用 [J] , 激光杂志 Vol. 21 NO. 5 (2000)
10. HASHIMOTO TOSHIHIRO、MATSUMOTO HIDEYA, LID AND PACKAGE FOR OPTICAL COMPONENT EMPLOYING IT, JP2005079146, (2005)
11. 朱颖峰、卢云鹏等, 金属杜瓦瓶微小漏率检测 [J], 红外与激光工程 Vol. 30 No. 2 (2001): pp143-146
12. 于小兵, 微型杜瓦绝热和真空保持的分析, 激光与红外 VOL. 34 NO. 4 (2004): pp275-278.
13. G. Raiteri, A. Calcatelli, Thermal desorption from stainless samples coated with TiN and oxide Layers [J] , Vacuum 62(2001), pp7-14.
14. T. Hino, Y. Yamauchi, S. Satoh et al, Retention and desorption of hydrogen and helium in stainless steel wall by glow discharge[J], Fusion Engineering and Design (2004): pp1-6
15. 王蕴辉、姜小波, 国外碲镉汞红外焦平面杜瓦组件可靠性研究进展 [J], 电子产品可靠性与环境试验, 1999年第6期: pp8-11.
16. 龚海梅, 红外焦平面可靠性封装技术, 上海技术物理所二期创新可行性报告(内部报告)
17. P. Tribolet, J. P. Chatard, P. Costa, etc. Progress in HgCdTe homojunction infrared detectors[J]. Journal of Crystal Growth(1998) : pp1262-1271.
18. 朱建炳, 潘雁频. 空间制冷在星载红外遥感器中的应用与发展[J]. 真空与低温 (2003), Vol. 19, No. 1: pp6-11.
19. James H. Rutter, Jr G. Scott Libonate, Gence Robillard et al. Performance of the PV/PC HgCdTe Focal Plane/Dewar Assembly for the Atmospheric Sounder Instrument (AIRS). SPIE, 1998, 3437: pp249-260.
20. M. V 斯温主编, 郭景坤等译. 陶瓷的结构与性能. 北京: 科学出版社[M], 1986: pp78-91
21. Nebiru Kiyuu Maasen, Teimosui Esu. Quick Cooling/Low-strain Hybrid-Focal-Point Planar- Array Platform used in Dewar Package of infrared-ray detector. JP5149783, 1993-06-15

22. 赵建权. 延长排气周期能提高杜瓦真空寿命—对 HgCdTe 红外探测器的放气量测试 [J]. 半导体技术(1994), 2: pp58-60.
23. 郭立春, 红外探测器封装卫星杜瓦结构与分析[J]. 红外与激光工程 VOL, 24 No. 1 (1995): pp50-53.
24. 于小兵, 杜瓦/快速启动节流制冷集成体及杜瓦/斯特林循环制冷机集成体 [J], 低温工程 No. 5(1993): pp43-48.
25. 达道安, 空间低温技术 [M], 宇航出版社 (1991): pp270-317.
26. 国产材料低温性能数据汇编 (一) [M], 航天部第七情报网中国制冷学会第一专业委员会 (1986) .
27. 稀有金属材料加工手册 [M], 冶金出版社;
28. 赵世臣, 常用金属材料手册——有色金属的产品部分 [M], 冶金工业出版社 (1995)
29. 陈国邦, 低温工程材料 [M], 兰州大学出版社 (1997), p93-163 pp ()
30. 电真空用金属材料手册 [M], 国营第七七二厂 (1973), pp116-117
31. E.J. 赫恩, 材料力学 [M], 人民教育出版社 (1975), pp47-52, pp65-86
32. 达道安, 真空设计手册 [M], 国防工业出版社 (第 3 版)
33. 材料手册—金属 [M], 上海航天局第八零七研究所 (1992)
34. 光电元器件 [M], [红外与光电手册]第 3 卷, 航天工业总公司第三研究所八三五八所翻译出版
35. 梅飞鸣等, 辐射传热 [M], 等教育出版社 (1989), pp157-164
36. 杨贤荣等, 辐射传热角系数手册 [M], 防工业出版社 (1992) pp75-353
37. “ANSYS 技术报告”, 内部报告
38. “Structural Analysics Guide”, Ansys Help Document
39. 真空手册 [M], 原子能出版社 (1986)
40. 陈丕瑾, 真空技术的科学基础 [M], 国防工业出版社 (1985), pp240-356
41. G. L 威斯勒等, 真空物理和技术 [M], 原子能出版社 (1988), pp202-229
42. 王欲知, 真空技术 [M], 四川人民出版社 (1980), pp421-443
43. Y. Tito Sasaki, A Survey of vacuum material cleaning procedures: A subcommittee report of the American vacuum , society recommened practices committee, J Vac.sci, Technology, A9(3)(1991), PP2025-2035
44. 贾斯汀, 真空技术 [M], 机械工业出版社 (1979), pp307-320
45. 约翰.奥翰隆, 真空技术实用指南 [M], 国防工业出版社 (1988) pp106-133
46. 李言谨等. 2048*1ST-1 中波 HgCdTe 红外焦平面探测器杜瓦组件详细规范, pp4-5, pp9-10

攻读硕士学位期间发表的论文和专利

1. 王小坤、朱三根、龚海梅，星用红外探测器封装技术及其应用，红外，2005，11：13-18
2. 王小坤、张亚妮、朱三根等，一种用于红外焦平面探测器的微型低温金属杜瓦，申请号 200520043286.8
3. 王小坤、曾智江、朱三根、龚海梅，激光陶瓷的研究进展，中国陶瓷工业，2006，13（2）：42-46
4. 王小坤、张亚妮、朱三根、刘向阳，低温金属杜瓦的窗架与光学窗口的真空密封焊接方法，申请号：200610025044.5
5. 张亚妮、王小坤、朱三根，一种用于微型低温杜瓦的微型冷凝吸附泵，专利号：CN200420082679.3
6. 王小坤，朱三根，龚海梅，长线列碲镉汞红外焦平面微型杜瓦的研究，激光与红外，2006，36（11）：1045-1050

致 谢

首先衷心感谢导师—龚海梅研究员，龚老师在论文选题、实验方案确定、结果分析与讨论、论文撰写等具体工作中给予了精心指导和帮助。龚老师坚实而渊博的知识、求实创新的科研态度、不断进取的工作精神、探索问题的风格及思维方式深深激励着我。在工作、学习期间，龚老师对我工作生活上的关心、爱护和谆谆教诲，在此向龚老师表示最诚挚的敬意。龚老师是一位非常严谨的科学家，他敏锐的思维、勤勉的工作精神和渊博知识，坚定的意志、高尚的人格品德都深深地感染着我，影响我未来的人生道路，在论文完成之际，谨向恩师表示深深的敬意和由衷的感谢！

同时，要特别感谢导师—朱三根研究员，在我学业上的精心指导，正是他在论文实验工作细致部署和严格要求，使得我能顺利完成论文。期间每一点一滴的进步和提高都包含了朱老师无比的心血，每一次科研思想的升华都倾注了朱老师殷殷的期盼。在此表示深深的敬意。

感谢李向阳老师长期以来一直对我的工作、生活、学习的关心和帮助。

感谢张亚妮、刘大福、曾智江、张海燕、郝振怡和陈江峰在工作、学习上有益的探讨，感谢吴家荣、洪斯敏、扬力怡、叶丽萍、靳秀方在实验细节方面的帮助。

感谢孙柏蔚、曹秀亮、廖毅、殷建军、涂步华、王平等同学的关心和帮助。

感谢研究生部廖应良、程东、陈雨良、李淑薇、曾尚瑾等老师的关心和帮助。

感谢我的家人，特别是我的爱人，是她的无私的奉献，才使我得以顺利完成学业；最后感谢向论文评阅和答辩的各位老师和专家学者致以最诚挚的谢意！

王小坤

2007 年 04 月 26 日于上海