



中国科学院大学

University of Chinese Academy of Sciences

博士学位论文

全日面积分极紫外光谱探测技术研究

作者姓名: 郭思璠

指导教师: 邓元勇 研究员 中国科学院国家天文台

白先勇 副研究员 中国科学院国家天文台

学位类别: 理学博士

学科专业: 天文技术与方法

培养单位: 中国科学院国家天文台

2025年6月

**Research on The Technology for Sun-as-a-star Extreme
Ultraviolet Spectral Detection**

**A dissertation submitted to
University of Chinese Academy of Sciences
in partial fulfillment of the requirement
for the degree of
Doctor of Philosophy
in Astronomical Techniques and Methodology**

By

Guo Sifan

Supervisor: Professor Deng Yuanyong, Bai Xianyong

National Astronomical Observatories, Chinese Academy of Sciences

June, 2025

中国科学院大学
学位论文原创性声明

本人郑重声明：所提交的学位论文是本人在导师的指导下独立进行研究工作所取得的成果。承诺除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体享有著作权的研究成果，未在以往任何学位申请中全部或部分提交。对本论文所涉及的研究工作做出贡献的其他个人或集体，均已在文中以明确方式标明或致谢。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

作者签名：

日期：

中国科学院大学
学位论文授权使用声明

本人完全了解并同意遵守中国科学院大学有关收集、保存和使用学位论文的规定，即中国科学院大学有权按照学术研究公开原则和保护知识产权的原则，保留并向国家指定或中国科学院指定机构送交学位论文的电子版和印刷版文件，且电子版与印刷版内容应完全相同，允许该论文被检索、查阅和借阅，公布本学位论文的全部或部分内 容，可以采用扫描、影印、缩印等复制手段以及其他法律许可的方式保存、汇编本学位论文。

涉密及延迟公开的学位论文在解密或延迟期后适用本声明。

作者签名：

日期：

导师签名：

日期：

摘要

极紫外波段 (EUV) 覆盖形成温度在几万度到两千万度的谱线, 在太阳高层大气等离子体诊断方面具有独特优势。开展极紫外光谱探测是探究太阳风起源、日冕加热、太阳爆发机理等太阳物理科学难题的重要方法, 也是实现太阳爆发活动预警、日地空间天气监测的有效途径。日冕物质抛射 (CME) 与地球磁层的相互作用可能导致地磁暴, 对日地空间天气构成重大威胁。CME 在天空平面分量 (POS) 的传播信息可以通过日冕仪或极紫外成像仪获得, 但成像观测仅能获得天空平面速度分量, 并不是 CME 的真实速度。探测 CME 在视向方向 (LOS) 的传播速度是实现空间天气精确预测的关键, 也是目前探测局限。

研究表明高光谱分辨率极紫外光谱探测是获得 CME 在初始传播阶段视向速度的有效手段。对于 Fe XII 19.5 nm 谱线, 当光谱分辨本领达到 500 量级时, 基于全日面积分极紫外光谱的蓝翼增强, 可以得到 CME 在初始传播阶段的视向速度。但目前国际上已有的相关载荷光谱分辨率较低, 无法实现这一视向速度的精确探测, 因而需要高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱仪。我国正在推进的下一代深空太阳探测卫星如太阳极轨天文台, 也将高光谱分辨率全日面积分极紫外光谱仪列为有效载荷之一, 用于实现 CME 初始传播阶段视向速度的探测, 提升空间天气精准预报水平。

围绕 CME 初始传播阶段视向速度的精准探测, 本文主要研究内容分为三部分, 包括双波段高光谱分辨率全日面积分极紫外光谱仪的光学设计、结构设计, 以及高光谱分辨率地面检测定标系统的研制。

我们首先通过探究不同光谱仪系统的光学性能演变规律, 确定了多层膜凹面光栅正入射模式的全日面积分极紫外光谱探测方案。经过光学优化设计, 针对 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm 两个波段, 我们基于凹面光栅像差理论计算系统初始参数并研究了不同参数对光学性能的影响。利用 Zemax 等光学软件进一步优化系统参数, 系统的光谱分辨本领分别达到 1165 和 3030, 满足了高光谱分辨本领的探测需求。为了提高目标波段在正入射结构下的光学效率, 我们优化了 Al/Mo/B₄C 和 Al/B₄C 多层膜结构, 使得两个波段能够同时获得较高的反射率, 进而保证光栅的衍射效率, 其中 19 nm 附近的衍射效率约为 12.7%, 50 nm 附近的衍射效率约为 13.6%。除此之外, 我们评估了仪器的传输效率并计算了总光子数。最后我们分析了平台稳定度对光谱分辨率的影响, 明确了平台稳定度在曝光时间内优于 $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ (60s) 时, 才能满足光谱分辨率的指标需求。

基于光学系统设计, 我们进一步开展双波段全日面积分极紫外光谱仪的结构设计。我们首先从功能需求、公差匹配及可见光辅助装调方案等方面考虑, 确定总体结构设计方案。我们研究了不同参数对主要腔体力学性能的影响: 60% SiC/Al 材料具有较低密度、低热膨胀系数及较大弹性等特性, 满足轻量化和低形变等设计需求; 加强筋设计增加腔体宽度方向的刚度, 柔性支撑的高度在 40~45mm

时,可以更好的抵抗卫星平台热变形且不降低本身刚度。结合实际载荷资源限制和材料加工特点,我们利用有限元分析方法进行全日面积分极紫外光谱仪总体结构设计,并根据其工作环境进行了静力学和动力学分析,结果为其沿光轴方向的变形量在 ± 0.1 mm 范围内,入射角误差在 $\pm 0.05^\circ$ 范围内,经过振动产生的应力在安全裕度范围内,满足结构刚度强度设计需求。

为了获得高光谱分辨率的极紫外光谱,我们开展地面载荷高光谱分辨率检测定标方法研究。我们选择具有窄线宽特性的空心阴极灯作为极紫外辐射光源,能够在波长 18~30 nm 范围内获得多条谱线。基于实验室现有的凹面变线距光栅和在 46.5 nm 极紫外太阳成像仪中验证过的 sCMOS 探测器,研制用于检测定标方法研究的光谱仪系统。最终利用氦气作为电离气体,实际测试得到 He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 光谱图。针对全日面积分极紫外光谱仪探测光谱特征,提出光谱处理方法,通过减暗场、识别和校正热坏像素、校正光谱倾斜等数据处理方法,并将探测器探测的两维面阵数据积分为一维光谱数据,实现在不损失光谱分辨率的情况下提高探测光谱信噪比,并显著降低下传的数据量。通过以上方法我们得到三条谱线的光谱分辨本领分别为 745、788、865,是现有国际同类设备 SDO/EVE 的 3 倍。

本文主要围绕全日面积分极紫外光谱探测方法展开研究,实现了高光谱分辨率的光学设计、结构力学分析及地面检测定标,研究内容为载荷实际研制、实现 CME 初始传播阶段视向速度的精准探测奠定了扎实的技术基础。

关键词: 日冕物质抛射, 极紫外光谱, 双波段, 高光谱分辨率, 地面检测定标方法

Abstract

The extreme ultraviolet (EUV) band covers many spectral lines, and its formation temperature ranges from tens of thousands to 20,000 degrees, which has a unique advantage in diagnosing the solar upper atmosphere. Extreme ultraviolet spectroscopy detection is an important method for exploring solar physical science such as the origin of the solar wind, coronal heating and the mechanism of solar eruptions. It is also an effective way to achieve early warning of solar eruptions and monitoring of space weather between the sun and the Earth. Coronal mass ejections (CMEs) may cause geomagnetic storms through the interaction with the Earth's magnetosphere, posing a significant threat to the space weather between the Sun and the Earth. We can utilize coronagraphs or extreme ultraviolet (EUV) imagers to obtain the plane-of-sky (POS) velocity component of CMEs. However, this represents only the projected velocity, not the true velocity which additionally requires the line-of-sight (LOS) velocity component. Detecting the propagation velocity of CMEs in the line-of-sight direction is the key to achieving accurate space weather prediction and is also the current detection limitation.

The sun-as-a-star EUV spectroscopic detection with high spectral resolution is an effective method to obtain the LOS velocity of CMEs in the initial propagation stage based on previous theoretical research. For the spectral line Fe XII 19.5 nm, when the spectral resolving power exceeds 500, the LOS velocity of CMEs can be derived from the enhanced blue wing emission in sun-as-a-star EUV spectrum. However, existing instruments have insufficient spectral resolution to accurately detect the LOS velocity of CMEs. Therefore, there is an urgent need for a sun-as-a-star EUV spectrograph with high spectral resolution. China's next-generation deep space solar exploration satellites, such as the Solar Polar-orbit Observatory (SPO), also list the sun-as-a-star EUV spectrograph with high spectral resolution as one of their payloads. The instrument is specifically designed to detect the CME line-of-sight (LOS) velocity during the initial propagation stage of CME and improve the level of accurate space weather forecasting.

Focusing on the detection of CME line-of-sight (LOS) velocities, the main research contents of this subject include three parts: The optical design of a dual-band sun-as-a-star EUV spectrograph with high spectral resolution, mechanical design and analysis of instrument structure, and calibration Method for ground detection Of EUV spectrograph with high spectral resolution.

We first explored the evolution of the optical performance of EUV spectrograph systems with different grating types. it is concluded that the detection scheme of sun-as-a-star EUV spectrograph with multilayer concave grating in normal incidence mode

has the advantages of high spectral resolution and high efficiency. For dual bands of 18.3~21.3 nm and 49.6~52.9 nm, we calculated the initial parameters based on concave grating aberration theory and investigated the influence of various parameters on optical performance. Through further optimization of system parameters using Zemax software, the achieved spectral resolving power reached 1165 and 3030 for the two bands respectively, satisfying the requirement of $\lambda/\Delta\lambda > 500$ for the detection of the LOS velocity of CMEs. To improve optical efficiency in the normal-incidence structure for the wavebands, we optimized Al/Mo/B₄C and Al/B₄C multilayer structures, achieving simultaneously high diffraction efficiencies of 12.7% at 19 nm and 13.6% at 50 nm. Based on spectral resolution and grating efficiency, we evaluated the instrument efficiency and calculated the photon numbers. Finally, we analyzed the impact of platform stability on spectral resolution, determining that the pointing stability must be better than $\pm 0.002^\circ$ during exposure of 60 s to meet the requirement of spectral resolution.

Based on the optical system design, we further studied the mechanical structure design of the full-disk integrated EUV spectrograph. Considering aspects such as functional requirements, tolerance matching, and the visible light-assisted alignment scheme, we determined the overall structural design scheme. We explored the influence of different parameters on the mechanical properties of the main cavity. 60%SiC/Al material has characteristics including low density, low thermal expansion coefficient and large Young's modulus, meeting the design requirements of overall weight and low deformation. The design of reinforcing ribs increased the stiffness of the cavity in the length direction. The height of the flexible support is between 40~45 mm can better resist the thermal deformation from the satellite platform and maintaining the structural stiffness. Considering practical load constraints and material processing, we employed finite element analysis (FEA) to design and optimize the EUV spectrograph structure. The results showed that the axial deformation is within the range of ± 0.1 mm, the incident angle error is within the range of $\pm 0.05^\circ$, and the stress generated by vibration (specific value) is within the safety margin. These results fully satisfy the structural stiffness and strength requirements.

To obtain high-spectral-resolution EUV spectra, we further studied the ground calibration methods with high spectral resolution for sun-as-a-star EUV spectrograph. We selected a narrow-linewidth hollow cathode lamp as the EUV radiation source, which generates multiple emission lines across the 18~30 nm wavelength range. Based on the existing concave varied-line-spacing (VLS) grating and the sCMOS detector which has validated in the The Solar Upper Transition Region Imager (SUTRI), we developed a EUV spectrograph for testing and calibration method research. The spectra of He II 24.303 nm, He II 25.632 nm and He II 30.378 nm are obtained by using helium gas as the ionization source. By analyzing the spectral characteristics of sun-as-a-star EUV

spectrograph, we proposed a spectral processing method incorporating dark-field subtraction, thermal and damaged pixels identification and correction, and spectral tilt rectification. The one-dimensional spectrum is obtained by integrating the two-dimensional spectrum along the height of the slit. The method can improve the signal-to-noise ratio (SNR) and significantly reduce the amount of downstream data and ensuring spectral resolution. Through the above methods, the spectral resolutions of the three spectral lines we obtained were 745, 788, and 865 respectively, which was 3 times than that of the existing international similar equipment SDO/EVE.

This study focuses on sun-as-a-star EUV spectrograph detection methodology, achieving the high-spectral-resolution optical design, structural-mechanical analysis, and ground calibration. The research establishes a robust technical foundation for the development of Full-disk Integrated Spectrograph (FIS) mounted on SPO and enables the precise detection of LOS velocity of CMEs.

Key Words: Coronal mass ejections, Extreme ultraviolet spectra, Dual band, High spectral resolution, Ground detection calibration method

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

第 1 章 绪论	1
1.1 极紫外探测在太阳物理研究中的优势	1
1.2 全日面积分极紫外光谱探测的科学意义	3
1.3 全日面积分极紫外光谱探测研究现状	4
1.3.1 国外全日面积分极紫外光谱仪发展情况	4
1.3.2 国内太阳极紫外探测技术储备情况	7
1.4 本论文研究内容与章节安排	10
第 2 章 全日面积分极紫外光谱仪光学和力学分析方法	13
2.1 凹面光栅像差理论	13
2.2 力学结构设计方法	20
2.2.1 弹性力学分析方法	20
2.2.2 静力有限元分析方法	22
2.2.3 动力有限元分析方法	27
第 3 章 不同光谱仪系统的光学性能演变规律探究	29
3.1 双波段全日面积分极紫外光谱探测需求	29
3.2 不同光谱仪系统的光学性能演变规律	30
3.2.1 光谱分辨率变化规律	30
3.2.2 衍射效率变化规律	33
3.2.3 凹面光栅正入射结构的全日面积分极紫外光谱探测方案	34
第 4 章 双波段全日面积分极紫外光谱仪光学设计	37
4.1 不同设计参数对系统光学性能的影响	37
4.1.1 计算光学系统初始参数	37
4.1.2 不同光学参数对线色散的影响	38
4.1.3 不同光学参数对光学尺寸的影响	40
4.2 优化设计结果	41
4.3 传输效率计算与光子数评估	43
4.3.1 传输效率计算	44
4.3.2 光子数评估	46
4.4 观测平台稳定度对全日面积分极紫外光谱仪性能的影响	47

第 5 章 双波段全日面积分极紫外光谱仪结构设计	51
5.1 结构设计需求	51
5.1.1 功能需求	51
5.1.2 公差匹配需求	52
5.1.3 装调检测匹配需求	52
5.1.4 总体结构设计方案	55
5.2 不同结构参数对腔体力学性能的影响	55
5.2.1 腔体设计需求	55
5.2.2 不同材料对比	56
5.2.3 加强筋设计对腔体力学性能的影响	59
5.2.4 柔性支撑结构对腔体力学性能的影响	61
5.3 结构设计与力学分析	65
5.3.1 总体结构设计及主要组件结构设计	65
5.3.2 力学分析	69
第 6 章 全日面积分极紫外光谱仪地面检测定标方法研究	81
6.1 高光谱分辨率地面检测定标方案	81
6.2 检测定标用光谱仪设计	82
6.3 地面检测定标系统研制	85
6.3.1 极紫外光源系统设计	85
6.3.2 光谱仪结构设计	86
6.4 高光谱分辨率极紫外光谱检测与定标	88
6.4.1 光学元件性能测试	88
6.4.2 地面检测定标系统装调测试	90
6.4.3 极紫外光谱测试定标与光谱数据处理方法研究	90
第 7 章 总结与展望	95
7.1 研究结果与创新点	95
7.2 展望	96
参考文献	97
致谢	105
作者简历及攻读学位期间发表的学术论文与研究成果	109

图目录

图 1-1 (a) 2008 年 3 月太阳极小年期间观测的太阳 X 射线和极紫外光谱 (已认证部分发射线和连续谱) (Linsky et al., 2014); (b) SDO/EVE 观测的全日面积分 Fe IX 17.1 nm 辐射在 6 小时内的变化, 蓝色虚线处辐射增强对应太阳耀斑, 红色虚线代表宁静背景辐射, 耀斑后辐射相比宁静背景辐射的减弱即为日冕物质抛射导致的日冕暗化 (Harra et al., 2016)	2
图 1-2 模型预测的 CME 爆发期间整个恒星积分的 Fe XII 19.5 nm 和 Fe XV 28.4 nm 谱线轮廓 (黑线) 及其高斯拟合结果 (灰线). 从蓝翼的增强可得到 CME 的视向速度 (Yang et al., 2022)	3
图 1-3 掠入射单凹面光栅 (MEGS-A) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Crotser et al., 2007)	5
图 1-4 正入射双凹面光栅 (MEGS-B) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Crotser et al., 2007)	5
图 1-5 掠入射平面光栅 + 聚焦镜 (EUVS) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Schmidtke et al., 2006)	6
图 1-6 透射式平面光栅 (SEM) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Judge et al., 1998)	6
图 1-7 a) 46.5 nm 极紫外太阳成像仪 (SUTRI)(Bai et al., 2023)。b) 9 月 23 日观测的 46.5 nm 太阳图像 (Bai et al., 2023)	8
图 2-1 球面光栅成像示意图	14
图 2-2 球面光栅成像示意图	19
图 2-3 a) 结构中任意单元体的应力分量和 b) 平面应力状态	21
图 2-4 a) 结构划分为三角形单元; b) 三节点三角形单元示意图	23
图 3-1 不同方案的极紫外光谱仪光学结构对比; a) 凹面光栅正入射方案; b) 凹面光栅掠入射方案; c) 平面光栅掠入射 C-T 方案	31
图 3-2 a) 不同结构色散方向的光斑尺寸及 b) 相应的光谱分辨率随波长的变化, 图中 Normal 为正入射方案, off-RC 为非罗兰圆结构方案, RC 表示罗兰圆结构方案, VLG 表示凹面变线距光栅方案, C-T 表示 C-T 型光谱仪方案	32
图 3-3 不同方案衍射效率对比	34
图 3-4 双波段全日面积分极紫外光谱仪光学设计方案	36
图 4-1 仪器线色散分别与 a) 入射臂、b) 入射角、c) 光栅常数和 d) 光栅曲率半径之间的关系	39
图 4-2 仪器整体宽度分别与 a) 入射臂、b) 入射角、c) 光栅常数和 d) 光栅曲率半径之间的关系	41

图 4-3	双波段全日面积分极紫外光谱仪光学优化结果	42
图 4-4	焦面处不同视场的光斑分布 a) 考虑狭缝宽度的光斑分布; b) 两个波段光斑宽度	43
图 4-5	各波段的光谱分辨率	43
图 4-6	250 nm Al 膜滤光片透过率曲线	45
图 4-7	多层膜结构示意图	45
图 4-8	多层膜结构的 a) 衍射效率曲线与 b) 仪器总效率曲线	46
图 4-9	理论光子数与信噪比	47
图 4-10	平台指向漂移与不稳定对光谱分辨率的影响	47
图 4-11	平台稳定度分别为 a) $\pm 0.01^\circ/\text{s}$ 、b) $\pm 0.005^\circ/\text{s}$ 、c) $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ 和 d) $\pm 0.001^\circ/\text{s}$ 时对光谱分辨率的影响	49
图 5-1	a) 曲率半径加工精度、b) 入射臂装调精度、c) 出射臂装调精度、d) 探测器角度分别对光谱分辨率的影响	53
图 5-2	基于可见光的装调方案设计	54
图 5-3	C/SiC 陶瓷基复合材料腔体结构示意图	57
图 5-4	蜂窝铝板腔体结构示意图	58
图 5-5	加强筋前后一个大气压下的变形分析, a) 无加强筋的变形; b) 有加强筋的变形	60
图 5-6	一个大气压压差下的应力分布	60
图 5-7	从上至下以此为 58 mm、43 mm 和 28 mm 高度的柔性支撑基板变形对仪器的影响	62
图 5-8	43 mm 高度柔性支撑不同基板变形量对仪器的影响	63
图 5-9	从上至下以此为 58 mm、43 mm 和 28 mm 高度的柔性支撑的一阶基频	64
图 5-10	全日面积分极紫外光谱仪结构设计方案	65
图 5-11	镜盖组件	66
图 5-12	光栅组件	68
图 5-13	狭缝滤光片组件	68
图 5-14	两路光路的后置滤光片组件	69
图 5-15	10 摄氏度温差情况下整体变形结果	70
图 5-16	从上至下依次为 x、y、z 向重力下整体变形结果	71
图 5-17	从上至下依次为 x、y、z 向加速度分析的应力分布	73
图 5-18	从上至下依次为一至六阶模态振型	75
图 5-19	从上至下依次为 x、y、z 向正弦振动分析的应力分布	77
图 5-20	功率谱密度曲线示意图	78
图 5-21	从上至下依次为 x、y、z 向随机振动分析的应力分布	80

图 6-1 检测定标方案示意图	81
图 6-2 检测定标用光谱仪光学设计方案	82
图 6-3 基于 SHADOW VUI 光线追迹软件模拟的该系统 18 ~ 30 nm 的光谱分辨率, 三条线从左至右分别是 24.3nm, 25.63nm 和 30.37nm	84
图 6-4 检测定标系统结构设计	85
图 6-5 极紫外光源系统示意图	86
图 6-6 光栅腔体俯视图	87
图 6-7 光栅调节结构设计	88
图 6-8 Al 膜滤光片透过率检测结果	89
图 6-9 光栅衍射效率检测结果	89
图 6-10 地面检测定标系统实物图	90
图 6-11 地面检测定标系统装调过程	91
图 6-12 原理样机获得的光谱图。a) 原始图像; b) 减暗场后 He 的光谱图	92
图 6-13 a) 暗场校正后一行的光谱 (细虚线) 与叠加后的光谱 (粗实线) 的对比 b) 利用叠加后光谱计算光谱分辨率结果。点划线为实测光谱, 实线为高斯拟合结果, 插图 of He II 25.632 nm 谱线放大显示, 拟合的光谱半宽为 0.0325 nm	92

表目录

表 3-1 双波段全日面积分极紫外光谱仪探测需求	30
表 3-2 不同光学结构优化结果对比	35
表 4-1 双波段全日面积分极紫外光谱仪各参数初始取值范围	39
表 4-2 各光学参数优化结果	42
表 5-1 光栅结构公差分配	52
表 5-2 不同材料物理性能和加工工艺性对比	59
表 5-3 双波段全日面积分极紫外光谱仪所用材料物理性能	70
表 5-4 加速度试验条件	72
表 5-5 前六阶频率	72
表 5-6 前六阶振型	72
表 5-7 正弦试验条件	76
表 5-8 在 Workbench 中输入的鉴定级正弦试验条件	76
表 5-9 随机振动试验条件	78
表 5-10 在 Workbench 中输入的鉴定级随机振动试验条件	79
表 6-1 检测定标系统光学参数	84
表 6-2 全日面积分极紫外光谱仪实测谱线与光谱分辨率	91

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

第1章 绪论

1.1 极紫外探测在太阳物理研究中的优势

极紫外探测是国际上空间天文探测的核心手段之一，在诊断太阳和恒星高层大气物理性质和冕区磁活动(田晖等, 2022; Fleishman et al., 2020)，剧烈太阳爆发活动(Samanta et al., 2021; Cheng et al., 2019; Woods et al., 2011; Xing et al., 2020; Mason et al., 2014)及其对地球空间环境影响方面具有重要科学意义。极紫外探测在太阳物理研究中有以下独特优势(白先勇等, 2023):

(1) 太阳极紫外辐射的形成覆盖了从几万度到两千万度较宽的温度范围，对应着太阳色球、过渡区和日冕(Brooks et al., 2021)，包含太阳耀斑和日冕物质抛射(Coronal Mass Ejection, CME)等高温结构；且该波段存在着如图 1-1 (a) 所示的大量发射线(Linsky et al., 2014)，在诊断太阳高层大气上具有独特优势；

(2) 通过磁诱导跃迁能够探测太阳日冕磁场，为日冕磁场的测量提供新方法(Chen et al., 2021; Landi et al., 2020)；

(3) 基于多普勒频移引起的谱线蓝翼增强，能够获得 CME 在初始传播阶段视线方向的速度(田晖等, 2022; Tian et al., 2012)，结合成像探测获得的 CME 天空平面速度可以得到真实传播速度，进而对空间天气进行监测、研究和预报；

(4) 利用极紫外成像和光谱探测，如图 1-1 (b) 所示(Harra et al., 2016)，能够同时获得太阳耀斑和 CME 两类爆发现象(Mason et al., 2016; Aschwanden et al., 2009; Zhang et al., 2021)，帮助我们进一步理解太阳风起源、日冕加热、太阳爆发机理等重大科学问题。

因此，太阳极紫外探测是进行太阳物理研究和预报空间天气的重要手段。

但是由于绝大多数材料对极紫外波段的吸收都非常严重，且极紫外辐射无大气窗口，不能在空气中传播，因此只能通过空间探测获得，在设计和检测方面都存在诸多挑战。极紫外探测的特点可总结为：

(1) 太阳的极紫外辐射强度仅为可见光的万分之一，相关仪器必须严格避免可见光等杂光的进入才能保证极紫外辐射的强度；

(2) 绝大部分材料对极紫外波段都有强烈吸收，导致使用常规的光学镜片会严重降低极紫外辐射的反射率或透射率(王孝东等, 2024)；

(3) 50nm 以下的极紫外辐射采用正入射结构的反射率非常低，而采用掠入射的光学结构尽管可以提升反射率，但会降低系统的有效口径，且边缘视场的像差较大；

(4) 为了提升短波极紫外辐射的反射效率，光学元件常需采用多层膜结构(Windt, 2015)，对于正入射的光学结构而言能够大大提升系统的光学效率；

(5) 由于太阳极紫外辐射非常弱，且元件的反射效率低，极紫外分光系统常采用一块兼具准直、色散和聚焦功能的凹面光栅，来降低光学元件的使用和仪器的整体尺寸。但同时为了获得较高的空间、光谱分辨率，通常选择非球面和更高

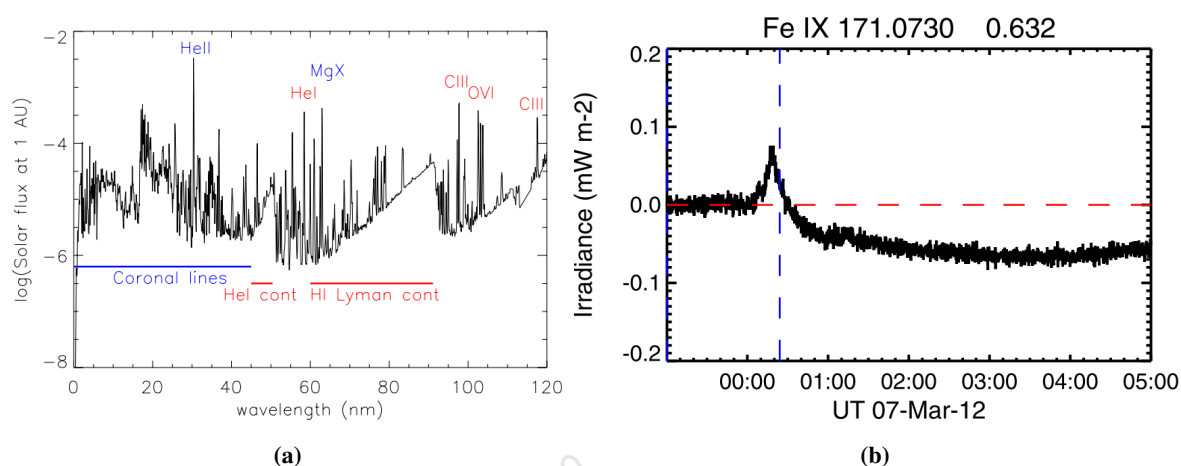


图 1-1 (a) 2008 年 3 月太阳极小年期间观测的太阳 X 射线和极紫外光谱 (已认证部分发射线和连续谱) (Linsky et al., 2014); (b) SDO/EVE 观测的全日面积分 Fe IX 17.1 nm 辐射在 6 小时内的变化, 蓝色虚线处辐射增强对应太阳耀斑, 红色虚线代表宁静背景辐射, 耀斑后辐射相比宁静背景辐射的减弱即为日冕物质抛射导致的日冕暗化 (Harra et al., 2016)

Figure 1-1 a) Solar Irradiance Reference Spectrum (SIRS) obtained at solar minimum in March and April 2008. (Important emission lines and continua are identified); b) Evolution of solar EUV irradiance for Fe IX 17.1 nm within six hours. Radiance enhancement indicated by the blue dashed line corresponds to the solar flare while the red dashed line represents the background radiation of quiet sun. The radiance weakening relative to the background radiation is the corona dimming induced by the coronal mass ejection.

刻线密度的光栅，增加了光栅的研制难度；

(6) 极紫外望远镜通常需要极薄的薄膜滤光片抑制可见光和红外辐射，这种滤光片厚度通常只有几百纳米，对于大型极紫外望远镜来说难以研制且不易保存，在运输、存储、使用和结构设计上均需要特殊保护；

(7) 极紫外辐射不能在空气中传播，只能通过空间探测获得太阳极紫外图像和光谱，并且相关的装调检测定标等工作也需要在真空环境下进行；

(8) 极紫外辐射对污染非常敏感，有机物的存在会严重降低系统的光学效率，在研制过程中需要严格进行防污染措施。

正因上述特点，太阳极紫外探测晚于其他波段。随着航空航天技术的发展兴盛，以及元件加工技术的革新，极紫外探测方法和技术也逐渐发展。随着探测任务和科学研究的开展，太阳高层大气的科学奥秘和极紫外探测的独特性越来越被科学家重视。

1.2 全日面积分极紫外光谱探测的科学意义

全日面积分极紫外光谱仪将太阳作为一颗恒星来开展光谱观测，更适合探测太阳整体的辐射强度或活动水平，在太阳物理研究中发挥着重要作用：通过一些谱线的增强和暗化来探测耀斑和 CME；通过谱线蓝翼增强探测 CME 初始传播阶段的视向速度；通过探究不同谱线之间的关联则可以探究不同太阳大气层的耦合及演变。另外，全日面积分极紫外光谱仪将太阳作为点源开展研究，对于太阳和恒星的类比研究具有重要的借鉴意义。

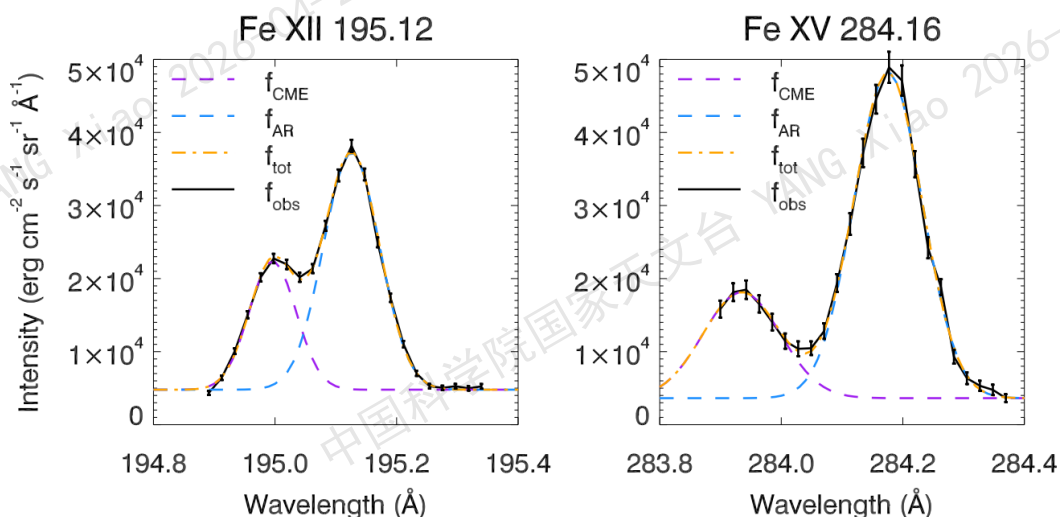


图 1-2 模型预测的 CME 爆发期间整个恒星积分的 Fe XII 19.5 nm 和 Fe XV 28.4 nm 谱线轮廓(黑线)及其高斯拟合结果(灰线). 从蓝翼的增强可得到 CME 的视向速度(Yang et al., 2022)

Figure 1-2 Fe XII 19.5 nm and Fe XV 28.4 nm spectral line profile (black line) and Gaussian fitting result (gray line) of the entire stellar integral predicted by the model during the CME eruption. The visual velocity of CME can be obtained from the enhancement of blue wings(Yang et al., 2022).

在太阳高层大气科学问题探究中，CME 初始传播阶段视向速度的精确探测是揭示瞬时爆发活动产生机制的关键，也有助于提升其对地效应的预报精度。利用多普勒效应，通过太阳极紫外光谱的蓝翼增强有望获得 CME 的视向速度。Hudson et al. (2011) 等，Chamberlin (2016) 以及 Tian et al. (2012) 等揭示了耀斑和 CME 发生过程中的谱线多普勒频移；Xu et al. (2022) 等基于 SDO/EVE 的低分辨率全日面积分光谱数据，成功得到一个 CME 初始传播阶段的视向速度，初步验证了通过积分光谱仪测量 CME 视向速度的可行性。Yang et al. (2022) 等构建了 CME 从日冕往外传播的解析模型，并结合 EVE 观测谱线从该模型计算出 CME 发生期间全日面积分的 Fe xii 19.5 nm 和 Fe xv 28.4 nm 等谱线轮廓，结果显示，当极紫外光谱仪分辨本领大于 500 时，极紫外谱线会呈现明显的蓝移分量或蓝翼增强 (1-2)，利用双高斯拟合或不对称性分析方法，能够比较精确地得到 CME 的视向速度。这一科学研究对全日面积分极紫外光谱仪提出了更高的探测要求：首先需要满足高光谱分辨率的科学指标；为了覆盖过渡区、日冕温度，同时探测太阳爆发不同温度响应，还要求多波段极紫外光谱探测；为了获得完整的 CME 演变过程，时间分辨率需小于 1min。即未来需要对多波段、高光谱分辨率和高时间分辨率的相关仪器开展新的技术方法研究。

1.3 全日面积分极紫外光谱探测研究现状

1.3.1 国外全日面积分极紫外光谱仪发展情况

20 世纪 50 年代，美国发射了载有太阳极紫外光谱仪的探空火箭 (Tousey, 1986)，拉开了太阳极紫外光谱探测的序幕。而后美国发射了 OSO 系列卫星，均载有相同设计的全日面积分极紫外光谱仪，获得了 40 nm 以下的太阳极紫外光谱。20 世纪 70 年代，以欧美发达国家为主，开始了对太阳极紫外光谱开展了不间断观测，至今已获得四个太阳活动周的全日面积分极紫外光谱数据。

按照光学系统结构类型，这些全日面积分极紫外光谱仪可以分为四种方案。

第一类是掠入射单凹面光栅方案，如图 1-3 所示，类似 SDO-EVE 中 MEGS-A (Woods et al., 2012; Crotser et al., 2007)。该方案使用掠入射光学结构和凹面光栅来提高短波极紫外波段的反射率，主要由狭缝、滤光片、光栅和探测器组成。早期的掠入射凹面光栅全日面积分极紫外光谱仪主要采用罗兰圆的结构方式，即狭缝和探测器放置在以光栅曲率半径为直径的圆上，例如 OSO 1/3/5 等卫星上的 GIS 载荷 (Behring, 1970; Hinteregger et al., 1969; Kastner et al., 1974)。由于谱面也沿罗兰圆排布，通常需要沿罗兰圆圆周扫描获得宽波段的谱线。

为了提升时间分辨率，MEGS-A 采用了非罗兰圆的设计，通过优化使得谱面在一平面内，面阵探测器一次曝光可获得不同的极紫外辐射。MEGS-A 在 20 nm 附近的光谱分辨本领为 200 左右，获得了 CME 暗化 (Del Zanna et al., 2018)、耀斑后相 (Woods et al., 2011)、日冕元素丰度变化 (Brooks et al., 2017)、活动区和冕洞的长期监测 (Toriumi et al., 2020) 等一系列突出成果。

第二类是正入射凹面光栅方案，如图 1-4 所示，类似 SDO-EVE 中 MEGS-B (Woods

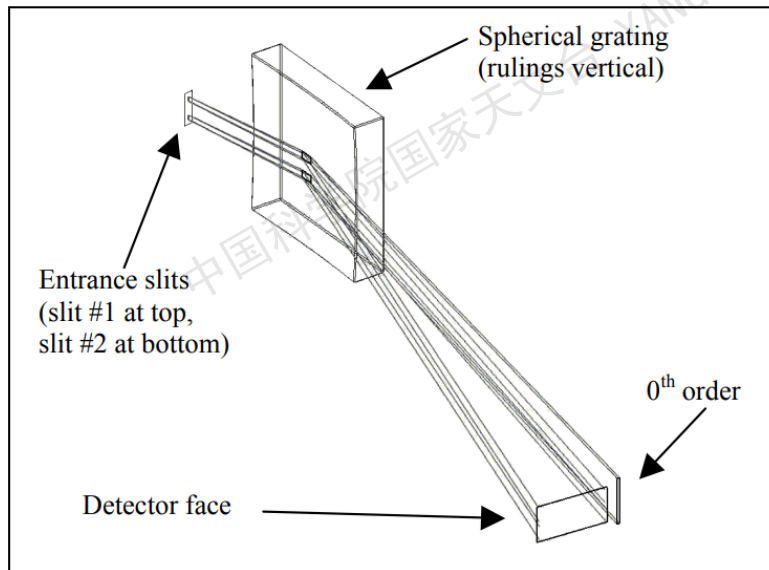


图 1-3 掠入射单凹面光栅 (MEGS-A) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Crotser et al., 2007)

Figure 1-3 Schematic diagram of full-disk integrated EUV spectrometer (MEGS-A) with single concave grating in grazing incidence mode (Crotser et al., 2007).

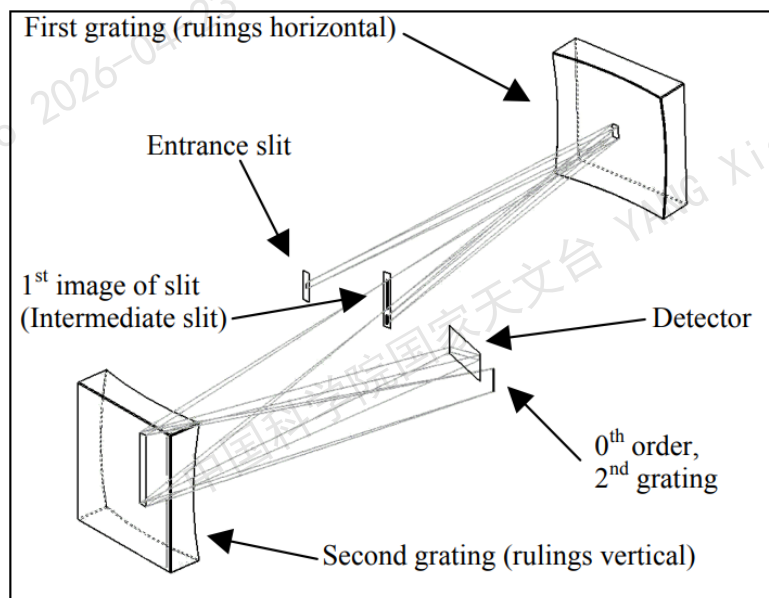


图 1-4 正入射双凹面光栅 (MEGS-B) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Crotser et al., 2007)

Figure 1-4 Schematic diagram of full-disk integrated EUV spectrometer (MEGS-B) with double concave grating in normal incidence mode (Crotser et al., 2007).

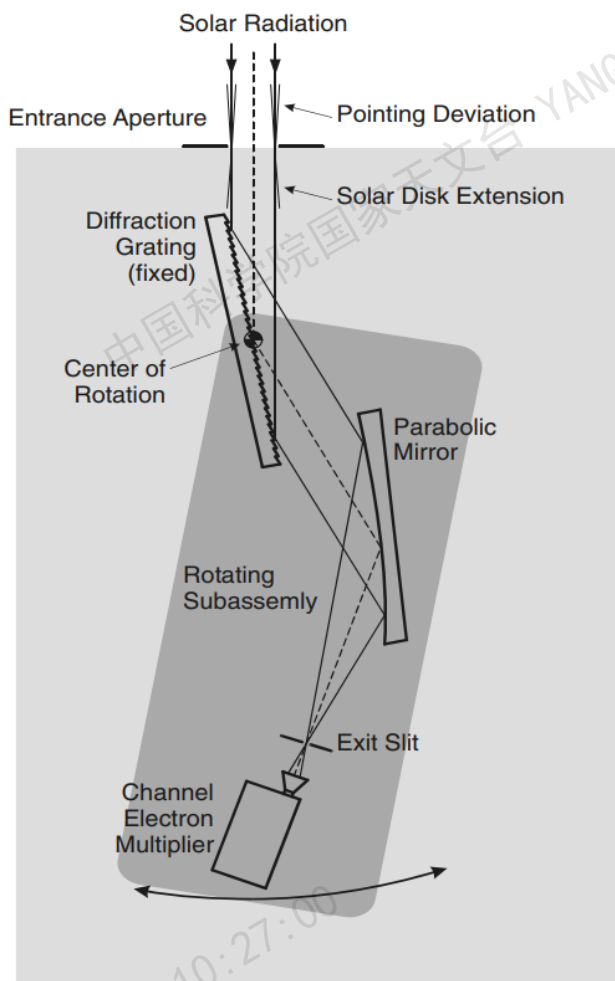


图 1-5 掠入射平面光栅 + 聚焦镜 (EUVS) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Schmidtke et al., 2006)

Figure 1-5 Schematic diagram of full-disk integrated EUV spectrometer (EUVS) with plane grating in grazing incidence mode matching focusing mirror (Schmidtke et al., 2006).

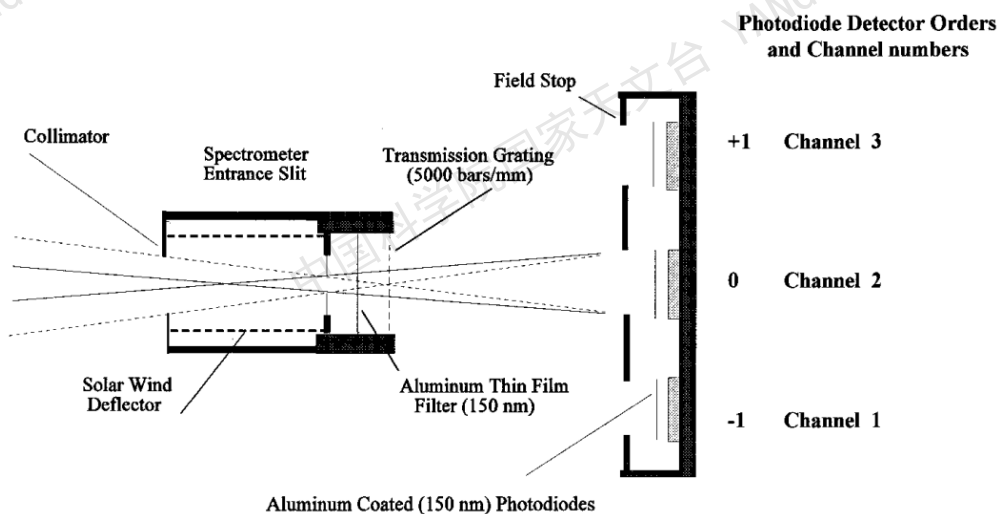


图 1-6 透射式平面光栅 (SEM) 全日面积分极紫外光谱探测方案结构图 (Judge et al., 1998)

Figure 1-6 Schematic diagram of full-disk integrated EUV spectrometer (SEM) with transmission grating (Judge et al., 1998).

et al., 2012; Crotser et al., 2007)。该方案使用两个刻线方向相互垂直的凹面光栅, 在第一个光栅后放置光阑保证仅使目标波段的辐射入射至第二个光栅, 从而获得无高次谐波影响的极紫外光谱。由于使用了正入射方案, 与掠入射方案相比位于边缘视场的光谱像差较小, 可获得的光谱分辨本领也较高。

第三类是掠入射平面光栅方案, 如图1-5所示, 类似 SOL-ACES(Schmidtke et al., 2006), 相似方案还有 Aeros-A/B 卫星上的载荷 EUVS(Schmidtke et al., 1977) 和 AE-C/E 中的 EUVS(Hinteregger et al., 1973)。该方案未采用狭缝, 能够获得更大的集光面积; 使用平面光栅作为分光元件, 同样采用掠入射的光学结构提高反射率。由于平面光栅只色散而无准直和聚焦功能, 通常还需要额外的准直镜和聚焦镜来汇聚色散开的极紫外辐射, 增加了仪器的长度。同时聚焦镜也会将不同波长的太阳像汇聚到焦面, 造成谱像混叠的现象, 不仅限制了光谱分辨率的提升, 同时增加了数据处理的难度。且探测器需要移动来获得宽波段的极紫外光谱, 降低了时间分辨率。

第四类是透射光栅方案, 如图1-6所示, 类似 SOHO/SEM(Judge et al., 1998) 和 EVE-ESP(Pesnelli et al., 2012)。系统主要由准直器、狭缝、滤光片、透射光栅和探测器组成。太阳辐射经透射光栅衍射后, 不同波长的极紫外辐射色散开, 分别由线阵或多个点源探测接收。这种全日面积分极紫外光谱仪能够获得较宽波长范围的极紫外光谱, 但分辨率较低。

综上所述, 这四种探测方案各有特色, 均满足当时设定的科学目标, 但无法满足高光谱分辨率的指标需求, 无法实现 CME 初始传播阶段视向速度的高精度探测。

1.3.2 国内太阳极紫外探测技术储备情况

国内从上世纪 90 年代开始太阳极紫外探测相关技术的研究, 多年来积累了丰富的极紫外器件研制经验。2021 年风云 3 号 E 星成功发射, 其上搭载的我国首台软 X 射线极紫外太阳望远镜, 实现了我国首次日冕探测 (Zhang et al., 2022; Chen et al., 2022); 2022 年中科院空间新技术试验卫星 (SATech-01) 上搭载的 46.5 nm 极紫外太阳成像仪 SUTRI (Solar Upper Transition Region Imager) 顺利开机 (如图1-7), 成功获得首批太阳过渡区动态成像观测数据, 实现了我国首次太阳过渡区探测 (Bai et al., 2023)。

在极紫外光谱探测方面, 多层膜凹面光栅是关键, 国内相应的研制技术还不够成熟, 尚未开展针对太阳物理研究的极紫外光谱探测。国家自然科学基金委组织编写的《天文学科及前沿领域发展战略研究 (2021-2035)》中也明确指出, “紫外成像方面, 我国已有一定的技术储备, 但极紫外光谱探测尚无任何基础。未来 15 年, 中国学者需要组织团队, 着手研制太阳极紫外光谱仪迈出自主开展太阳极紫外光谱探测的第一步”。

经过二十多年的发展, 国内极紫外元件研制已具备一定的技术储备。

在多层膜元件研制方面, 长春光机所(王孝东等, 2024) 和同济大学王占山老

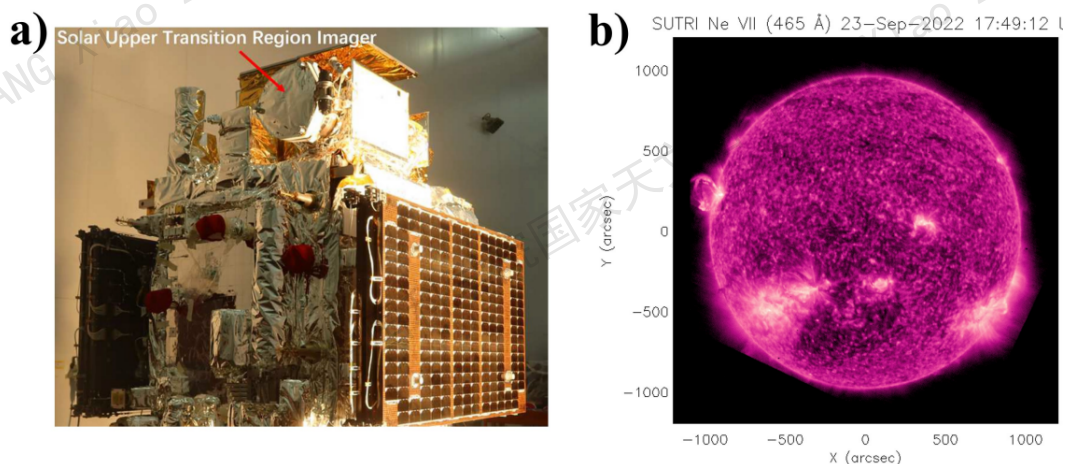


图 1-7 a) 46.5 nm 极紫外太阳成像仪 (SUTRI)(Bai et al., 2023)。b) 9 月 23 日观测的 46.5 nm 太阳图像 (Bai et al., 2023)

Figure 1-7 (a) Solar Upper Transition Region Imager (Bai et al., 2023).(b) Solar image at the wavelength of 46.5 nm observed on September 23rd (Bai et al., 2023).

师课题组 (王占山 等, 2021) 都系统的发展多层膜结构设计、镀制技术和光学性能检测方法。针对不同波段, 发展了 Mo/Si (Zhang et al., 2019; Wang et al., 2020), Sc/Si (Wu et al., 2022), Ni/Ti (Feng et al., 2023) 等不同多层膜材料组合, 能够有效提高极紫外波段的反射率, 多层膜元件性能达到国际先进水平。针对光栅基底的多层膜镀制, 王占山课题组同样发展了系统的参数设计与镀制优化方法, 已经研制了 Mo/Si 多层膜光栅 (Feng et al., 2021), Cr/C 多层膜光栅 (Feng et al., 2022) 等多种高效率光栅器件, 成功应用于试验研究 (Werner et al., 2022)。

在光栅基底研制方面, 长春光机所和国家同步辐射实验室都各自发展完善光栅刻线加工技术。国家同步辐射实验室利用利用全息-离子束刻蚀技术研制用于真空紫外的矩形光栅 (徐向东 等, 2012) 和闪耀光栅 (陈勇, 2014) 等衍射光源元件, 发展光刻胶光栅的等离子体灰化技术, 离子束刻蚀技术等, 积累了丰富的光栅刻线加工技术 (刘正坤 等, 2020)。长春光机所从上世纪六七十年代开始研制光栅机械刻划机, 系统地研究改进光栅刻划系统术, 大幅提升光栅性能; 近年来长春光机所也一直致力于发展全息光栅刻蚀技术 (李文昊 等, 2015; 姜岩秀, 2015), 提升全息曝光刻线性能。

极紫外光谱探测需要较高线密度, 超光滑表面的凹面多层膜光栅, 减少光学元件数量, 增强传输效率, 同时保证光谱分辨率。针对极紫外探测需求, 突破不同面形下较高线密度的刻线曝光及刻蚀, 较高线密度凹面光栅多层膜镀制复形生长等难点, 有望研制出满足需求的多层膜凹面光栅器件, 开展太阳极紫外成像光谱探测。

我国正在推进的下一代深空太阳探测卫星如太阳极轨天文台 (Solar Polar-orbit Observatory, SPO), 以太阳极区磁场、流场的高精度测量为主要特色, 将首次实现对太阳极区的正面成像观测 (邓元勇 等, 2023)。SPO 也将搭载极紫外探测设备, 其中包括多波段极紫外成像仪 (Multi-band EUV Imager, MEI) 和全日

面积分极紫外光谱仪 (Full-disk Integrated Spectrograph, FIS) 两台仪器, 分别实现在 17.1 nm、19.3 nm、30.4 nm 这三个波段对太阳的高分辨率 ($2''$) 窄带成像, 以及在 18.3~21.3 nm 波段高光谱分辨率极紫外光谱探测。

综上所述, 利用全日面积分极紫外光谱仪探测谱线蓝翼增强, 基于多普勒效应可以获得 CME 在初始传播阶段的视向速度, 有望在太阳高层大气活动相关科学问题上获得重要突破, 同时也对全日面积分极紫外光谱仪提出了新的科学需求:

(1) 多波段: CME 跨越不同太阳大气层, 是一个多温结构, 因此全日面积分光谱仪需要同时对多条不同形成温度的谱线进行探测。极紫外波段典型温度特征谱线包括: Fe VIII 18.521 nm, Fe X 18.454 nm, Fe XI 18.823 nm, Fe XII 19.512 nm, Fe XIII 20.204 nm, Fe XIV 21.132 nm, Si XII 49.9 nm, He I 50.4 nm 和 O III 52.6 nm 等。通过选取几条不同形成温度的特征谱线开展探测, 有望揭示 CME 中不同温度的等离子体特性;

(2) 高光谱分辨率: CME 初始传播阶段视向速度的精确探测需要高光谱分辨率来保证, 要求全日面积分极紫外光谱仪光谱分辨本领达到 500 量级, 相关指标比 SDO/EVE 高 2.5 倍;

(3) 高时间分辨率: CME 属于瞬时 (数十分钟) 爆发现象, 因此全日面积分光谱仪的时间分辨率需要达到 1 分钟左右, 才能更加完整、精确地对其演变过程进行探究。

而国外极紫外光谱探测已有方案的光谱分辨率依然不足以诊断 CME 的视向速度; 国内目前尚未实现极紫外太阳光谱探测, 但核心元件——光栅研制已有相关技术储备, 未来也有极紫外光谱探测需求和规划, 亟需开展相关关键技术研究。

围绕 CME 初始传播阶段视向速度探测的科学需求, 未来需要开展多波段、高光谱分辨率的光学设计、结构与地面检测定标方法等研究。在光学设计上, 重点考虑如何同时提高多个波段的光谱分辨率和传输效率。从现有的探测方案来看, 使用掠入射难以实现多波段观测, 单层膜正入射方案 40 nm 以下衍射效率非常低, 平面光栅 + 聚焦镜方案和透射方案分辨率都较低。从光栅类型来说, 凹面光栅兼具准直、色散和聚焦功能, 相比于平面光栅减少了光学元件的使用, 避免了因多次反射而降低极紫外辐射的传输效率。因此针对科学需求, 我们重点考虑以凹面光栅为主的新的探测方案。

在结构设计上, 极紫外光谱探测对结构设计提出了轻量化、防污染和保证光谱分辨率的要求, 如何在保证结构精度和防污染的同时降低整体质量是结构设计的技术难点。从选材上来看, 常用的金属材料很难兼具低密度、低热膨胀系数和优异的力学性能, 而非金属材料又存在污染风险。因此我们需要寻找综合性能优异的轻量化材料, 并通过结构优化设计来保证其力学性能。

由于极紫外光谱无法通过常规手段进行检测定标, 且只能在真空状态下实现测量, 因此还需要有效的地面检测定标手段和方法, 保证高光谱分辨率的地面

检测定标工作。

总之，极紫外光谱探测是解决太阳物理科学问题的重要方法，也是实现日地空间天气精确预报的有效途径。我们把握国际已有及未来规划的探测计划，针对特定科学目标，结合中国的实际研制水平，制定探测方案，进行极紫探测关键技术攻关，获取一手太阳极紫外光谱数据，取得一定科学成果，有利于提升中国在极紫外探测方面的整体实力和太阳科学领域的主导地位。

1.4 本论文研究内容与章节安排

综上所述，极紫外波段对于探究太阳高层大气至关重要，高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱探测是测量 CME 在初始传播阶段的视向速度、揭示 CME 起源及演变过程的关键，能够帮助我们实现日地空间天气精确预报。但是已有载荷光谱分辨率较差，无法满足这一探测需求。因此本文针对该科学探测目标，结合目前国内极紫外元件制备水平，开展高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱探测方法研究，为 SPO 卫星拟搭载的全日面积分极紫外光谱仪载荷研制奠定基础。具体研究包括：

第二章介绍了全日面积分极紫外光谱探测仪设计相关的光学理论和力学基础，包括凹面光栅像差理论和结构力学的基础理论。凹面光栅像差理论是采用凹面光栅光学系统的必要成像条件，文中主要介绍了基于光程函数理论和费马原理给出的子午面聚焦条件，该条件是后续优化设计的重要保障。弹性力学则是复杂结构力学分析基础且重要的研究方法。

第三章主要研究光栅在不同光学结构中系统光学性能的演变规律。本章首先围绕 CME 初始传播阶段视向速度的探测目标确定全日面积分极紫外光谱仪性能指标，然后依此分析不同光栅类型的光学性能（光谱分辨率、反射率等）演变，最终确定最佳探测方案。

第四章围绕科学需求，针对波段 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm 分析了不同参数下系统光学性能演变规律，并基于凹面光栅开展高光谱分辨率全日面积分极紫外光谱仪光学设计。本章首先依据凹面光栅像差理论研究了不同设计参数对系统光学性能的影响，确定光学系统初始参数。然后利用 Zemax 等光学软件，获得高光谱分辨率的光学系统。同时结合实际极紫外光学元件研制水平，设计滤光片和多层膜结构，计算系统的传输效率和光子数。最后探究平台稳定度对全日面积分极紫外光谱仪光谱分辨率的影响。

第五章主要研究不同参数对全日面积分极紫外光谱仪腔体力学性能的影响，并开展全日面积分极紫外光谱仪的结构设计和力学分析。本章首先从多方面分析（功能需求、保证精度、装调匹配等）确定全日面积分极紫外光谱仪结构设计总体思路。针对主要的腔体结构，本章利用有限元模拟方法探究了不同参数对腔体力学性能的影响，依此开展全日面积分极紫外光谱仪结构设计和力学分析。

第六章主要围绕全日面积分极紫外光谱仪，开展地面载荷高光谱分辨率检测定标方法研究。本章首先依据全日面积分极紫外光谱仪高光谱分辨率特点，确

定地面载荷检测定标思路。选择具有窄线宽特性的空心阴极灯作为极紫外辐射光源，以满足高光谱分辨率检测定标需求，然后基于实验室现有的凹面变线距光栅和 sCMOS 探测器，研制用于检测定标方法研究的光谱仪系统，并开展光谱分辨率测试、波长定标以及光谱数据处理方法研究。

第七章主要是全文工作的总结，并给出了下一步工作计划与展望。

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

第2章 全日面积分极紫外光谱仪光学和力学分析方法

全日面积分极紫外光谱探测方法涉及了光谱仪从光学系统设计、结构力学优化到地面检测定标等研究内容。为了更好地理解凹面光栅光谱仪系统中光学性能的演变规律、光谱仪复杂结构的应力与形变等问题，本章详细介绍了光学和力学分析的理论方法，包括光学系统设计相关的凹面光栅像差理论、结构力学优化相关的静、动力学有限元分析等以及相应工程软件的使用，为后续全日面积分极紫外光谱仪的光学和结构优化设计提供了理论基础。

2.1 凹面光栅像差理论

由于绝大多数材料对极紫外辐射均有强烈吸收，考虑到光学效率和质量的问题，相关仪器通常不会采用过多的反射镜和色散元件。而凹面光栅在一定程度上兼具了色散和聚焦的功能，相较于平面光栅系统而言大大减少了光学元件的使用，能够有效提升传输效率，因而常用于极紫外光谱和成像光谱等设备中。

凹面光栅像差理论作为含有凹面光栅光学系统设计的理论基础，最早由 Rowland 提出，并由 Beutler (1945) 基于光程函数理论 (Light Path Function, 简称 LPF) 对球面光栅像差理论给出了更系统的分析和总结。Namioka (1959a,b,c); Namioka et al. (1976)、Haber (1950) 和 Noda et al. (1974a,b, 1989) 等人在 Beutler 的研究基础上对罗兰圆结构、非罗兰圆结构和不同面型光栅的像差理论进行了补充分析，获得了更完善的凹面光栅像差理论。本小节基于 Beutler 的研究，使用光程函数介绍球面光栅的像差理论，并给出了球面固定线距光栅在子午面 (包含凹面光栅法线并垂直于光栅刻线方向的平面) 内的聚焦条件和各种像差的表达式。这些表达式能够指导优化光学设计与光学参数，并通过优化使像差得到最大程度的校正，以获得最佳的光谱分辨率和光学效率。

光程函数理论的基本思想是运用费马原理，建立光源、光栅、像斑之间的关系式即光程函数，并通过级数展开获得光程函数表达式，对其求偏微分，寻求使该微分为零的条件，得到光栅聚焦条件和各种像差表达式。

光程函数

首先我们在光栅表面建立坐标系，坐标原点为光栅面心 $O(0, 0, 0)$ ， x 、 y 、 z 轴分别为光栅法线方向、垂直光栅刻线方向和平行光栅刻线方向，即 x - y 面为子午面， x - z 面为弧矢面，如图2-1所示。设光从 $A(x, y, z)$ 点入射至球面光栅表面的任意一点 $P(\xi, \omega, l)$ ，并经由光栅衍射聚焦至 $B(x', y', z')$ 点。 ξ 、 ω 和 l 表示光栅表面的参数， ω 和 l 分别表示垂直光栅刻线方向距坐标原点的垂直距离和沿光栅刻线方向距坐标原点的垂直距离。 ξ 表示 P 点距光栅刻线投影面的距离，该投影面过光栅面心并与光栅法线垂直。我们可以建立如式 (2-1) 所示

的光程函数：

$$F = AP + BP + (w/d)m\lambda \quad (2-1)$$

式 (2-1) 表示为球面固定线距光栅的光程函数。其中 d 为光栅两条刻线之间的

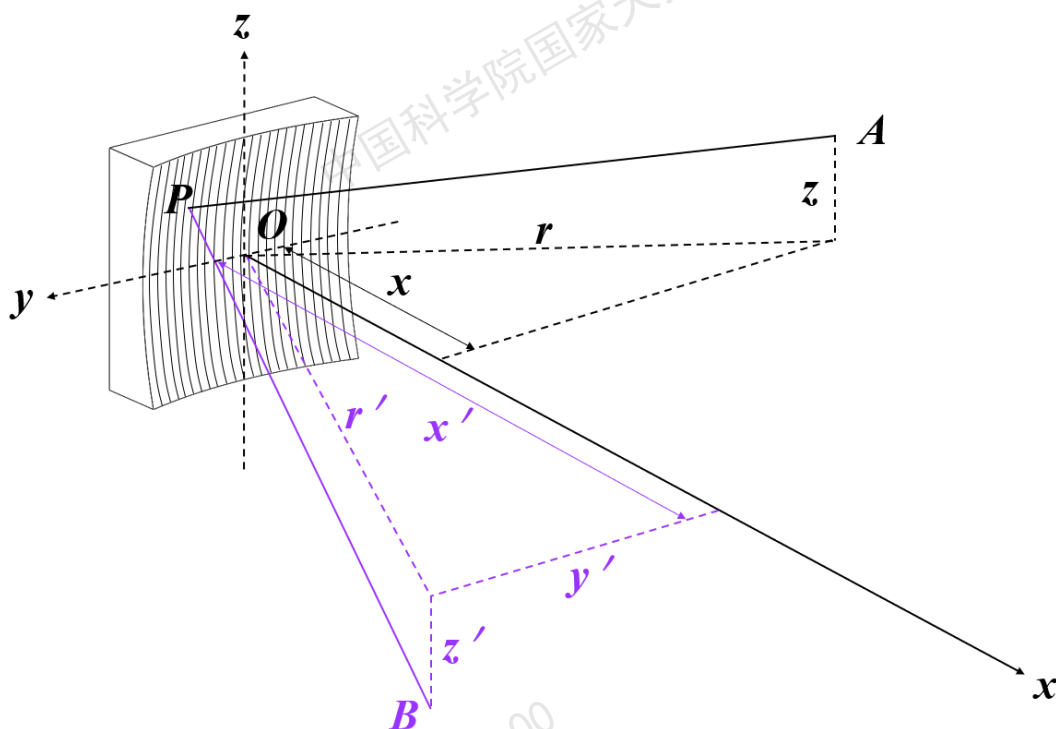


图 2-1 球面光栅成像示意图

Figure 2-1 Schematic Diagram of Spherical Grating Diffraction

距离，即光栅常数， m 为衍射级次， λ 为入射光波长。入射光 AP 和衍射光线 BP 可分别用对应的坐标来表示：

$$\begin{cases} \langle AP \rangle^2 &= (x - \xi)^2 + (y - w)^2 + (z - l)^2 \\ \langle BP \rangle^2 &= (x' - \xi)^2 + (y' - w)^2 + (-z' - l)^2 \end{cases} \quad (2-2)$$

若 A 点和 B 点分别做 x - y 平面内的投影，并规定 A 点投影点和 O 点的连线与法线 (x 轴) 的夹角为 α ， B 点投影点和 O 点的连线与法线的夹角为 β ，则 A 和 B 点的坐标可分别表示为：

$$\begin{cases} x = r \cos \alpha \\ x' = r' \cos \beta \\ y = r \sin \alpha \\ y' = r' \sin \beta \end{cases} \quad (2-3)$$

式 (2-3) 可将 A 、 B 点的坐标分别用参数 r ， r' ， α 和 β 来表示。在后续的光学设计中，由于入射光的中心光线与衍射光线均在子午面内，参数 r ， r' ， α 和 β

即为光学系统实际的入射臂（入射点到光栅中心的距离）、出射臂（光栅中心到聚焦位置的距离）入射角和衍射角，因此使用这些更直观的光学结构参数来代替坐标值，更利于后续的光学优化。

对于球面光栅，光栅表面任意一点 P 的均满足球面方程式 (2-4)，并整理可表示为 ξ 的二元方程式 (2-5)。使用求根公式还可获得 ξ 的两个取值分别为式 (2-6)：

$$(R - \xi)^2 + w^2 + l^2 - R^2 = 0 \quad (2-4)$$

$$\xi^2 - 2R\xi + w^2 + l^2 = 0 \quad (2-5)$$

$$\xi = R \pm [R^2 - (w^2 + l^2)]^{\frac{1}{2}} \quad (2-6)$$

其中 R 为光栅表面的曲率半径。对于式 (2-6) 等式右侧的第二项，我们只能取负值，若取正值则 P 点位于光栅球面直径的另一端。在式 (2-6) 的基础上进行级数展开可得式 (2-7)，即可将 ξ 用参数 R 、 w 、 l 代替：

$$\xi = \frac{w^2 + l^2}{2R} + \frac{(w^2 + l^2)^2}{8R^3} + \frac{(w^2 + l^2)^3}{16R^5} \quad (2-7)$$

针对光程函数 (2-1)，我们以入射光线 AP 为例计算以参数 r 、 R 、 w 、 α 为变量的光程表达式，该方法同样可获得以参数 r 、 R 、 l 、 β 为变量的衍射光线 BP 的光程。入射光线 AP 的光程可表示为式 (2-8)，将式 (2-3) 和 (2-4) 带入 (2-8) 可得式 (2-9)：

$$\begin{aligned} \langle AP \rangle^2 &= (x - \xi)^2 + (y - w)^2 + (z - l)^2 \\ &= x^2 + y^2 + z^2 + \xi^2 + w^2 + l^2 - 2x\xi - 2yw - 2zl \end{aligned} \quad (2-8)$$

$$\langle AP \rangle^2 = r^2 + z^2 + 2R\xi - 2x\xi - 2yw - 2zl \quad (2-9)$$

使用式 (2-3) 和 (2-7) 可将式 (2-9) 中 x 、 y 、 ξ 坐标更改为其他结构参数：

$$\begin{aligned} \langle AP \rangle^2 &= (r - w \sin \alpha)^2 + w^2 \left(\cos^2 \alpha - \frac{r}{R} \cos \alpha \right) + l^2 \left(1 - \frac{r}{R} \cos \alpha \right) - 2lz + z^2 \\ &+ \frac{(w^2 + l^2)^2}{4R^2} \left(1 - \frac{r}{R} \cos \alpha \right) + \frac{(w^2 + l^2)^3}{8R^4} \left(1 - \frac{r}{R} \cos \alpha \right) + \dots \end{aligned} \quad (2-10)$$

将上式等式两边同开平方并进一步进行级数展开，可得入射光线光程为：

$$\begin{aligned}
 AP = & r - w \sin \alpha + \frac{1}{2}w^2 \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \frac{1}{2}l^2 \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) - \frac{lz}{r} + \frac{z^2}{2r} + \dots \\
 & + \frac{(w^2 + l^2)^2}{8R^2} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) - \dots + \frac{1}{2}w^3 \frac{\sin \alpha}{r} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) \\
 & + \frac{1}{2}l^2 \frac{w \sin \alpha}{r} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \frac{w \sin \alpha}{2r^2} \cdot (-2lz + z^2) \\
 & + \frac{(w^2 + l^2)^2 w \sin \alpha}{8R^2 r} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) - \dots + \frac{1}{2}w^4 \frac{\sin^2 \alpha}{r^2} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) \\
 & + \frac{1}{2}l^2 \frac{w^2 \sin^2 \alpha}{r^2} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \frac{w^2 \sin^2 \alpha}{2r^3} (-2lz + z^2) \\
 & - \frac{w^4}{8r^2} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right)^2 + \dots
 \end{aligned} \tag{2-11}$$

式 (2-11) 即为光程函数 F 中的 AP 项。我们将式 (2-11) 整理成如 (2-12) 所示的表达式，同样地， BP 也可以表示为式 (2-13)：

$$AP = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + F_5 + \dots \tag{2-12}$$

$$BP = F'_1 + F'_2 + F'_3 + F'_4 + F'_5 + \dots \tag{2-13}$$

式 (2-12) 中的每一项都代表了 (2-1) 表达式中的一部分。式 (2-12) 和 (2-13) 中的各项可分别表示为 (2-14) 和 (2-15)：

$$\left\{ \begin{aligned}
 F_1 &= r - w \sin \alpha, \\
 F_2 &= \frac{1}{2}w^2 \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \frac{1}{2}w^3 \frac{\sin \alpha}{r} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) \\
 &\quad + \frac{1}{2}w^4 \frac{\sin^2 \alpha}{r^2} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \dots, \\
 F_3 &= \frac{1}{2}l^2 \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) - \frac{lz}{r} + \frac{z^2}{2r}, \\
 F_4 &= \frac{1}{2}l^2 w \frac{\sin \alpha}{r} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) + \frac{w \sin \alpha}{2r^2} (-2lz + z^2), \\
 F_5 &= \frac{(w^2 + l^2)^2}{8R^2} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right), \\
 F_6 &= \frac{-w^4}{8r^2} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right)^2 - \frac{3w^5 \sin \alpha \cos^2 \alpha}{8r^3} \left(\frac{\cos \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right)^2, \\
 F_7 &= \frac{(w^2 + l^2)^2 w \sin \alpha}{8R^2 r} \left(\frac{1}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right)
 \end{aligned} \right. \tag{2-14}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} F'_1 = r' - w \sin \beta, \\ F'_2 = \frac{1}{2}w^2 \left(\frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) + \frac{1}{2}w^3 \frac{\sin \beta}{r'} \left(\frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) \\ \quad + \frac{1}{2}w^4 \frac{\sin^2 \beta}{r'^2} \left(\frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) + \dots, \\ F'_3 = \frac{1}{2}l^2 \left(\frac{1}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) - \frac{lz'}{r'} + \frac{z'^2}{2r'}, \\ F'_4 = \frac{1}{2}l^2 w \frac{\sin \beta}{r'} \left(\frac{1}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) + \frac{w \sin \beta}{2r'^2} (-2lz' + z'^2), \\ F'_5 = \frac{(w^2 + l^2)^2}{8R^2} \left(\frac{1}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right), \\ F'_6 = \frac{-w^4}{8r'^2} \left(\frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right)^2 - \frac{3w^5 \sin \beta \cos^2 \beta}{8r'^3} \left(\frac{\cos \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right)^2, \\ F'_7 = \frac{(w^2 + l^2)^2 w \sin \beta}{8R^2 r'} \left(\frac{1}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) \end{array} \right. \quad (2-15)$$

将上述各项带入式 (2-1) 中, 可将光程函数 F 整理为式 (2-16):

$$F = F_1 + F_2 + F_3 + \dots + F'_1 + F'_2 + F'_3 + \dots + \frac{w}{d} \cdot m\lambda \quad (2-16)$$

其中 $F_1 + F'_1$ 和 $F_2 + F'_2$ 提供了必要的成像条件, $F_3 + F'_3$ 与系统的像散有关, $F_4 + F'_4$ 对系统彗差有一定影响, $F_5 + F'_5$ 与系统的球差相关。根据费马定理, 理想的光束沿 ω 方向的光程函数 F 对 ω 的偏微分应该等于零, 即式 (2-17), 沿 l 方向的光程函数 F 对 l 的偏微分同样应该等于零, 见式 (2-18), 则总光程沿两个方向的一阶偏导分别为式 (2-19) 和 (2-20), 即:

$$\frac{\partial F}{\partial w} = 0 \quad (2-17)$$

$$\frac{\partial F}{\partial l} = 0 \quad (2-18)$$

$$\frac{\partial F}{\partial w} = \frac{\partial(F_1 + F'_1)}{\partial w} + \frac{\partial(F_2 + F'_2)}{\partial w} + \frac{\partial(F_3 + F'_3)}{\partial w} + \dots + \frac{m\lambda}{d} \quad (2-19)$$

$$\frac{\partial F}{\partial l} = \frac{\partial(F_1 + F'_1)}{\partial l} + \frac{\partial(F_2 + F'_2)}{\partial l} + \frac{\partial(F_3 + F'_3)}{\partial l} + \dots + \frac{m\lambda}{d} \quad (2-20)$$

式 (2-19) 和 (2-20) 中的各项并不单独代表更具体的物理意义, 而有可能同时决定成像条件和成像质量。理想的光学系统在式 (2-19) 和 (2-20) 中的各项均为 0, 但实际的光学设计并不能满足全部为 0 的条件。一个光学系统只有满足成像条件, 才能在焦面位置获得图像。

上述分析基于理想的光线, 而实际情况下从 A 点发出的光具有一定的发散角, 或者入射光本身就是非理想的点, 此时衍射光也不会 B 点理想成像, 因此

我们还需考虑非理想状态与理想状态的光程差，沿 w 和 l 两个方向的光程差不能超过 $\pm\lambda/4$ 范围，即：

$$\begin{cases} \Delta F_w = \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} \frac{\partial F}{\partial w} dw \leq \frac{\lambda}{4} \\ \Delta F_l = \int_{-\frac{1}{2}}^{+\frac{1}{2}} \frac{\partial F}{\partial l} dl \leq \frac{\lambda}{4} \end{cases} \quad (2-21)$$

其中 W 为光栅垂直刻线方向的总刻线宽度， L 为光栅平行刻线方向的总刻线长度。

如果只使用式 (2-16) 中的第一项 $F_1 + F_1'$ 则光程函数可表示为式 (2-22)，根据费马原理式 (2-17) 和式 (2-18)，其对 w 的一阶偏导为式 (2-23)，将 (2-14) 和 (2-15) 中的值带入式 2-23) 即可得到衍射光栅首要满足的成像条件，即光栅方程 (2-24)：

$$F_1^0 = F_1 + F_1' + \frac{w}{d} \cdot m\lambda \quad (2-22)$$

$$\frac{\partial F_1^0}{\partial w} = \frac{\partial(F_1 + F_1')}{\partial w} + \frac{m\lambda}{d} \quad (2-23)$$

$$\left(\frac{1}{d}\right) m\lambda = \sin \alpha + \sin \beta \quad (2-24)$$

如果只使用式 (2-16) 中的第二项 $F_2 + F_2'$ ，其对 w 的一阶偏导为式 (2-25)：

$$\begin{aligned} \frac{\partial(F_2 + F_2')}{\partial w} &= w \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} + \frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) \\ &+ \frac{3}{2} w^2 \left[\frac{\sin \alpha}{r} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} \right) \right. \\ &\left. + \frac{\sin \beta}{r'} \left(\frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} \right) \right] + \dots = 0 \end{aligned} \quad (2-25)$$

$$\frac{\cos^2 \alpha}{r} - \frac{\cos \alpha}{R} + \frac{\cos^2 \beta}{r'} - \frac{\cos \beta}{R} = 0 \quad (2-26)$$

若仅保留式 (2-25) 中的第一项，当该项近似为 0 的时候，可得到 (2-26)，该式为球面固定线距光栅在子午面内的聚焦条件。但式 (2-25) 其他项还影响着系统的高阶像差，例如其中第二项与系统的彗差相关。

子午聚焦条件

对于一个分光系统，除了保证光栅方程外，还需要满足子午面和弧矢面两个方向的聚焦条件。而对全日面积分极紫外光谱仪来说，我们对光谱半宽即光谱分辨率有较高要求，也就是我们更关注在色散方向的聚焦情况，因此在后续设计过程中主要满足子午面聚焦条件。通过合并同类项，我们不难发现子午面聚焦条件 (2-26) 有一组解为：

$$\begin{cases} r = R \cos \alpha \\ r' = R \cos \beta \end{cases} \quad (2-27)$$

此时入射光位置和衍射光位置位于子午面内以光栅曲率半径为直径的圆上，且此圆与光栅表面中心相切，色散的光谱也分布在此圆上，该圆被称为“罗兰圆 (Rowland Circle)”，如图 (2-2) 所示。由式 (2-25) 可知，这种排布结构可以使其各项的值均为 0，这不仅满足了子午面聚焦条件，还消除了高阶项代表的像差，能够保证系统在 B 点获得较高的成像质量。但光谱是沿罗兰圆分布的曲面，因此为了保证光谱分辨率，更适合窄带宽的极紫外光谱探测。

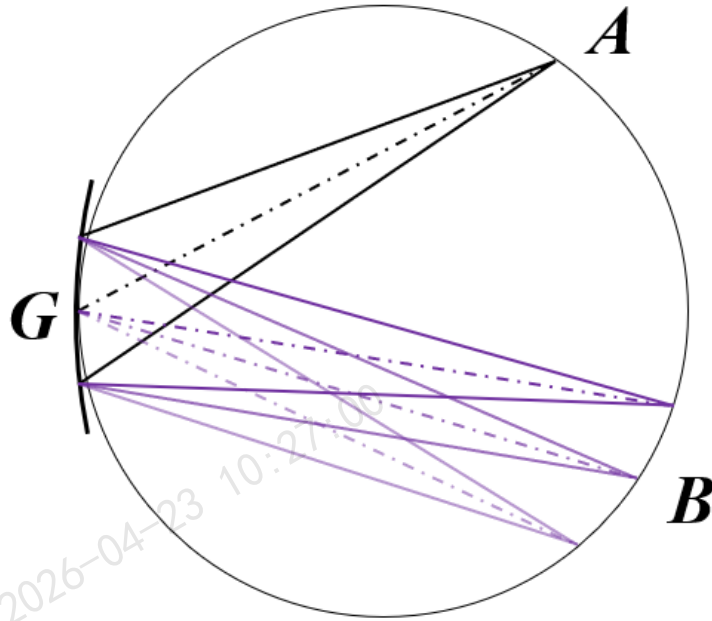


图 2-2 球面光栅成像示意图

Figure 2-2 Schematic Diagram of Rowland Circle

若分光元件为球面变线距光栅，子午面聚焦条件式 (2-26) 中还需要考虑变线距引起的光程差的影响：

$$\frac{\cos^2 \alpha}{\tau_0} + \frac{\cos^2 \beta}{\tau_1} + \frac{m\lambda b_2}{d_0 R} = \frac{\cos \alpha + \cos \beta}{R} \quad (2-28)$$

$$d = d_0 \left(1 + \frac{2b_1}{R} w - \frac{3b_0}{R'} w^2 + \frac{4b_2}{R'} w^2 \right) \quad (2-29)$$

变线距公式由式 (2-29) 表示， d_0 为光栅中心的刻线间距， d 为与光栅中心相距 w 处的刻线间距， b_1 、 b_2 、 b_3 为变线距系数。

针对 Beulter 的研究，Namioka、Haber 和 Noda 等人基于光程函数理论对凹面光栅像差理论进行了更详细的研究和计算，扩展了椭球面、抛物面、超环面、全息光栅等不同面型光栅的像差理论分析。Harada et al. (1998), Noda et al. (1974b),

1989), 胡中文 (2005) 将式 (2-15) 进行更详细和简洁直观的描述。他们针对不同面型的光栅给出了具体的参数, 其中 F_1^0 代表了光栅方程, F_2^0 代表了子午面聚焦条件, F_0^2 代表了弧矢面聚焦条件, 与 Beulter 的推导结果一致, 且每一项都赋予了实际的物理意义, 这里不再赘述。

通过分析光程函数和子午面聚焦条件, 有助于我们理解凹面光栅的光学特性和光栅像差的影响因素等, 并针对特定光栅光谱仪系统计算初始参数。

结合子午面聚焦条件和线色散公式等, 我们可以获得全日面积分极紫外光谱仪初始参数。但是对于一个多参数、非线性优化的复杂系统, 我们很难通过解析解的方式得到最优参数, 因此需要进一步使用 Zemax、SHADOW VUI 等光学软件, 结合初始参数, 进行更详细的优化设计和分析。

Zemax 是一款广泛使用的光学设计软件, 主要用于光学系统的设计、分析和优化。它的功能涵盖了从系统建模、性能分析到公差控制、数据输出等各个环节。Zemax 支持光线追踪、非连续光学元件的杂散光追踪以及物理光学的光束传播, 在天文望远镜设计、公差分析及实际性能评估等方面发挥重要作用。本文中对凹面光栅光学参数的优化和光学系统的公差分析主要依赖该软件完成。

SHADOW 是一个广泛用于模拟光学系统的程序, 特别适用于同步辐射领域 (del Río et al., 2011a)。它基于几何射线追踪方法, 但也通过相位差追踪场振幅, 从而追踪几何光学有效域之外的波特征。SHADOW 通过建立模型来专门解决同步辐射束线的问题, 如晶体衍射、掠射光学和 X 射线范围内的光子能量。得益于可靠的计算和灵活的元件配置, SHADOW 已经得到更广泛的应用, 如极紫外/X 射线望远镜系统, 光栅光谱系统等。本文中主要使用该软件进行系统光谱分辨率的模拟。

2.2 力学结构设计方法

2.2.1 弹性力学分析方法

在工程结构优化中, 有限元法是非常有效且常用的一种方法, 该方法将复杂结构体离散成有限单元, 通过建立位移、应力和应变两两之间的关系, 构造几何方程 (应变-位移关系)、物理方程 (应力-应变关系)、平衡方程, 获得结构的刚度矩阵, 赋予载荷求解方程组, 最终得到单元节点位移值, 再结合位移、应力和应变之间的关系获得其他所需结果 (Moaveni, 2008; 梁醒培, 王辉, 2010)。

在对划分单元进行分析之前, 我们先对材料做出如下假设, 后续分析计算均建立在基本假设的基础上:

- (1) 连续性: 材料连续无空隙, 材料内部无缺陷;
- (2) 均匀性: 材料组成均匀, 不同位置的物理性质相同;
- (3) 各向同性: 材料在各个方向的力学性能相同;
- (4) 线弹性: 变形与外力的关系是线性关系, 满足胡克定律;
- (5) 小变形: 在外力作用下产生的变形和位移远小于结构几何尺寸。

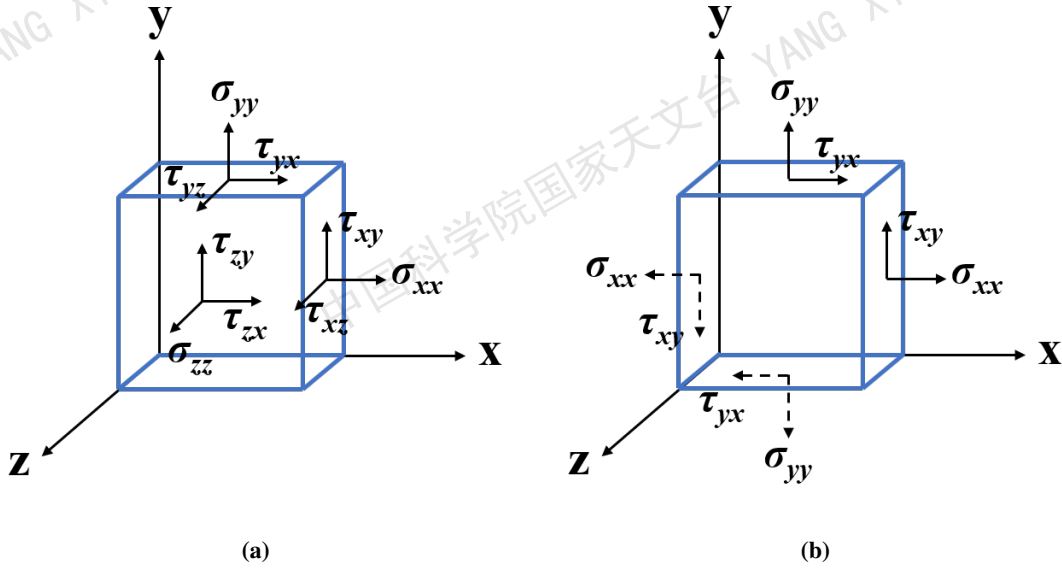


图 2-3 a) 结构中任意单元体的应力分量和 b) 平面应力状态

Figure 2-3 a) Stress components of any unit element in the structure; b) Plane - stress state.

我们假设图 2-3 a) 所示单元是结构体划分后的一个单元体，则对于一个三维单元来说，一共有六个独立的应力分量，即三个方向的正应力 σ_x 、 σ_y 和 σ_z ，三个平面的剪应力 τ_{xy} 、 τ_{yz} 和 τ_{xz} 。但在很多实际问题中，只有 x 和 y 方向会有受力， z 方向不施加力，三维问题会变为平面问题，如图 2-3 b) 所示，为平面应力问题，此时与 Z 方向相关的正应力 σ_z 和剪应力 τ_{yz} 和 τ_{xz} 可视为 0，则平面应力问题的位移、应力、应变可用下面三个矩阵分别表示：

$$\delta = \begin{bmatrix} u & v \end{bmatrix}^T \quad (2-30)$$

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_y & \gamma_{xy} \end{bmatrix}^T \quad (2-31)$$

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \sigma_y & \tau_{xy} \end{bmatrix}^T \quad (2-32)$$

其中 u 和 v 分别为 x 和 y 方向的位移， ε_x 、 ε_y 分别为 x 和 y 方向的正应变， γ_{xy} 为 y 平面的剪应力。由弹性体的变形可得几何方程即应变与位移之间的关系 (2-33)：

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \mu\sigma_y) \\ \varepsilon_y = \frac{1}{E}(\sigma_y - \mu\sigma_x) \\ \gamma_{xy} = \frac{2(1+\mu)}{E}\tau_{xy} \end{cases} \quad (2-33)$$

物理方程可建立应力应变的关系，即胡克定律：

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (2-34)$$

其中 E 为弹性模量, μ 为泊松比。将上式同样用矩阵形式表示, 带入式 (3-32) 可得

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{1-\mu^2} \begin{bmatrix} 1 & \mu & 0 \\ \mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\mu}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = D \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2-35)$$

其中 D 为弹性矩阵, 表示为:

$$D = \frac{E}{1-\mu^2} \begin{bmatrix} 1 & \mu & 0 \\ \mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\mu}{2} \end{bmatrix} \quad (2-36)$$

当结构处于平衡状态时, 各单元还需要满足力的平衡条件:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + f_x = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + f_y = 0 \end{cases} \quad (2-37)$$

式中 f_x 和 f_y 分别为 x 和 y 方向单位体积力的分量。

上述过程主要基于平面应力问题进行分析, 工程中还会遇到平面应变问题, 该情况 z 方向的位移为 0, 所以 z 方向的正应变 ε_z 为 0, 但正应力 σ_z 不为 0, 此时几何方程和平衡方程与平面应力问题的相同, 而物理方程中的弹性矩阵有所不同。

由上述分析可知, 平面问题可以由位移、应力和应变八个参量表示, 同时也能列出八个方程, 意味着如果给定边界条件, 就可以获得确定的解。

2.2.2 静力有限元分析方法

单元位移函数

使用有限元分析首先需要对结构体划分为合理且有限的单元体, 对于平面问题, 单元体通常采用三角形和四边形单元, 我们以如图2-4a所示的三角形单元为例, 介绍静力学使用有限元法的求解流程。

三角形单元如图2-4b所示, 其中任意一点在 x 和 y 方向的位 u 和 v 都与 x 和 y 坐标值相关, 我们可以使用各个节点位移来表示在 x 和 y 方向的单元位移:

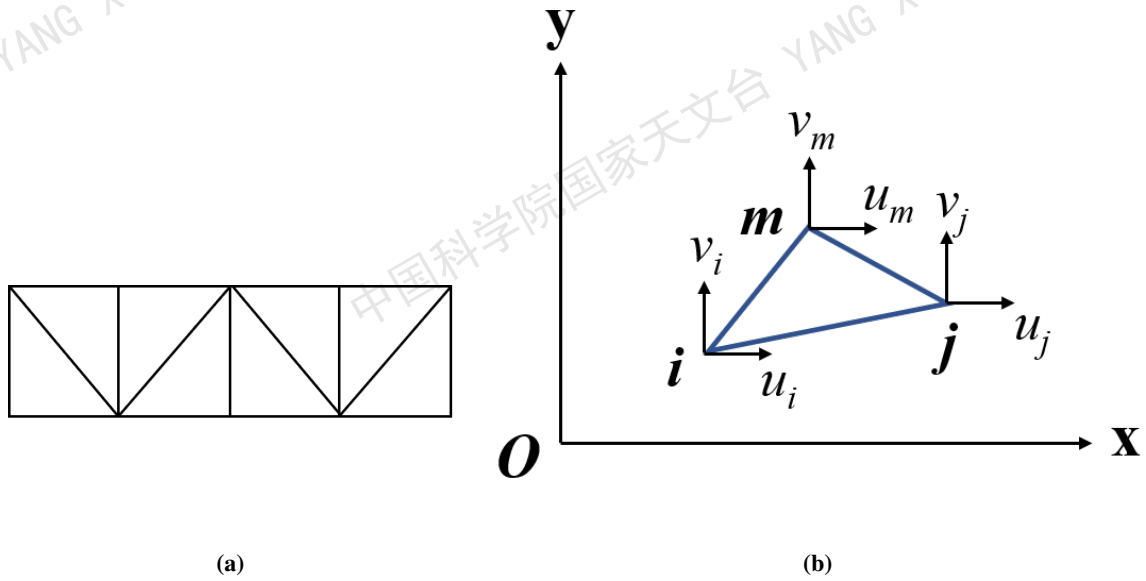


图 2-4 a) 结构划分为三角形单元; b) 三节点三角形单元示意图

Figure 2-4 a) The structure is divided into triangular elements; b) Schematic diagram of a three-node triangular element.

$$\begin{cases} u = N_i u_i + N_j u_j + N_m u_m \\ v = N_i v_i + N_j v_j + N_m v_m \end{cases} \quad (2-38)$$

其中, N_i 、 N_j 和 N_m 为单元形函数, 由两个方向的坐标值决定, 具体表示为:

$$\begin{cases} N_i = \frac{1}{2A}(a_i + b_i x + c_i y) \\ N_j = \frac{1}{2A}(a_j + b_j x + c_j y) \\ N_m = \frac{1}{2A}(a_m + b_m x + c_m y) \end{cases} \quad (2-39)$$

其中 A 为单元总面积, a_i 、 b_i 、 c_i 、 \dots 、 c_m 仅由各节点的 X 和 Y 坐标 (式 (2-40)) 决定。

$$\begin{cases} a_i = x_j y_m - x_m y_j, & a_j = x_m y_i - x_i y_m, & a_m = x_i y_j - x_j y_i, \\ b_i = y_j - y_m, & b_j = y_m - y_i, & b_m = y_i - y_j, \\ c_i = -(x_j - x_m), & c_j = -(x_m - x_i), & c_m = -(x_i - x_j) \end{cases} \quad (2-40)$$

式 (2-38) 可用 (2-41) 所示的矩阵表示:

$$u^e = \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_i & 0 & N_j & 0 & N_m & 0 \\ 0 & N_i & 0 & N_j & 0 & N_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_i \\ v_i \\ u_j \\ v_j \\ u_m \\ v_m \end{bmatrix} = N\delta^e \quad (2-41)$$

其中 u^e 为单元位移函数矩阵， N 表示形函数矩阵，由式 (2-41) 可得：

$$N = \begin{bmatrix} N_i & 0 & N_j & 0 & N_m & 0 \\ 0 & N_i & 0 & N_j & 0 & N_m \end{bmatrix} \quad (2-42)$$

单元应变与单元应力

根据应变和位移之间的关系 (2-33)，由上述单元位移即可获得单元应变方程为：

$$\varepsilon' = B\delta' \quad (2-43)$$

式中 B 为单元应变矩阵，表示为：

$$B = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_j}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_m}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_j}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_m}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} & \frac{\partial N_j}{\partial y} & \frac{\partial N_j}{\partial x} & \frac{\partial N_m}{\partial y} & \frac{\partial N_m}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (2-44)$$

根据胡克定律建立的应力和应变之间的关系 (2-34)，由上述单元应变即可获得单元应力为：

$$\sigma' = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = D\varepsilon' = DB\delta^e \quad (2-45)$$

单元刚度矩阵

接下来我们还需要平衡方程才能求解节点的位移。

力作用于结构上，使得划分的各个单元之间存在力的相互作用。我们可以通过节点力来表示各单元之间的相互作用力，进而获得节点力和结点位移的关系。

对于图2-4b所示的三节点三角形单元，每个节点分别有沿 x 和 y 两个方向的节点力分量，则单元的节点力可表示为式 (2-46)。

$$R^* = \left[R_{ix} \quad R_{iy} \quad R_{jx} \quad R_{jy} \quad R_{mx} \quad R_{my} \right]^T \quad (2-46)$$

$$\delta^{*e} = [u_i^* \quad v_i^* \quad u_j^* \quad v_j^* \quad u_m^* \quad v_m^*]^T \quad (2-47)$$

将一个单元作为整体时，其他单元与该单元之间的相互作用力，也就是节点力可以看作外力。而三个节点位置的节点力可以通过虚位移原理与节点位移建立联系，我们可以用式 (2-47) 来表示各个节点的虚位移。

相应地，单元虚位移和虚应变可分别由式 (2-41) 和 (2-43) 分别表示，将节点虚位移带入 δ^{*e} 带入式 (2-46) 可得外力所做虚功式 (2-50)。

$$u^{*e} = N\delta^{*e} \quad (2-48)$$

$$\varepsilon^{*e} = B\delta^{*e} \quad (2-49)$$

$$u_i^* R_{ix} + \dots + v_m^* R_{my} = \{\delta^{*e}\}^T \{R^e\} \quad (2-50)$$

我们将单元虚应变和单元应力相乘的结果在整个单元体积 V 上积分，可获得单元应力所做虚功为式 (2-51)。将式 (2-45) 和 (2-49) 带入式 (2-51)，并进一步整理，根据虚位移原理可获得式 (2-52)。约去等式两侧的位移，则节点力可以表示为式 (2-53)。

$$\int_{V^e} [\varepsilon^{*e}]^T \sigma dV \quad (2-51)$$

$$[\delta^*]^T R^* = [\delta^*]^T \left(\int_{V_e} B^T DB dV \right) \delta^* \quad (2-52)$$

$$\int_{V^e} [\varepsilon^{*e}]^T \sigma dV \quad (2-53)$$

其中，令

$$k^e = \int_{V_e} B^T DB dV \quad (2-54)$$

$$R^e = k^e \delta^e \quad (2-55)$$

$$k^e = \iint_A B^T DB t dx dy \quad (2-56)$$

则节点力可简化成式 (2-55)，该方程即为单元刚度方程，其中 k_e 表示单元刚度矩阵，主要由弹性模量、泊松比、单元尺寸和节点坐标决定。平面问题中 z 方向为厚度方向，单元厚度为 t ，此时正应力 σ_z 和剪应力 τ_{yz} 和 τ_{xz} 为 0，式 (2-54) 可将三重积分变为二重积分，如式 (2-56) 所示。

单元等效节点载荷

对于平面问题中划分的单元来说，集中力、体积力、表面力等共同构成了施加在结构上的外力，其中集中力的作用点通常在单元节点，不存在分布和转移问题；而体积力和表面力分布在各单元中，因此需要将体积力和表面力转移至单元节点位置。各单元节点上的体积力和表面力可分别表示为式 (2-57)、(2-58)，

g 和 q 分别为体积力矢量和表面力矢量, F_g^e 和 F_q^e 即为节点上体积力和表面力的等效节点载荷。

$$F_g^e = \iint_A \mathbf{N}^T \mathbf{g} t dx dy \quad (2-57)$$

$$F_q^e = \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{q} t ds \quad (2-58)$$

$$\mathbf{g} = \begin{bmatrix} g_x & g_y \end{bmatrix}^T \quad (2-59)$$

$$\mathbf{q} = \begin{bmatrix} q_x & q_y \end{bmatrix}^T \quad (2-60)$$

$$\mathbf{F}'_s = \begin{bmatrix} F_{ix} & F_{iy} & F_{jx} & F_{jy} & F_{mx} & F_{my} \end{bmatrix}^T \quad (2-61)$$

$$\mathbf{F}^e_q = \begin{bmatrix} F_{iqx} & F_{iqy} & F_{jqx} & F_{jqy} & F_{mqx} & F_{mqy} \end{bmatrix}^T \quad (2-62)$$

总体平衡方程

我们依据最小势能原理, 即总势能泛函的变分为 0 来构建平衡方程。系统总势能如式 (2-63) 所示, 式中右侧的各项分别表示总应变能、总体积力势能和总表面力势能。最小势能原理的条件为式 (2-64)。

$$\Pi = \int_{\Omega} \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{D} \boldsymbol{\varepsilon} t dx dy - \int_{\Omega} \mathbf{u}^T \mathbf{g} t dx dy - \int_S \mathbf{u}^T \mathbf{q} t ds \quad (2-63)$$

$$\delta \Pi = 0 \quad (2-64)$$

将式 (2-43) 和平面问题的单元刚度矩阵 (2-56) 带入式 (2-63) 中的总应变能中并求和, 可整理获得系统的总应变能 (2-65), 该式包含了系统的全部单元, n_e 为划分的总单元数。

$$\sum_{i=1}^n \Pi_i^e = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \boldsymbol{\delta}^{eT} \mathbf{k}^e \boldsymbol{\delta}^e \quad (2-65)$$

我们对所有单元的单元刚度矩阵进行求和, 就能够获得总体刚度矩阵 \mathbf{K} (2-66)。则式 (2-65) 可进一步表示为全部单元叠加后的总应变能 (2-67), 其中 $\boldsymbol{\delta}$ 表示总体节点位移。

$$\mathbf{K} = \sum_{e=1}^n \mathbf{k}^e \quad (2-66)$$

$$\sum_{e=1}^n \Pi^e = \frac{1}{2} \boldsymbol{\delta}^T \mathbf{K} \boldsymbol{\delta} \quad (2-67)$$

式 (2-63) 中整个系统的总体积力势能和总表面力势能可由式 (2-68) 表示, 其中 n_q 为具有表面力的总单元数, F_g 、 F_q 分别为体积力和表面力的总体等效节点载荷。而外力 (2-69) 主要由体积力和表面力提供, 因此总的外力势能可表示为式 (2-70)。

$$\begin{aligned}\Pi^F &= - \int_{\Omega} \mathbf{u}^T \mathbf{g} t \, dx dy - \int_S \mathbf{u}^T \mathbf{q} t \, ds \\ &= - \sum_{e=1}^n \delta^{eT} \iint_A \mathbf{N}^T \mathbf{g} t \, dx dy - \sum_{e=1}^n \delta^{eT} \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{q} t \, ds = -\delta^T \mathbf{F}_g - \delta^T \mathbf{F}_q\end{aligned}\quad (2-68)$$

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_g + \mathbf{F}_q \quad (2-69)$$

$$\Pi^F = \delta^T \mathbf{F} \quad (2-70)$$

整个系统的总势能为式 (2-71)。根据最小势能原理, 式 (2-71) 可具体表示成式 (2-72) 的形式, 由此可得静力学的总体平衡方程 (2-73)。

$$\Pi = \sum_e \Pi^e - \Pi^F = \frac{1}{2} \delta^T \mathbf{K} \delta - \delta^T \mathbf{F} \quad (2-71)$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \delta} = 0 \quad (2-72)$$

$$\mathbf{K} \delta = \mathbf{F} \quad (2-73)$$

以上分析主要基于平面问题开展, 但同样适用于空间问题, 此时位移有三个独立分量, 应力和应变各有六个独立分量, 几何方程、物理方程和平衡方程也更为复杂。

2.2.3 动力有限元分析方法

静力学分析要求结构处于平衡状态, 即处于静止或匀速直线、匀速圆周运动的情况, 亦或结构运动变化非常缓慢。动力问题不仅考虑回复力的变化, 还需要考虑惯性力、阻尼力和时间因素的影响, 主要分析结构在动态载荷作用下随时间变化的运动特性。

惯性力和阻尼力也可以等效为节点载荷, 并使用 2.2.2 小节中节点位移与单元位移的关系, 可获得式 (2-74) 和 (2-75)。其中 F_ρ^e 和 F_μ^e 分别为惯性力和阻尼力等效的节点载荷, $\ddot{\mathbf{u}}$ 为单元加速度, $\dot{\mathbf{u}}$ 为单元速度, ρ 为材料密度, μ 为材料阻尼系数, $\ddot{\delta}$ 为节点加速度, $\dot{\delta}$ 为节点速度。式中 \mathbf{M}^e 和 \mathbf{C}^e 有着与单元刚度矩阵类似的结构, 两者分别为单元质量矩阵和单元阻尼矩阵, 如式 (2-76) 和 (2-77) 所示。

$$\mathbf{F}_\rho^e = - \int_{V_e} \mathbf{N}^T \rho \ddot{\mathbf{u}} \, dV = - \int_{V_e} \mathbf{N}^T \rho \mathbf{N} \, dV \ddot{\delta} = -\mathbf{M}^e \ddot{\delta} \quad (2-74)$$

$$F_{\mu}^e = - \int_{V_e} \mathbf{N}^T \mu t dV = - \int_{V_e} \mathbf{N}^T \mu \mathbf{N} dV \dot{\delta}^e = -\mathbf{C}^e \dot{\delta}^e \quad (2-75)$$

$$\mathbf{M}^e = \int_{V_e} \mathbf{N}^T \rho \mathbf{N} dV \quad (2-76)$$

$$\mathbf{C}^e = \int_{V_e} \mathbf{N}^T \mu \mathbf{N} dV \quad (2-77)$$

若考虑全部单元的 F_{ρ}^e 和 F_{μ}^e ，并叠加所有的单元质量矩阵 \mathbf{M}_e 和单元阻尼矩阵 \mathbf{C}_e ，则等效的总体节点载荷 F_{ρ} 和 F_{μ} 可分别表示为式 (2-78) 和 (2-79)，总体质量矩阵 \mathbf{M} 和总体阻尼矩阵 \mathbf{C} 分别为 (2-80) 和 (2-81)。

$$F_{\rho} = - \sum_{e=1}^n \mathbf{M}^e \ddot{\delta}^e = -\mathbf{M} \ddot{\delta} \quad (2-78)$$

$$F_{\mu} = - \sum_{e=1}^n \mathbf{C}^e \dot{\delta}^e = -\mathbf{C} \dot{\delta} \quad (2-79)$$

$$\mathbf{M} = \sum_{e=1}^n \mathbf{M}^e \quad (2-80)$$

$$\mathbf{C} = \sum_{e=1}^n \mathbf{C}^e \quad (2-81)$$

此时在静力学平衡方程的基础上，式 (2-73) 右侧将增加惯性力和阻尼力，同时将 (2-78) 和 (2-79) 带入式 (2-73)，得到动力学的平衡方程为：

$$\mathbf{M} \ddot{\delta} + \mathbf{C} \dot{\delta} + \mathbf{K} \delta = \mathbf{F} \quad (2-82)$$

在后续的结构设计过程中，我们主要基于有限元法来分析结构的力学性能。对于复杂的结构体来说，有限元分析软件提供了更高的计算效率和更准确的分析结果。ANSYS 作为一款强大的有限元分析软件，能够支持力、热、电、流体等多个领域的有限元分析。相比于以 APDL 命令流为主的传统 ANSYS 界面，Workbench 集前处理、求解与后处理等各功能于同一界面，提供了更简洁友好的操作平台。全日面积分极紫外光谱仪主要使用 Solidworks 进行三维建模，并基于 ANSYS Workbench 平台划分网格、建立接触关系和约束，对结构进行力学分析和优化。

第3章 不同光谱仪系统的光学性能演变规律探究

针对 CME 初始传播阶段视向速度探测的科学目标,本章首先提出了双波段、高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱探测需求。为了实现更好的光谱探测,本章对不同光谱仪系统的光学性能演变规律进行了研究,最终确定最优总体探测方案。

3.1 双波段全日面积分极紫外光谱探测需求

全日面积分极紫外光谱仪主要测量 Fe VIII 18.521 nm, Fe X 18.454 nm, Fe XI 18.823 nm, Fe XII 19.512 nm, Fe XIII 20.204 nm, Fe XIV 21.132 nm, Si XII 49.9 nm, He I 50.4 nm 和 O III 52.6 nm 等极紫外波段的典型特征谱线,这些谱线的形成温度在 0.014 MK 至 1.58 MK 范围内,对应的观测波段分别为 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm。仪器的视场 Φ 超过 40', 能够对整个日面进行极紫外光谱探测。其光谱分辨本领要求不低于 500, 是 SDO/EVE 的 2.5 倍, 保证能够通过谱线的蓝翼增强探测 CME 初始传播阶段的视向速度 (Lu, 2023; Xu et al., 2022; Yang et al., 2022)。CME 爆发能够维持数十分钟, 为了获得 CME 爆发的演变过程, 光谱仪的时间分辨率要求低于 1 min。仪器的信噪比参考太阳日冕抛射跟踪器 (The Sun Coronal Ejection Tracker, 简称 SunCET) 中的载荷全日面积分极紫外光谱仪 (Mason et al., 2021), 该光谱仪采用了与 MEGS-A 类似的设计方案, 其信噪比高于 10。FIS 的主要探测需求如表 3-1 所示。

表 3-1 双波段全日面积分极紫外光谱仪探测需求

Table 3-1 The main scientific requirements of dual-band sun-as-a-star extreme ultraviolet spectrograph

科学需求	参数
视场/°	40
CME 温度范围/MK	0.014~1.58
波长范围/nm	18.3~21.3 和 49.6~52.9 Fe VIII 18.521 nm, Fe X 18.454 nm, Fe XI 18.823 nm, Fe XII 19.512 nm,
特征谱线	Fe XIII 20.204 nm, Fe XIV 21.132 nm, Si XII 49.9 nm, He I 50.4 nm 和 O III 52.6 nm
光谱分辨本领	>500
时间分辨率/s	<60
SNR	>10

3.2 不同光谱仪系统的光学性能演变规律

为了尽可能缩短光学结构,减少光学元件的使用来提升光学效率,光谱仪使用凹面光栅来色散和聚焦极紫外光谱。光谱仪主要由狭缝、球面光栅、滤光片以及探测器组成。本小节我们设计并对比了几种不同形式光学结构的光谱分辨率和光学效率,为后续 FIS 的光学方案设计提供参考。

3.2.1 光谱分辨率变化规律

目前极紫外光谱测量常用的光学结构主要有正入射结构、掠入射结构和 C-T 型结构,主要包含了凹面固定线距光栅、凹面变线距光栅和平面固定线距光栅几种不同的光栅类型。为了综合对比不同方案的光谱分辨率和光学效率,我们针对 18~22 nm 开展以上不同方案的设计和对比研究。不同结构的光学设计方案如图 3-1 所示,这些方案包含了三种结构五种不同组合形式的具体设计: a) 多层膜凹面光栅正入射方案。该方案采用了较小的入射角,系统像差较小,同时结合多层膜光栅能够有效提升反射率。Hinode/EIS 等极紫外太阳光谱成像仪的分光系统使用了该类方案 (Culhane et al., 2007); b) 凹面光栅掠入射方案。依据不同的光栅类型,又可以细分为: (1) 非罗兰圆结构,类似 SDO/EVE-MEGSA (Crotser et al., 2007), 为了提高光谱分辨本领,采用更高的光栅线密度,更长的出射臂; (2) 罗兰圆结构,可以在窄波段获得更优的光谱分辨率 (Behring, 1970; Hinteregger et al., 1969; Kastner et al., 1974); (3) 凹面变线距光栅,优化变线距系数来减小像差,满足平场聚焦条件,能够获得更高光谱分辨率 (Underwood, 1998; Hettrick et al., 1983); c) 平面光栅掠入射 C-T 型方案,该方案常在实验室和同步辐射线站中使用,使用了掠入射的光学结构和平面固定线距光栅,并且在光栅前后分别引入了准直镜和聚焦镜,因而该方案的光学尺寸较大 (Tondello et al., 1989; Bonfante et al., 1990; Aspnes, 1982)。

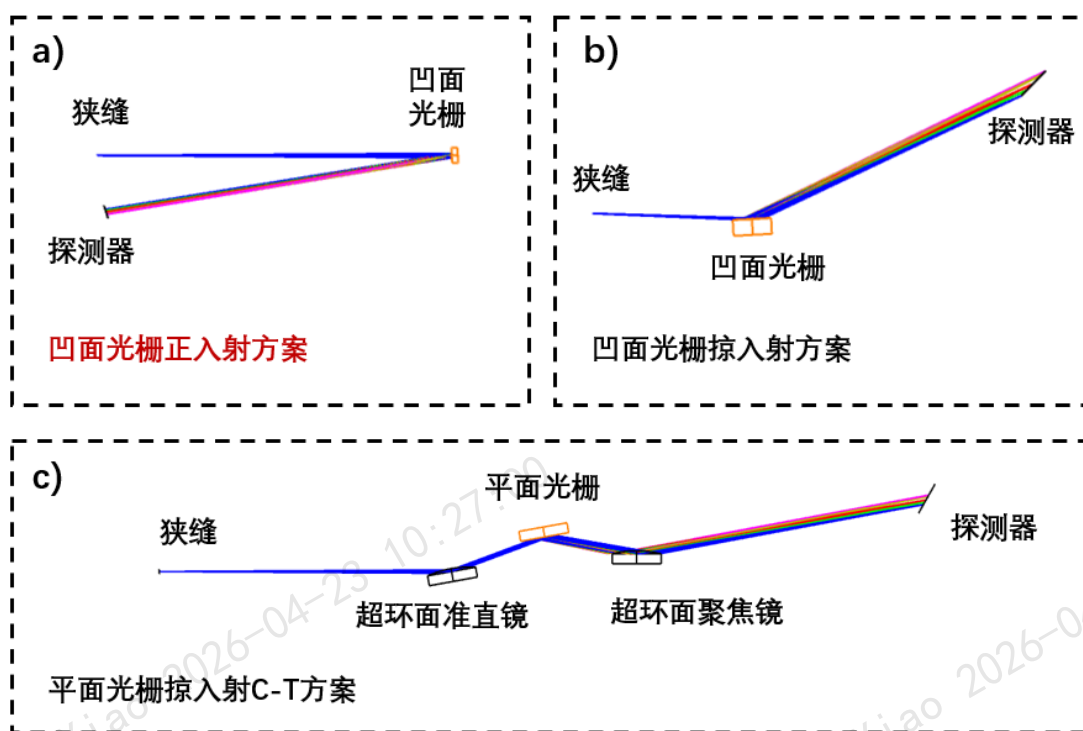


图 3-1 不同方案的极紫外光谱仪光学结构对比；a) 凹面光栅正入射方案；b) 凹面光栅掠入射方案；c) 平面光栅掠入射 C-T 方案

Figure 3-1 Comparison of the different optical structures for Extreme Ultraviolet spectrograph; a) The scheme of normal incidence with a concave grating; b) The scheme of grazing incidence with a concave grating; c) The grazing incidence C-T scheme with a plane grating.

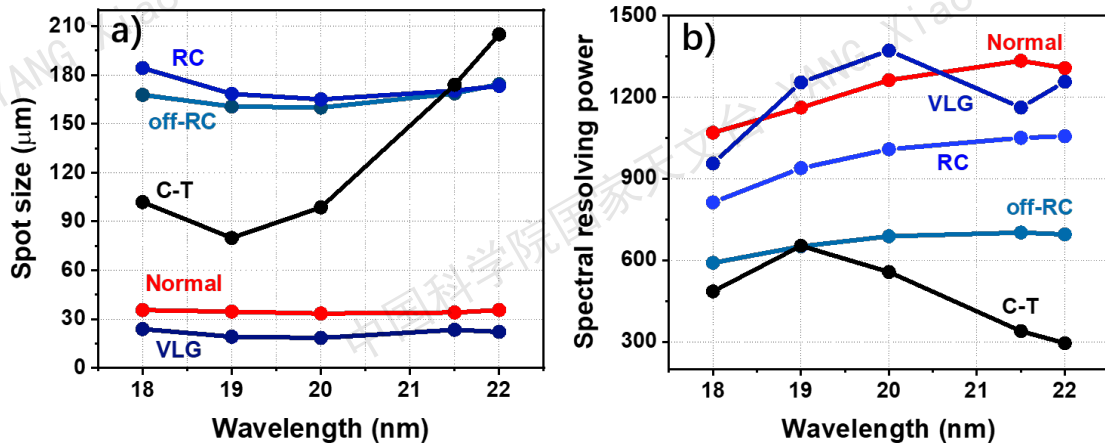


图 3-2 a) 不同结构色散方向的光斑尺寸及 b) 相应的光谱分辨率随波长的变化, 图中 Normal 为正入射方案, off-RC 为非罗兰圆结构方案, RC 表示罗兰圆结构方案, VLG 表示凹面变线距光栅方案, C-T 表示 C-T 型光谱仪方案

Figure 3-2 a) The spot sizes of different structures in the dispersion direction and b) The corresponding changes of spectral resolution with wavelength. "Normal" represents the normal incidence scheme, "off-RC" expresses the off-Rowland circle structure scheme, "RC" means the Rowland circle structure scheme, "VLG" represents the scheme of a concave varied line-spacing grating, and "C-T" indicate the scheme of a C-T type spectrometer.

对于上述不同方案, 狭缝尺寸统一设为长 \times 宽 = 10×0.033 mm, 色散方向的视场能够覆盖 0.67° , 优化时在保证子午面聚焦条件的同时尽可能保证成像质量。优化结果如表 3-2 所示, 正入射结构的入射角为 1° , 入射臂 (狭缝到光栅面心的距离) 为 600 mm, 出射臂 (光栅面心到探测器接收面的距离) 为 591.7 mm。光栅使用多层膜球面固定线距光栅, 其曲率半径为 598.2 mm, 刻线密度为 $3505.8 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。

非罗兰圆掠入射结构入射角为 85° (即掠射角为 5°), 入射臂为 104.1 mm, 出射臂为 187.98 mm。光栅为球面固定线距光栅, 曲率半径为 600 mm, 刻线密度与正入射结构优化结果一致。罗兰圆掠入射结构入射角为 85° , 光栅使用凹面固定线距光栅, 刻线密度为 $2400 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。凹面变线距光栅方案入射角为 87° , 入射臂 237 mm, 出射臂 235 mm, 光栅采用凹面变线距光栅, 中心刻线密度为 $1200 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。

C-T 型方案入射角 80° , 设计总长为 780 mm, 使用固定线距平面光栅, 刻线密度为 $2400 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。

图 3-2 a) 展示了不同结构下色散方向的光斑尺寸。其中正入射结构和凹面变线距光栅的光斑尺寸较小, 分别为 $33.5 \sim 35.6 \mu\text{m}$ 和 $15 \sim 28 \mu\text{m}$; 非罗兰圆、罗兰圆掠入射结构的光斑尺寸较大, 主要集中在 $160 \sim 175 \mu\text{m}$ 范围内, 约为正入射结构的 $4.7 \sim 4.9$ 倍、凹面变线距光栅方案的 $6 \sim 10$ 倍。而 C-T 型结构在该波长范围内光斑尺寸变化较大, 最小光斑尺寸为 $75 \mu\text{m}$, 最大光斑尺寸为 $210 \mu\text{m}$ 。该结果表明正入射结构和使用凹面变线距光栅的像差更小, 在像面的能量更为集中;

同时对比凹面固定线距光栅与凹面变线距光栅两种方案的光斑尺寸，也表明了变线距光栅能够矫正像差，有效减小目标波段的光斑尺寸。

五种不同方案在 18~22 nm 的线色散分别为：0.4729 nm/mm、0.1816 nm/mm、0.1202 nm/mm、0.788 nm/mm、0.3639 nm/mm，可计算得不同方案的光谱分辨率如图 3-3 b) 所示。由图 3-2 b) 可得，正入射结构的光谱分辨本领较高，在波段 18~22 nm 的光谱分辨本领高于 1000。掠入射结构不同光栅类型的光谱分辨本领不同，其中变线距光栅光谱分辨本领大于 1000；罗兰圆光栅在较窄光谱范围内能够获得较高的光谱分辨率，波段 18~22 nm 范围内的光谱分辨本领约为 800~1000；非罗兰圆光栅增加刻线密度时，光谱分辨本领约为 600，相较 SDO/EVE-MEGSA 方案提升 2~3 倍；而平面光栅掠入射 C-T 型方案在一次接收 18~22 nm 宽谱段时，难以在所有波段获得高光谱分辨本领。

正入射结构、非罗兰圆、罗兰圆、变线距光栅以及 C-T 型结构的光谱分辨本领分别为：1190~1265、632~689、800~000、900~1300、300~600，即正入射结构和凹面变线距光栅方案的光谱分辨本领更高；也表明了相比于凹面固定线距光栅，凹面变线距光栅在提高光谱分辨率方面具有一定优势。

3.2.2 衍射效率变化规律

考虑到光栅效率是决定仪器信噪比的关键，我们也分别对几种方案的反射率进行优化计算，图 3-3 展示了不同光学结构 1 级衍射效率随波长的变化。

掠入射结构光栅在接近全反角区域运行，此时主要匹配单层膜来提升光栅的反射率。在极紫外波段，常用的薄膜材料包括 Au, Pt, Ag, Al 等。对于 18~22 nm 波段，我们选择 Au 单层膜，匹配最佳槽深，利用严格耦合波理论计算单层膜光栅采用掠入射结构的总衍射效率。

对于非罗兰圆结构，光栅刻线密度为 $3505.8 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ ，占空比为 0.5，使用 Au 单层膜，入射角设置为 85° 。光栅的衍射效率如图 3-3 所示，该方案的效率曲线整体较为平稳，在 18~22 nm 波长范围内的衍射效率约为 5.0%。罗兰圆结构、凹面变线距光栅方案以及 C-T 型结构也都采用了掠入射结构，因而使用的光栅也都设计为单层 Au 膜，占空比同样为 0.5。

对于多层膜凹面光栅正入射方案，短波波段的极紫外辐射使用单层膜时的反射率极低，因此需要进行多层膜设计。在 18~22 nm 波段，常用的材料组合包括 Mo/Si, Al/Zr, Al/Mo/B₄C 和 Al/Mo/SiC 等结构 (齐润泽等, 2022)。我们最终选择 Al/Mo/B₄C 多层膜结构，优化结果为 B₄C/Mo/Al [1.5 nm/3 nm/5.3 nm]¹⁵，入射角设置为 1° 。结合多层膜设计的总衍射效率在波长 19.0 nm 处达到峰值，约为 24.0%，明显高于其他方案。衍射效率曲线的半峰全宽约为 1.80 nm，当衍射效率为 5% 时对应的带宽为 2.4 nm，能够满足窄带宽的探测需求。可以看出，凹面光栅结合多层膜结构在正入射模式下的总衍射效率约为 15%，常规的 Au 单层膜光栅在掠入射结构下的衍射效率约为 5%~10%，正入射结构与多层膜凹面光栅方案在窄线宽极紫外光谱探测中具有明显优势。

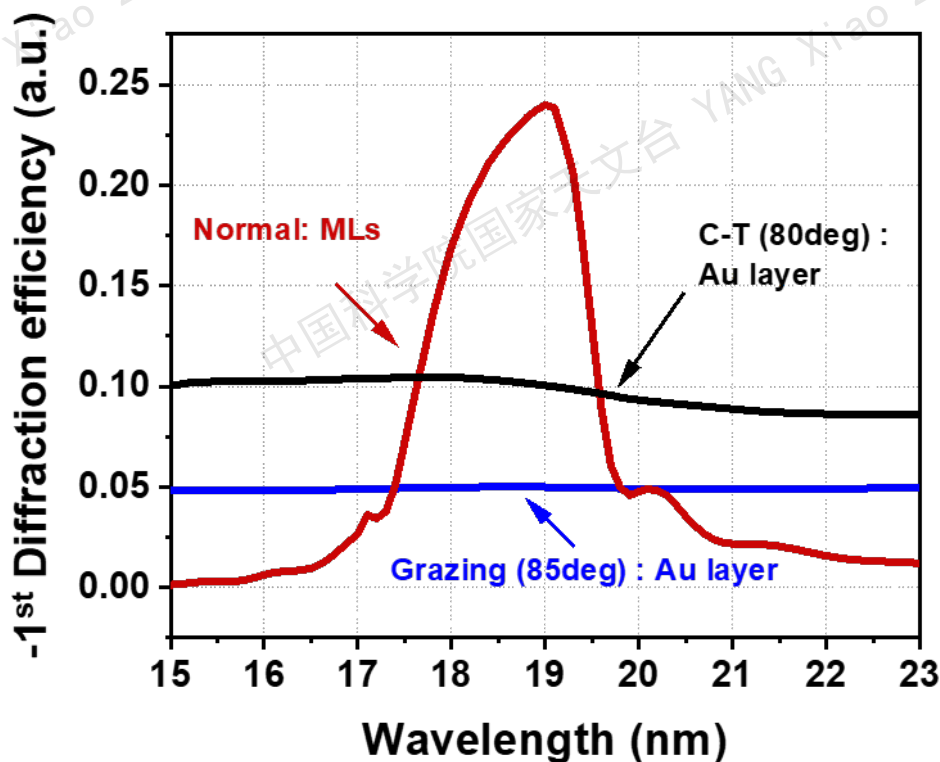


图 3-3 不同方案衍射效率对比.

Figure 3-3 Comparison of diffraction efficiencies for different schemes

不同结构方案的优化结果对比见表 3-2，设计结果表明多层膜凹面光栅正入射结构和凹面变线距光栅方案的像差水平明显低于凹面固定线距光栅掠入射结构和 C-T 型结构，两者在色散方向的光斑尺寸更小，能够获得更高的光谱分辨率，且光谱能量更集中，系统光子数更高，有利于提高信噪比。正入射结构在窄带宽内可以获得更高的总衍射效率，而掠入射结构和 C-T 型结构能够在宽波段获得比较均匀的衍射效率。

综合考虑上述分析，针对全日面积分极紫外光谱仪两个窄带宽的高光谱分辨率探测需求，我们选择多层膜凹面光栅正入射模式的光学结构来保证目标波段的光谱分辨率和衍射效率。

3.2.3 凹面光栅正入射结构的全日面积分极紫外光谱探测方案

经过对比可得，采用正入射结构像面处色散方向的光斑尺寸更小，可以获得更高光谱分辨本领，且像差水平远低于掠入射结构，即像面处的光束更加集中，有助于获得更高的光子数；正入射模式下光栅匹配多层膜结构可以在较窄波长范围内获得更高的反射率；而在掠入射模下单层膜光栅衍射效率在较大波长范围都基本保持一致（约为 5%）。因此，正入射模式的全日面积分极紫外光谱仪具有更高光谱分辨率，在较窄带宽内可以获得更高的效率，更加符合 CME 视向速度探测。

双波段全日面积分极紫外光谱仪光学设计方案如图 3-4 所示，主要由狭缝、

表 3-2 不同光学结构优化结果对比
Table 3-2 Comparison of the optimization results of different optical structures

参数	正入射结构		掠入射结构		C-T 型结构
	非罗兰圆结构	罗兰圆结构	非罗兰圆结构	凹面变线距光栅	
视场角/ $^\circ$		40			
波长范围/mm		18~22			
狭缝尺寸/(mm×mm)		0.033×10			
光栅类型	多层膜球面固定线距光栅	球面固定线距光栅	球面固定线距光栅	球面变线距光栅	平面固定线距光栅
曲率半径 R /mm	598.2	600	1147.37	5649	/
刻线密度/(line · mm $^{-1}$)	3505.8	3505.8	2400	1200	2400
衍射级次 m	-1	+1	+1	+1	+1
入射角 α / $^\circ$	1	85	85	87	80
光学尺寸/(mm×mm)	600×63	291×101	448×115	472×68	780×71
膜层结构	B ₄ C/Mo/Al	单层 Au	单层 Au	单层 Au	单层 Au
占空比 ν	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
色散方向光斑尺寸/ μm	33.5~35.6	160.0~174.3	160~175	15~28	75~210
倒线色散/(mm/mm)	0.4729	0.1816	0.1202	0.788	0.3639
20nm 处光谱分辨本领	1162	688	1003	1000	653
衍射效率/%	2.5~24 (19nm 为峰值效率)	5	5	5	10

前置滤光片、球面光栅、后置滤光片以及 CMOS 探测器组成。太阳辐射经过狭缝和前置滤光片入射至球面光栅上，光栅将极紫外辐射色散开并分别汇聚到两个探测器上。前置滤光片避免了绝大部分的可见光和红外光进入光学系统，后置滤光片靠近探测器放置，在保证目标谱线被探测器接收的同时，进一步减少杂散光的进入，也可以当作备用滤光片。

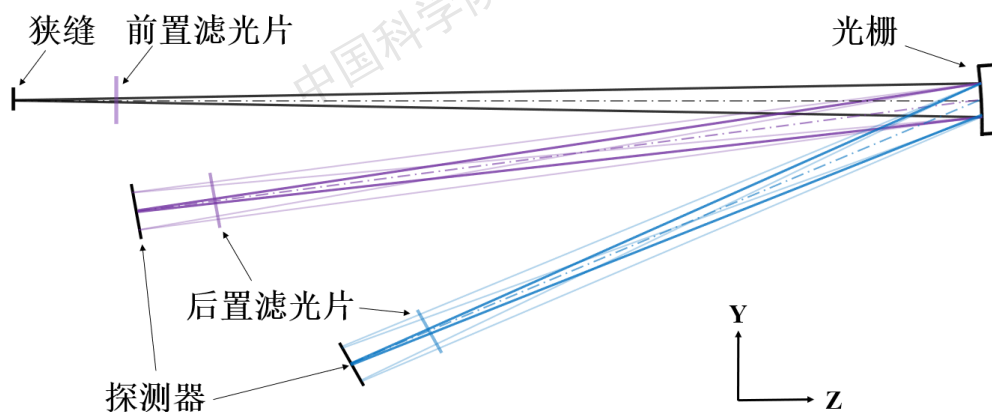


图 3-4 双波段全日面积分极紫外光谱仪光学设计方案

Figure 3-4 The optical design of the dual-band sun-as-a-star extreme ultraviolet spectrograph

针对 CME 初始传播阶段视向速度的精准探测，本章节提出了双波段、高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱探测需求，并针对 18~22 nm 对比研究了不同光谱仪系统的光学性能演变规律。我们发现采用正入射的光学结构和多层膜凹面光栅方案，能够获得 1000 以上的光谱分辨本领和高于 10% 的衍射效率，在窄带宽高光谱分辨率极紫外光谱探测上具有明显优势。因此在后续工作中，我们以该方案为主，进行双波段的光学设计和光学性能分析。

第4章 双波段全日面积分极紫外光谱仪光学设计

围绕多层膜凹面光栅正入射模式的总体探测方案，本章进一步对双波段全日面积分极紫外光谱仪的光学性能。本章首先基于凹面光栅理论，计算初始光学系统参数，并探究不同参数对全日面积分极紫外光谱仪光学性能的影响。利用 ZEMAX 等光学软件对双波段全日面积分极紫外光谱仪的光学系统参数开展优化设计，同时结合多层膜光栅结构设计，评估系统的整体效率和光子数。最后本章分析了卫星平台稳定度对仪器光谱分辨率的影响。

4.1 不同设计参数对系统光学性能的影响

4.1.1 计算光学系统初始参数

仪器的光谱分辨率主要由狭缝宽度、光栅和探测器像素分辨率决定。光谱分辨率通常由谱线的半峰全宽表示，在设计时通常使用光斑大小和线色散来估计。仪器需要优化的光学参数包括狭缝宽度、入射角、光栅常数（即光栅刻线密度）、光栅曲率半径、入射臂长度以及合适的探测器像元大小等。其中狭缝像、探测器像元大小与线色散有如下的对应关系(黄秀军; 陈建国; 冯国英*; 杨丽玲; 邓国亮; 唐晓军; 周寿桓, 2010):

$$\frac{dl}{d\lambda} = \frac{mr'}{d \cos \beta(\lambda) \cos \gamma} \quad (4-1)$$

$$\Delta\lambda_d = 3e \frac{d\lambda}{dl} \quad (4-2)$$

$$\Delta\lambda_s = c' \frac{d\lambda}{dl} \quad (4-3)$$

其中式(4-1)为系统的线色散，式(4-2)为探测器可分辨的最小波长差，式(4-3)为狭缝像的几何宽度对应的光谱带宽。各个参数与第二章凹面光栅像差理论一节相对应， d 是光栅常数， $\beta(\lambda)$ 是入射光波长为 λ 时对应的衍射角， γ 是探测器面与入射光线的夹角， m 是衍射级次， r' 是出射臂长度， e 为探测器像元大小， c' 为狭缝像的宽度。

狭缝与狭缝像之间存在一定的放大关系，可由式(4-4)表示。

$$c' = c \frac{r' \cos \alpha}{r \cos \beta(\lambda)} \quad (4-4)$$

通过线色散与探测器像元、狭缝尺寸关系，我们可以分析各个光学参数大致的取值范围。

我们目前使用的探测器大小为2048×2048面阵探测器，其像元尺寸为11 μm。对于短波波段18.3~21.3 nm，根据采样定理，狭缝像需要覆盖2个以上的像元才

能被分辨。为了保留足够的设计余量，我们使用 3 个采样间隔。取 19 nm 为该波段的中心波长，若要获得 1000 以上的光谱分辨本领，谱线半宽不超过 0.019 nm，即式 (4-2) 中探测器可分辨的最小波长差需小于 0.019 nm，则该系统的倒线色散为：0.5758 nm/mm。

光栅衍射级次为 $m = -1$ 级，又因为系统采用了正入射结构，衍射角 $\beta(\lambda)$ 和探测器面与入射光线夹角 γ 的值均较小，故而两者的余弦值接近于 1，初步设计时我们忽略衍射角 $\cos\beta(\lambda)$ 和探测器面与入射光线夹角 $\cos\gamma$ 的影响，由式 (4-1) 可建立光栅常数与出射臂关系如下：

$$d = 0.5758 r' \quad (4-5)$$

即系统的光栅常数与出射臂为成正比关系，随着出射臂的增加，光栅常数也会变大。而由于高刻线密度的光栅加工难度较大，从实际加工角度出发，我们希望能将光栅的刻线密度控制在 $3600 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ 以内，光栅常数 $d \geq 277.78 \text{ nm}$ 。将初步的光栅常数值带入式 (4-5) 中，能够获得出射臂 $r' \geq 482.4 \text{ mm}$ 。

对于空间载荷来说，需要严格限制仪器的质量，这就意味着仪器的整体尺寸也会受到严格约束。而由子午面聚焦条件 (2-26) 和线色散 (4-1) 分析可知，为了获得较高的光谱分辨率，通常需要采用更大的曲率半径、较高的刻线密度、更长的入射臂和出射臂等光学结构参数。我们约束光谱仪整体的光学尺寸长 \times 宽 \times 高不超过 $600 \times 250 \times 100 \text{ mm}$ ，此时出射臂 $r' \leq 600 \text{ mm}$ ，代入式 (3-5) 可得到光栅常数 $d \leq 345.48 \text{ nm}$ 。光栅常数、出射臂取值分别为：

$$\begin{cases} 277.78 \text{ nm} < p < 345.46 \text{ nm} \\ 482.46 \text{ mm} < r' < 600 \text{ mm} \end{cases} \quad (4-6)$$

仪器的光学尺寸同时也限制了入射臂长度 $r \leq 600 \text{ mm}$ 。

狭缝的宽度可由采样定理和式 (4-3) (4-4) 进一步估计。正入射结构的入射臂和出射臂，入射角和衍射角有相近的取值，光栅放大率近似为 1，狭缝宽度与狭缝像的宽度基本一致，可初步计算得到狭缝的宽度为 $33 \mu\text{m}$ 。狭缝不同高度位置入射的目标辐射相同，增加狭缝高度有利于提高系统的光通量，沿狭缝高度方向进行光谱叠加还可以提高信噪比，因此狭缝高度设计为 10 mm ，是 MECS-A 的 5 倍。

由于 $18.3 \sim 21.3 \text{ nm}$ 波段的光谱分辨率最高，通过该波段确定的光学结构参数也更为严苛，因此长波波段的的光栅参数与结构参数先按上述数值优化。初步确定的光栅参数与结构参数的取值范围见表 4-1。

4.1.2 不同光学参数对线色散的影响

线色散率表示两个两条波长相差 $d\lambda$ 的光谱线在成像焦面上分开的距离 dl ，通过焦面上谱线的宽度，可以近似评估光谱分辨率的好坏。由 (4-1) 式可得光栅的线色散（舍去了探测器面与入射光线夹角 γ 的影响）为：

表 4-1 双波段全日面积分极紫外光谱仪各参数初始取值范围

观测波段/nm	18.3 ~ 21.3	49.6 ~ 52.9
狭缝宽度/ μm	33	
狭缝高度/mm	10	
衍射级次	-1	
光栅常数/nm	277.78 ~ 343.62	
刻线密度/(line · mm ⁻¹)	2910.2 ~ 3600	
入射角/ $^\circ$	≤ 5	
入射臂/mm	≤ 600	
衍射角/ $^\circ$	3.92 ~ 8.19	10.37 ~ 13.45
出射臂/mm	485.04 ~ 600	485.04 ~ 600

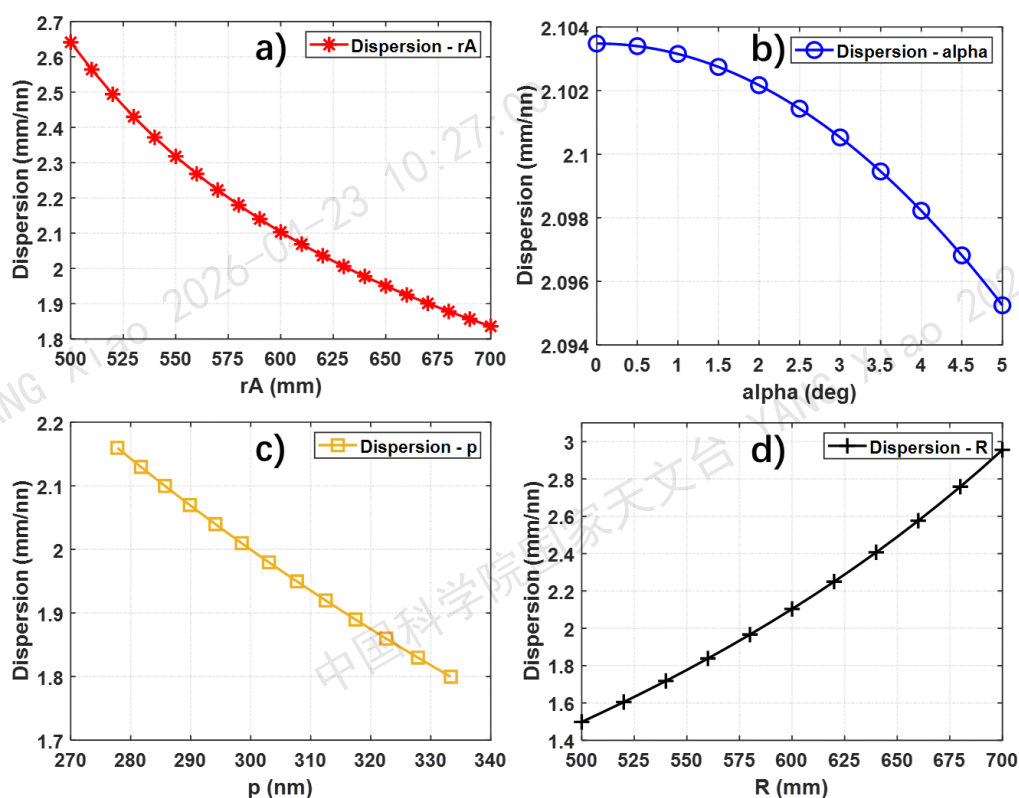


图 4-1 仪器线色散分别与 a) 入射臂、b) 入射角、c) 光栅常数和 d) 光栅曲率半径之间的关系

Figure 4-1 The relationships between the linear dispersion and respectively a) the distance from slit to grating, b) the incident angle, c) the grating constant, and d) the radius of curvature of the grating

$$\frac{dl}{d\lambda} = \frac{mr'}{d \cos \beta(\lambda)} \quad (4-7)$$

$$r' = \frac{\cos^2 \beta(\lambda)}{\frac{\cos \alpha + \cos \beta(\lambda)}{R} - \frac{\cos^2 \alpha}{r}} \quad (4-8)$$

根据 3.3.2 小节优化的结果，光栅级次 m 的取值为-1，出射臂可由子午面聚焦条件 (2-26) 表示为式 (4-8) 的形式。将光栅方程 (2-23)、子午面聚焦条件 (2-26)、出射臂 (4-8) 和同角三角函数关系 (4-9) 代入线色散 (4-7)，能够得到由波长 λ 、入射角 α 、光栅常数 d 、入射臂 r 和光栅曲率半径 R 表示的线色散为式 (4-10)：

$$\begin{aligned} \sin^2 \beta(\lambda) + \cos^2 \beta(\lambda) &= 1 \quad (4-9) \\ &1 - \left(\frac{\lambda}{d} + \sin \alpha\right)^2 \\ \frac{dl}{d\lambda} &= \frac{\frac{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha} + \sqrt{1 - \left(\frac{\lambda}{d} + \sin \alpha\right)^2}}{R} - \frac{1 - \sin^2 \alpha}{r}}{d \sqrt{1 - \left(\frac{\lambda}{d} + \sin \alpha\right)^2}} \quad (4-10) \end{aligned}$$

其中入射角和光栅常数的取值分别为： $0^\circ \leq \alpha \leq 5^\circ$ 和 $277.78 \text{ nm} \leq d \leq 345.48 \text{ nm}$ 。若取入射角为 $\alpha=1^\circ$ ，入射臂 $r=600 \text{ mm}$ ，光栅刻线密度为 $N=3505.8 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ ，光栅曲率半径 $R=600 \text{ mm}$ ，可分别计算上述参数与线色散之间的关系，得到如图4-1所示结果。由图可知，仪器的线色散率随光栅曲率半径的增加而增加，而随入射臂、入射角和光栅常数的增加而减小。

4.1.3 不同光学参数对光学尺寸的影响

仪器的光学尺寸决定了整体结构的大小，其中入射臂决定了系统的长度，入射角和出射臂决定了系统的宽度。整体光学宽度可表示为：

$$w_\lambda = r \sin \alpha + r'_\lambda \sin \beta(\lambda) \quad (4-11)$$

其中 r'_{50} 是 $49.6 \sim 52.9 \text{ nm}$ 范围内的中心波长 50 nm 的出射臂长度。将光栅方程 (2-23)、子午面聚焦条件 (2-26)、出射臂长度 (4-8) 和同角三角函数关系 (4-9) 带入上式可得整体光学宽度为：

$$w = r \sin \alpha + \frac{1 - \left(\frac{50 + d \sin \alpha}{d}\right)^2}{\frac{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha} + \sqrt{1 - \left(\frac{50 + d \sin \alpha}{d}\right)^2}}{R} - \frac{1 - \sin^2 \alpha}{r}} \cdot \frac{50 + d \sin \alpha}{d} \quad (4-12)$$

即仪器的光学宽度主要由入射角 α 、光栅常数 d 、入射臂 r 和光栅曲率半径 R 四个参数决定。入射角和光栅常数的取值分别为: $0^\circ \leq \alpha \leq 5^\circ$ 和 $277.78 \text{ nm} \leq d \leq 345.48 \text{ nm}$ 。若取入射角为 $\alpha=1^\circ$ ，入射臂 $r=600 \text{ mm}$ ，光栅刻线密度为 $N=3505.8 \text{ line} \cdot \text{mm}^{-1}$ ，光栅曲率半径 $R=600 \text{ mm}$ ，计算整体宽度与各个光学参数的关系，得到如图4-2所示结果。由图可知，光谱仪的整体宽度随入射角和光栅曲率半径的增加而增加，但随入射臂和光栅常数的增加而减小。

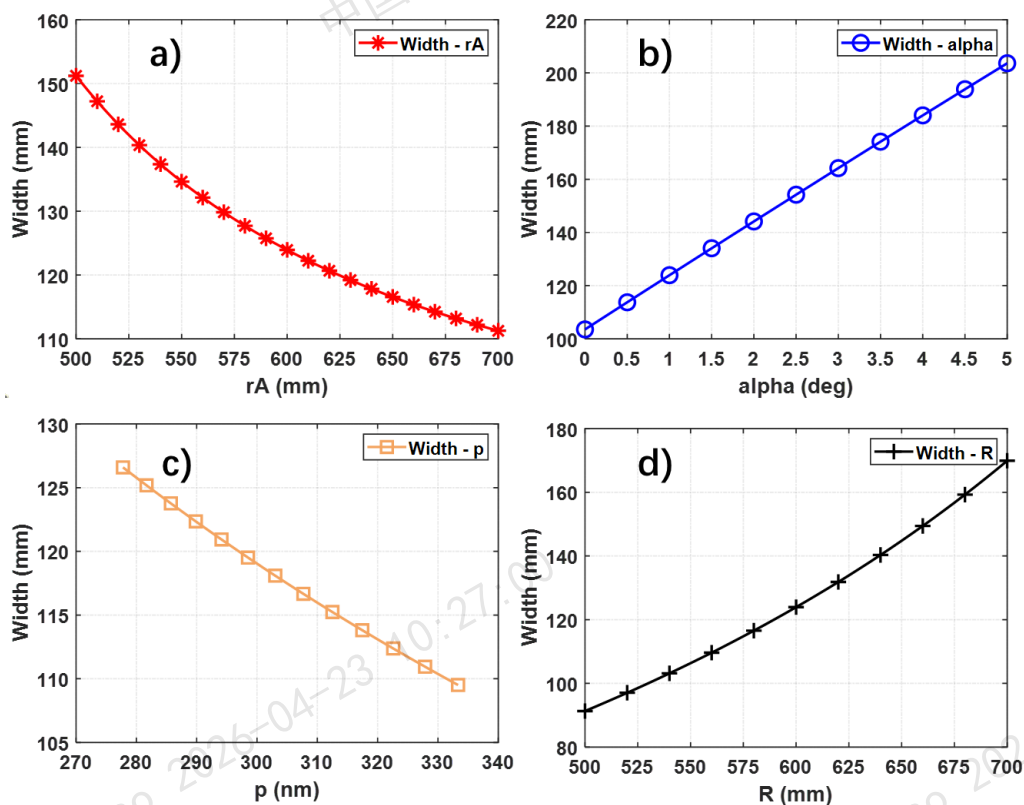


图4-2 仪器整体宽度分别与 a) 入射臂、b) 入射角、c) 光栅常数和 d) 光栅曲率半径之间的关系

Figure 4-2 The relationships between the overall Width and respectively a) the distance from slit to grating, b) the incident angle, c) the grating constant, and d) the radius of curvature of the grating

4.2 优化设计结果

根据各参数的初始范围，以及线色散和整体光学宽度与入射角 α 、光栅常数 d 、入射臂 r 和光栅曲率半径 R 之间的关系，我们使用 Zemax 软件对仪器的光学参数和结构进行进一步的优化。入射臂和入射角的初始值分别为 600 mm 和 1° 。优化后的光学结构如图 4-3 所示。①、② 分别表示 $18.3\sim 21.3 \text{ nm}$ 和 $49.2\sim 52.9 \text{ nm}$ 的衍射光线。入射光线的入射臂为 600 mm ，入射角是 1° ， 19 nm 的衍射角为 4.82° ，出射臂为 591.70 mm ，可计算该光束的焦面边缘位置到狭缝的距离为 51 mm ，有足够的空间放置两个波段的极紫外辐射接收装置和狭缝的固定结构，满

足实际的设计需求。优化后各参数的取值见表 4-2。

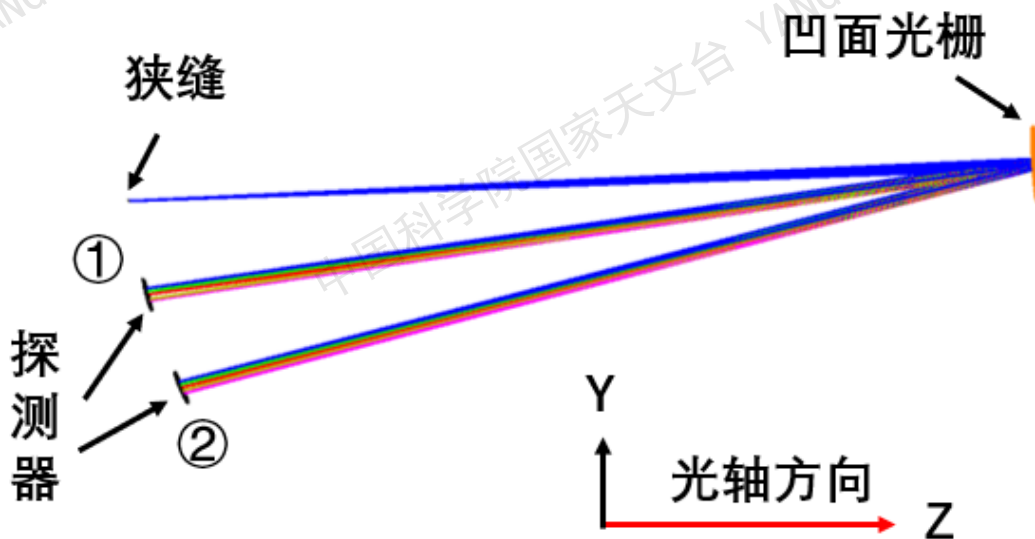


图 4-3 双波段全日面积分极紫外光谱仪光学优化结果

Figure 4-3 Optical optimization results of the instrument

表 4-2 各光学参数优化结果

Table 4-2 Optimization results of various optical parameters

波长/nm	19	50
狭缝宽度/mm		33
狭缝高度/mm		10
衍射级次		-1
光栅曲率半径/mm		598.2
光栅常数/nm		285.24
刻线密度/(line · mm ⁻¹)		3505.8
入射角/°		1
入射臂/mm		600
衍射角/°	4.82	11.11
出射臂/mm	591.70	573.29

不同波长的光斑尺寸计算方法如图 4-4 a) 所示, 在 Y 方向视场中, 选取狭缝中心和两侧的边缘光线, 将 ΔY 统计为该波长在色散方向的光斑尺寸。对两个波长范围内的多个波长用上述方法进行统计, 可以得出光谱仪系统在波长色散方向的光斑尺寸分布, 如图 4-4 b) 所示。在 18.3~21.3 nm 波段, 色散方向的光斑尺寸在 33~35 μm 范围内; 光斑在色散方向的总长度为 8.47 mm, 沿狭缝高度方向的尺寸为 9.89 mm。在 49.6~52.9 nm 波段, 色散方向的光斑尺寸在 33~36 μm 范围内; 光斑在色散方向的总长度为 8.51 mm, 沿狭缝高度方向的尺寸为 9.65

mm。结合对应的倒线色散，可以获得相应波长的光谱分辨率，如图 4-5 所示。18.3~21.3 nm 波段的倒线色散为 0.4748 nm/mm，光谱分辨率 $\Delta\lambda$ 约为 0.0163 nm，相应的光谱分辨本领约为 1165；49.6~52.9 nm 波段的倒线色散为 0.4729 nm/mm，光谱分辨率 $\Delta\lambda$ 约为 0.0165 nm，相应的光谱分辨本领约为 3030。

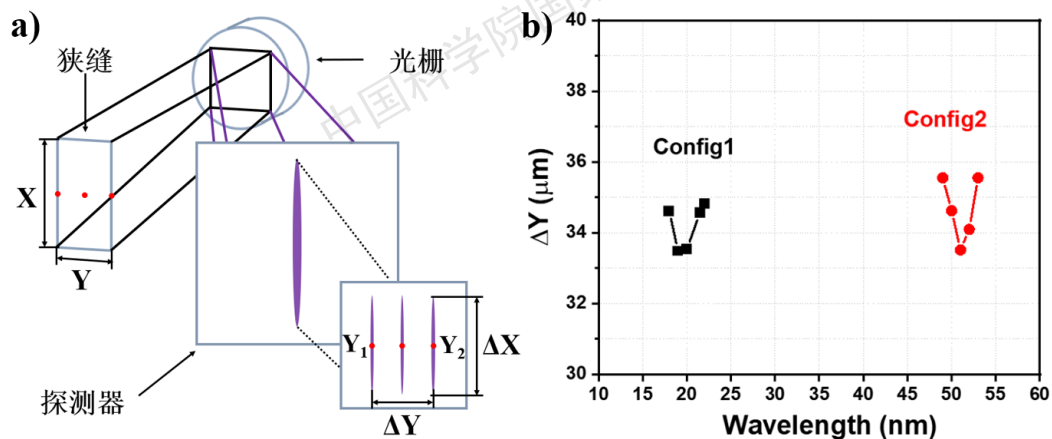


图 4-4 焦面处不同视场的光斑分布 a) 考虑狭缝宽度的光斑分布；b) 两个波段光斑宽度
Figure 4-4 (a) The spot size considering the slit width in the dispersion direction and (b) spectral resolution at two wavelength ranges of 18.3~21.3 nm and 49.6~52.9 nm

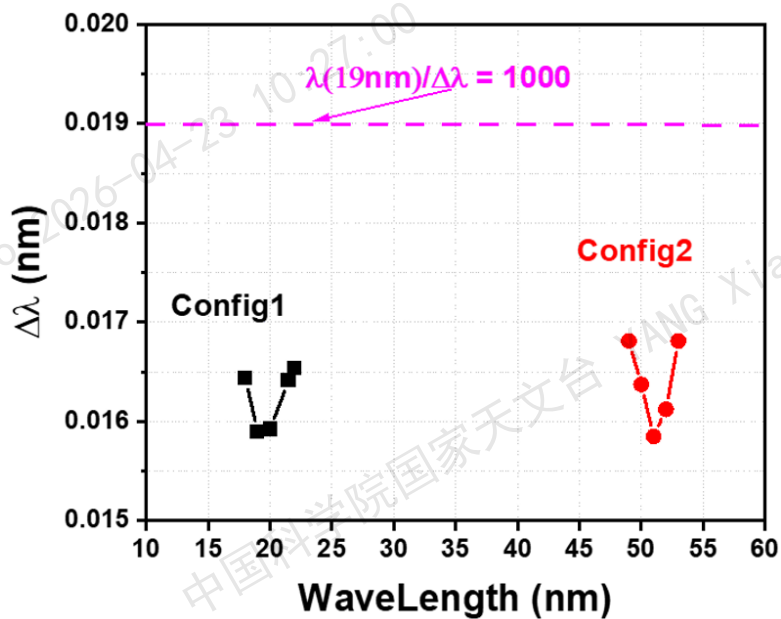


图 4-5 各波段的光谱分辨率

Figure 4-5 Spectral resolutions of the two wavelength bands

4.3 传输效率计算与光子数评估

传输效率是光谱仪的另外一个重要性能，决定了光谱仪的信噪比以及时间分辨率等。仪器总的传输效率主要由所有元器件的效率决定，包括前后两个滤光

片透过率、光栅的衍射效率、探测器量子效率等，可以用式 (4-13) 表示：

$$E_{tot} = E_{ff} \times E_{rf} \times E_g \times E_d \quad (4-13)$$

式中 E_{tot} 是仪器总的传输效率， E_{ff} 和 E_{rf} 分别为前置滤光片和后置滤光片的透过率， E_g 为光栅的衍射效率， E_d 为探测器的量子效率。

4.3.1 传输效率计算

滤光片结构设计

滤光片的设计主要考虑两个目标波段的透过率，同时保证有效滤除非目标波段的辐射。在极紫外波段，常用的滤光片材料为 Al, Mg, Zr, Si 等材料 (Cheimets et al., 2009; Sciortino et al., 2016; 牛筱茜, 2023)，其中 17nm 以上常采用 Al 膜滤光片 (Korendyke et al., 2006; Rachmeler et al., 2019)，其在 18.3~21.3 nm 范围内的理论透过率能达到 80% (厚度为 150 nm)。如果考虑表面的氧化层，即 Al_2O_3 ，透过率能达到 60% (氧化层厚度 5 nm)，能够满足短波极紫外辐射的需求。

在 49.6~52.9 nm 波段，同样厚度的 Mg 膜透过率约为 81%。在 5 nm 厚的氧化层 MgO 的影响下，Mg 膜的透过率依然能达到 52%。但 Mg 性能活泼，稳定性差，容易造成退化，不适用于长时间的探测任务中。因此前后置滤光片我们均采用 Al 膜滤光片来保证两个波段的透过率和长时间使用的稳定性。考虑到滤光片实际研制的难度，经过优化其厚度最终确定为 250 nm (Feng et al., 2024)，该厚度下 Al 膜滤光片在两个波段的透过率如图 4-6 所示，在 18.3~21.3 nm 波段，Al 膜滤光片的透过率大于 50%；在 49.6~52.9 nm，透过率大于 30%。

根据第三章的分析，对于正入射的光学结构来说，采用多层膜设计能够有效提升极紫外波段的反射率，进而保证光栅的衍射效率 (Lemen et al., 2012; Culhane et al., 2007)。多层膜的设计内容主要包括多层膜材料、厚度和周期等。经过优化多层膜设计，我们针对 18.3~21.3 nm 选择 Al/Mo/B₄C 多层膜结构；在 49.6~52.9 nm 范围内，常用材料有 Al/B₄C 和 Al/Sc 等，同样考虑实际加工难度和稳定性，该波段选择 Al/B₄C 多层膜结构。

多层膜光栅设计

根据 4.3 小节的光学优化结果，我们将 1° 的入射角和 3505.8 line·mm⁻¹ 的刻线密度作为输入，利用严格耦合波算法对上述多层膜结构进行优化设计，优化后的多层膜结构如图 4-7 所示，光栅槽深为 14.25 nm，占空比为 0.5。从上至光栅表面依次为两个周期的 B₄C/Al [12.5 nm/21 nm]、四个周期的 B₄C/Mo/Al [1.5 nm/3 nm/6.1 nm] 和五个周期的 B₄C/Mo/Al [1.5 nm/3 nm/5 nm]，其中一层 B₄C/Al 结构用来提高 49.6~52.9 nm 范围的反射率，两层的 B₄C/Mo/Al 结构用来优化 18.3~21.3 nm 范围的反射率。最终的膜系结构为 B₄C/Al [12.5 nm/21 nm]² + B₄C/Mo/Al [1.5 nm/3 nm/6.1 nm]⁴ + B₄C/Mo/Al [1.5 nm/3 nm/5 nm]⁵。

考虑到实际制备误差，多层膜光栅实际的衍射效率已在理论衍射效率的基

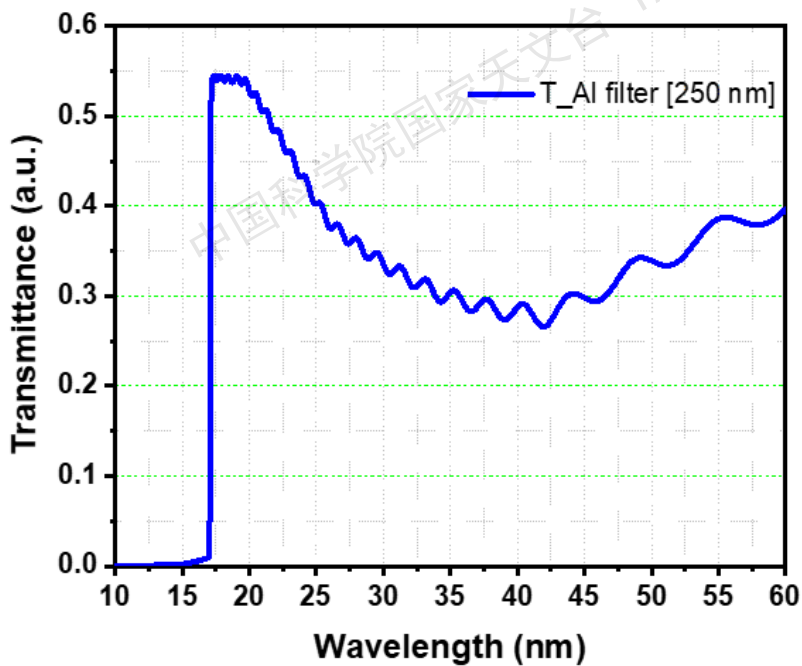


图 4-6 250 nm Al 膜滤光片透过率曲线

Figure 4-6 The transmittance curve of 250 nm Al Film Filter

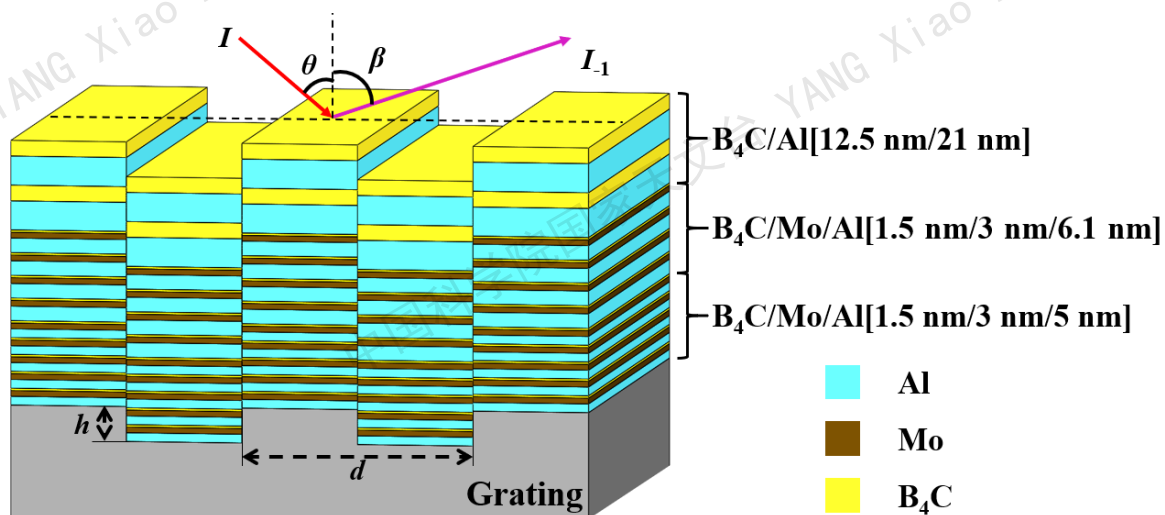


图 4-7 多层膜结构示意图

Figure 4-7 Schematic diagram of the multilayer grating structure

础上乘了 0.8 的系数，衍射效率曲线如图 4-8 a) 所示。图中 19 nm 附近的衍射效率约为 10.8%，50 nm 附近的衍射效率约为 11.6%。

总的传输效率计算

仪器总的传输效率可根据式 (4-13) 计算，其中探测器的量子效率 E_d 参照 46.5 nm 极紫外太阳成像仪 SUTRI 中使用的背照式 CMOS 探测器 (Harada et al., 2019)，可按照 0.5 计算。总的效率曲线如图 4-8 b) 所示，19.3 nm 附近的总效率为 0.016，50 nm 附近的总效率为 0.0067。

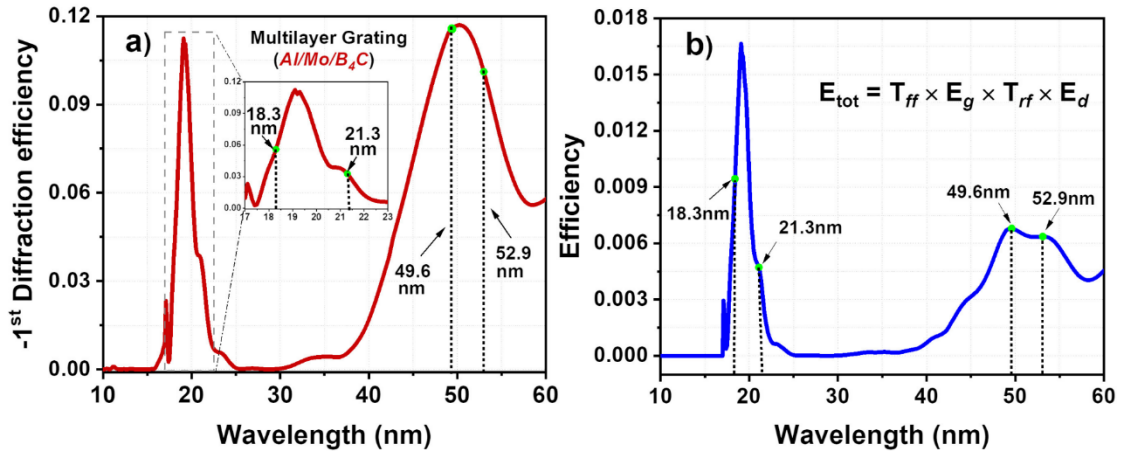


图 4-8 多层膜结构的 a) 衍射效率曲线与 b) 仪器总效率曲线

Figure 4-8 (a) The diffraction efficiency of $B_4C/Mo/Al$ multilayer and (b) the total efficiency curve of the instrument.

4.3.2 光子数评估

总光子数计算能够反映仪器对太阳辐射的响应。单像素获得的总光子数可用式 (4-14) 表示：

$$N(\lambda) = \frac{I(\lambda) \cdot A \cdot E_{tot} \cdot \Delta\lambda}{n_h} \quad (4-14)$$

其中 $I(\lambda)$ ($\text{photons} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{\AA}^{-1}$) 为宁静日冕的太阳辐照度 (Del Zanna, 2019)，可以通过 CHIANTI 模型模拟获得 (Dere et al., 1997)， A 为入口狭缝的面积，根据前述光学设计，容易得到 $A = 0.033 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ 。 E_{tot} 为根据式 (4-13) 计算的总传输效率， $\Delta\lambda$ 为像素分辨率，可以通过线色散和像元大小计算获得，结果为 0.0052 nm 。 n_h 为探测器接收到的狭缝高度方向所占像素数。由式 (4-14) 理论计算的光子数和信噪比如图 4-9 所示。

狭缝高度方向的太阳辐射强度相同，我们可以通过积分狭缝高度方向的 909 个像素来提高全日面积分光谱的信噪比。由图 4-9 可知，18.3~21.3 nm 范围内包含了 Fe VIII 18.521 nm，Fe X 18.454 nm，Fe XI 18.823 nm，Fe XII 19.512 nm，Fe XIII 20.204 nm，Fe XIV 21.132 nm 等发射线，总光子数能达到 2000~10900 个光子。49.6~52.9 nm 范围内包含了 Si XII 49.9 nm，He I 50.4 nm 和 O III 52.6 nm 等发

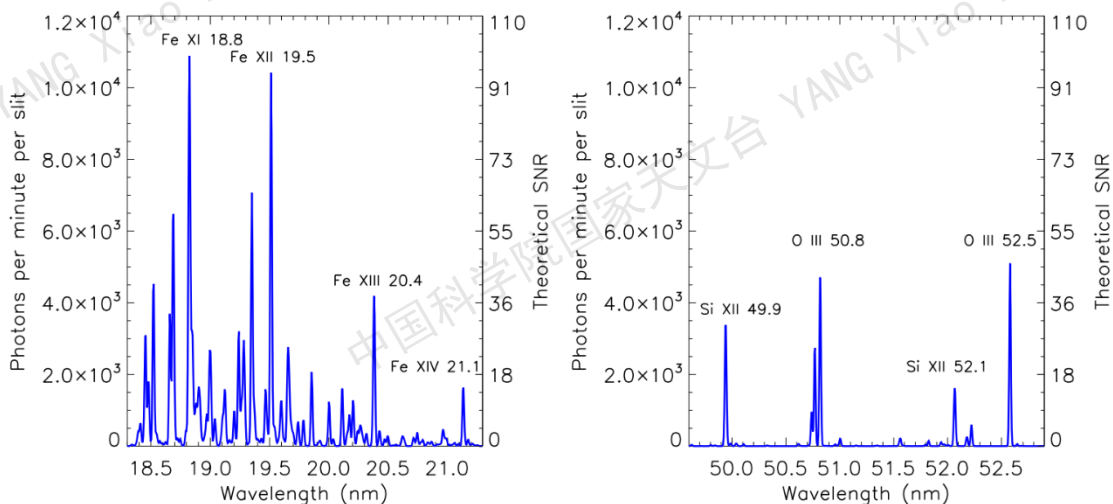


图 4-9 理论光子数与信噪比

Figure 4-9 Theoretical photon number and Signal-to-Noise Ratio

射线，总光子数能达到 1800~5300 个光子。噪声统计方式按照泊松分布统计，则两个波段在曝光时间 60 s 内可达到的理论信噪比分别为 44~104(18.3~21.3 nm) 和 42~72 (49.6~52.9 nm)。

4.4 观测平台稳定度对全日面积分极紫外光谱仪性能的影响

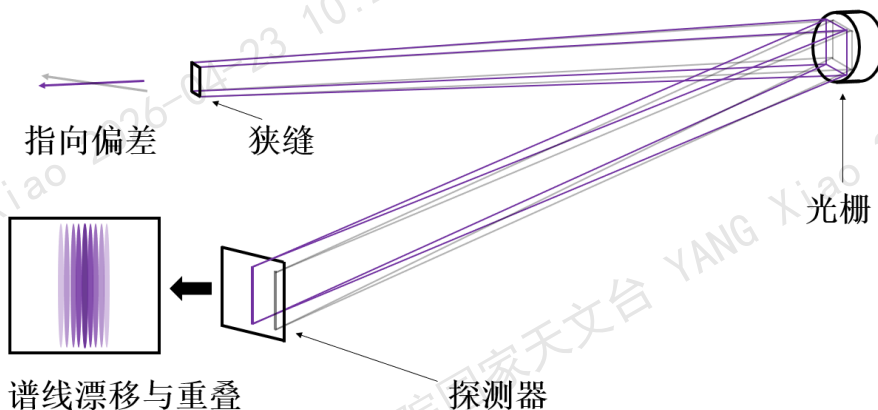


图 4-10 平台指向漂移与不稳定对光谱分辨率的影响

Figure 4-10 Schematic diagram of degradation of spectral resolution caused by the stability of satellite platform

仪器搭载的平台姿态和位置会因受到扰动发生微小变化，这些变化会导致平台指向的偏移和稳定度的下降 (Yoshida et al., 2013; Nasa et al., 2013)，使仪器的入射角发生变化，造成焦面上的光谱偏离理想位置。谱线位置的快速改变在探测器上表现为谱线的漂移和重叠，而探测器捕捉到的谱线宽度，是在一定时间内谱线变化的积分效果，因此探测器在一次曝光过程中将会捕获更宽区域的光谱，导致光谱分辨率的降低。因此我们分析了搭载平台的稳定度对光谱分辨率的影

响，同时也对搭载平台提出了要求。

我们提出了一种定量评估平台稳定度对光谱分辨率影响的方法：假设仪器和平台的相对位置保持不变，平台的随机抖动遵循高斯分布。我们使用蒙特卡洛方法结合 Zemax 研究了不同入射角误差引起的光谱分辨率变化。对于 19nm 的波长，使用 Zemax 随机生成四组不同入射角误差的谱线位置。入射角误差分别为 $\pm 36''$ ($\pm 0.01^\circ$)、 $\pm 18''$ ($\pm 0.005^\circ$)、 $\pm 7.2''$ ($\pm 0.002^\circ$) 和 $\pm 3.6''$ ($\pm 0.001^\circ$)，每组进行 1000 次模拟，统计各个误差范围内由于入射角偏差对 19 nm 波长位置造成的谱线偏移量，计算结果如图 4-11 所示。图表中横坐标表示的是谱线的偏移量，纵坐标表示的是统计次数。我们将高斯拟合获得的半峰全宽 (FWHM) 作为谱线位置偏差对光谱分辨率的影响因素。因此，实际光谱分辨率 $\Delta\lambda_a$ 可以表示为：

$$\Delta\lambda_a = \frac{d\lambda}{dl} \sqrt{\Delta Y^2 + \sigma^2} \quad (4-15)$$

其中 ΔY 表示理想情况的谱线宽度， σ 表示图 4-11 统计的谱线位置偏差的半峰全宽。在 19nm 波长处，光斑宽度 Y 约为 33.5 μm ，四次不同入射角变化的位置偏移 σ 分别为 105.9 μm 、54.2 μm 、21.9 μm 和 10.6 μm 。由式 (4-15) 可得相应的光谱分辨率分别为 0.052 nm、0.030 nm、0.0190 nm 和 0.0166 nm。我们要求在 19 nm 处光谱分辨本领高于 1000，即光谱半宽小于 0.019 nm，在 60s 曝光时间内卫星稳定度满足需求，因此平台的稳定度需控制在 $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ 以内。

为了实现 CME 初始传播阶段视向速度的精准探测，本章对正入射多层膜凹面光栅探测方案的可行性进行了进一步分析，详细开展了双波段全日面积分极紫外光谱仪的光学设计。我们首先根据凹面光栅像差理论以及线色散和狭缝像、探测器像元大小的关系，给出了狭缝尺寸、入射臂、出射臂、光栅周期等重要光学参数的初步取值，并分析了入射角、入射臂、光栅曲率半径和光栅周期对光谱分辨率（本文使用线色散来估计分辨率）和光学尺寸的影响。利用 Zemax 光学模拟软件对系统进行详细分析，获得两个波段的光谱分辨本领分别优于 1000 (18.3~21.3 nm) 和 2000 (49.6~52.9 nm)。为了同时保证两个波段的光学效率，我们还优化了多层膜结构，即使用 $\text{B}_4\text{C}/\text{Mo}/\text{Al}$ 以及 $\text{B}_4\text{C}/\text{Al}$ 多层膜结构，并计算了该探测方案的传输效率和总光子数。两个波段的传输效率分别为 0.016 和约 0.0067，在曝光 60s 时总光子数分别为 2000~10900 和 1800~5300 个光子，信噪比分别可达到 44~104 和 42~72。最后我们分析了搭载平台的稳定度对光谱分辨率的影响，当平台的指向稳定度在曝光时间内 (60 s) 优于 $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ 时，才能满足光谱分辨率的指标需求。

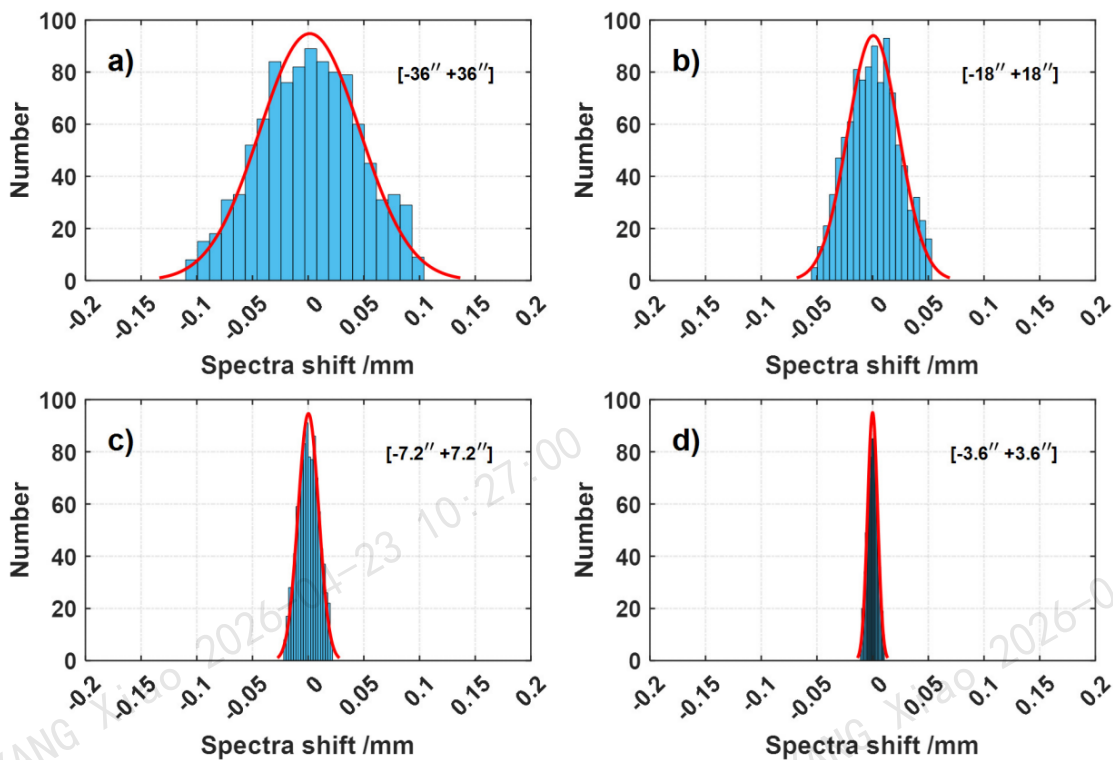


图 4-11 平台稳定度分别为 a) $\pm 0.01^\circ/\text{s}$ 、b) $\pm 0.005^\circ/\text{s}$ 、c) $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ 和 d) $\pm 0.001^\circ/\text{s}$ 时对光谱分辨率的影响

Figure 4-11 Influence on Spectral Resolution when Platform Stability is a) $\pm 0.01^\circ/\text{s}$, b) $\pm 0.005^\circ/\text{s}$, c) $\pm 0.002^\circ/\text{s}$ and d) $\pm 0.001^\circ/\text{s}$

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

第5章 双波段全日面积分极紫外光谱仪结构设计

在第四章光学设计的基础上，本章进一步开展了双波段全日面积分极紫外光谱仪的结构设计。本章首先从功能性、光谱分辨率精度保证和可见光辅助装调等方面考虑设计需求，确定总的结构设计方案。探究不同参数对主要腔体力学性能的影响，并结合实际需求利用有限元分析方法开展总体结构与力学性能分析。

5.1 结构设计需求

5.1.1 功能需求

结构设计首要保证结构在经过加工、装调、冲击振动后的精度依然在公差范围内，进而保证仪器的光谱分辨率。然而太阳极紫外辐射强度仅为可见光的万分之一，且绝大多数材料对极紫外波段都有强烈的吸收，极紫外波段对污染也非常敏感，因此除了保证仪器光谱分辨率之外，尽可能保证目标波段的光学效率也是结构设计的重点。结合深空探测任务和极紫外光谱探测的特点，围绕结构选材与具体设计，我们总结了以下结构设计需求：

(1) 精度需求：光谱分辨率的保证主要依赖于光学设计与结构加工、装调和检测精度。光学设计只是相对理想的设计方案，而结构设计需要保证在实际加工、装调、发射、运行时经过各项误差传递后，使得最终获得的光谱依然能够满足科学需求。因此为了保证光谱仪的精度，首先需要合理的光学设计来提供可行的公差分析，其次围绕公差分配并结合误差来源开展简单可靠的装调方案设计与结构的设计仿真优化。可能产生的误差主要来源于光学元件与机械零件的加工误差、各部件及整机的装调误差、检测时的测量误差、发射时冲击振动作用下的结构变形、在轨运行时重力压力释放与温差带来的结构变形、卫星平台指向精度与稳定度带来的误差等。结构设计综合这些误差项，选材上要求尽可能选择轻量化材料，材料本身能够提供高刚度和强度，低热膨胀系数，以及好的结构稳定性；在仿真优化时着重考虑存在超重、压差、温差、冲击、振动等不同情况下的静力学和动力学仿真分析，并根据仿真结果完善结构设计。

(2) 轻量化需求：深空探测任务对载荷质量约束非常严格，双波段全日面积分极紫外光谱仪的整体质量不超过 8kg，且其外形尺寸需要约束在长 × 宽 × 高 = 800×250×200 mm 以内。因此从选材上来说需要使用密度更小，但力学性能同样优异的新型材料代替常规金属材料。除此之外在结构设计时对质量的控制也是非常严苛的约束条件，意味着需要通过不断的仿真优化最大限度地提高材料利用率，进而保证轻量化的需求(田娜等)。

(3) 防污染需求：极紫外辐射对污染非常敏感，光学元件或探测器表面有机污染物会引起强烈的极紫外吸收，严重降低极紫外辐射的光学效率，因此仪器对

材料选择与表面处理要求较为严格。在材料选择上，首选低放气率，不掉屑，导热好的材料。结构设计上主要考虑限制污染物的产生、将污染物排出腔体外和使用其他结构吸附污染物等手段，比如将光学箱和电子学箱分开、设置冷阱结构 (Fox, 2011)、地面运输储存时充氮保护 (Schuehle, 1994) 等。

(4) 密封需求：仪器在运输和发射前需要密封保存，一方面保证在地面存储时避免灰尘等杂质污染物的进入，另一方面保护滤光片，因此需要维持腔体内部在氮气环境下。由于充氮气后腔体内外存在压差，结构设计时需考虑压差对结构变形的影响。

(5) 杂光抑制需求：太阳极紫外辐射约为可见光的万分之一，可见光和红外光的存在会严重影响探测器对极紫外辐射的接收，因此仪器内部需要严格控制杂散光的产生和进入。且仪器内部使用两束完全独立的光路，两束光路距离相对较近，如何保证两束光路的光不会相互干涉，对光谱仪的对准、装调和杂散光抑制都提出了更高的要求 (杨林等, 2011)。

(6) 环境适应需求：载荷在运行过程中将会长时间遭受粒子辐照、弱磁场、磁层亚暴，微流星体，原子氧等空间环境的影响，对结构的环境适应性提出了更高的要求 (李昌宏张志平, 2024)。

5.1.2 公差匹配需求

仪器结构能否达到光谱分辨率要求取决于能否满足光学公差要求。我们通过改变单一的光学参量，计算焦面位置谱线的宽度，以此评估各光学参数的调节余量。图 5-1 分别为 a) 曲率半径加工精度、b) 入射臂装调精度、c) 出射臂装调精度、d) 探测器角度对光谱分辨率的影响，四个参量均以光谱分辨本领达到 1000 作为约束，获得该系统的公差分配如表 5-1 所示。其中入射臂和出射臂的装调精度在 $\pm 0.1 \text{ mm}$ 范围内，入射角和探测器安装角装调精度在 $\pm 0.05^\circ$ ，而狭缝沿垂直光轴另外两方向的平移会导致光谱在焦面位置的平移，对光谱分辨率影响较小。

表 5-1 光栅结构公差分配

Table 5-1 The tolerance allocation for assembly and alignment

参数	公差
光栅入射臂装调精度	$\pm 0.1 \text{ mm}$
光栅出射臂装调精度	$\pm 0.1 \text{ mm}$
探测器安装角度装调精度	$\pm 0.05^\circ$
光栅装配角度误差	$\pm 0.05^\circ$

5.1.3 装调检测匹配需求

结构设计还建立在合适的装调方案上。极紫外波段不能在空气中传播，且光谱仪本身不成像，只有光谱，系统的装调检测均需在真空状态下进行，因此我们

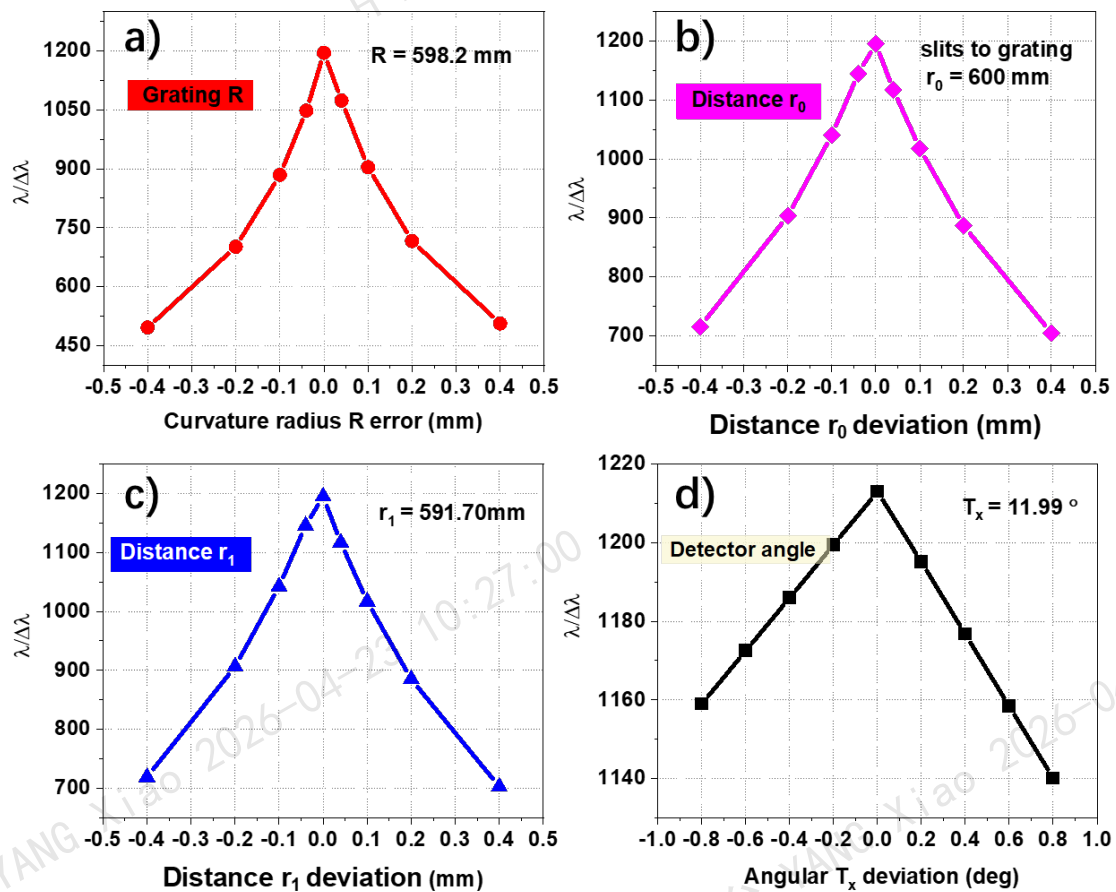


图 5-1 a) 曲率半径加工精度、b) 入射臂装调精度、c) 出射臂装调精度、d) 探测器角度分别对光谱分辨率的影响

Figure 5-1 a) The influence of the machining precision of the radius of curvature, b) the alignment precision of the distance from slit to grating, c) the alignment precision of the distance from grating to detector, and d) the angle of the detector on the spectral resolution respectively.

需要寻找合理高效的装调手段来保证系统的装调检测精度。为此我们提出了使用可见光代替极紫外光谱的装调方案，该方案能够在空气中装调确定狭缝、光栅、探测器之间的相对位置关系，避免了在装调检测过程中的反复拆装。

首先我们先确定各元件需要保证的装调方向：狭缝高度方向需要与光栅刻线方向严格平行，基准棱镜与两路光轴需要严格平行，狭缝、光栅、探测器的相对位置关系包括相对距离和相对角度均需要严格保证。由此我们设计了如下的装调设计方案（图 5-2）：

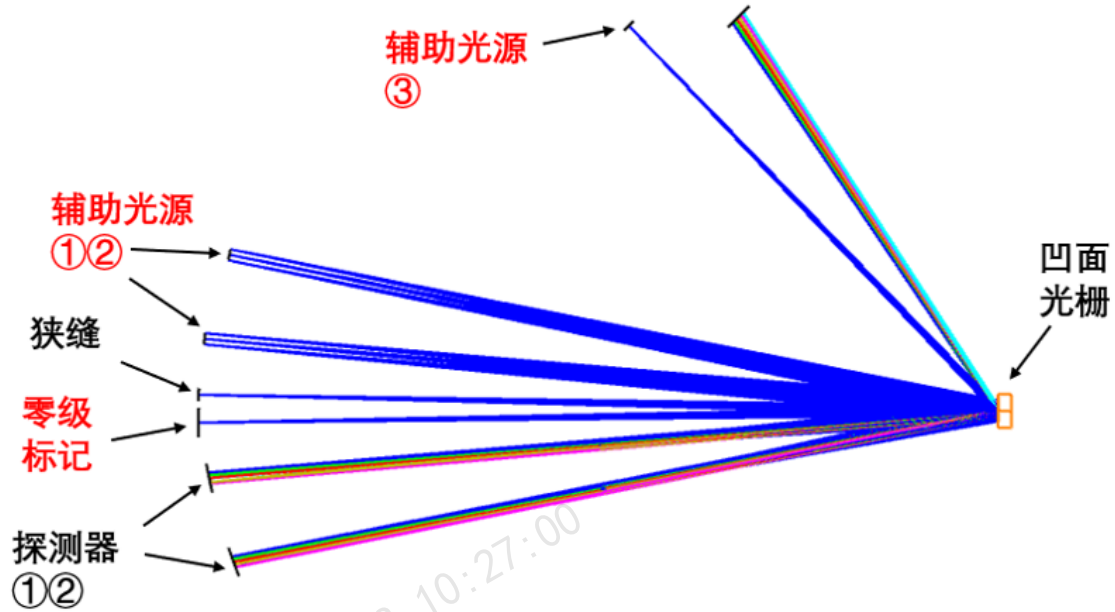


图 5-2 基于可见光的装调方案设计

Figure 5-2 Alignment Scheme Design Based on Visible Light

(1) 确定入射臂和入射角：我们以狭缝为基准，模拟获得了光栅在理想位置下的零级反射聚焦位置，通过狭缝与零级反射点，调节狭缝与光栅之间的距离与相对角度；

(2) 确定出射臂和衍射角：按照 1° 的入射角和原有衍射光路，我们在狭缝一侧使用可见光按照原光路零级反射至探测器位置。为了保证探测器安装角度，可见光辅助光路使用了三条狭缝同时成像，三条狭缝像能够确定探测器的安装角度与极紫外光谱完全一致；

(3) 确定光栅刻线方向与光轴垂直：使用 442nm 的辅助光源，该光路在光栅的衍射下能够获得衍射光谱且可在空气中传播，能够保证衍射光谱高度与狭缝中心高度一致

按照以上的装调方案，在结构设计中我们需要保证狭缝沿光轴方向旋转的一维调节量，光栅可调节三个方向的旋转量和沿光轴的平移量，探测器调节量与光栅相同，均需四维调节量。

5.1.4 总体结构设计方案

为了最大程度地提高双波段全日面积分极紫外光谱仪的光学效率，我们使用两路独立光路分别对 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm 两个观测波段进行探测，两个光路上下平行放置。两路光路分别由狭缝、前置滤光片、光栅、后置滤光片和探测器组成，结构设计如图 5-10 所示，主要包括镜盖组件、密封腔体与柔性支撑、狭缝滤光片组件、光栅组件、后置滤光片组件、探测器组件等。

太阳辐射从镜盖组件一侧进入仪器内部，通过镜筒内部和狭缝前的光阑，沿光轴经过前置滤光片照射到两个狭缝上。经过狭缝组件的极紫外辐射沿 1° 的入射角入射至光栅组件，将极紫外辐射色散开并分别聚焦于两个探测器组件上。镜盖组件和探测器组件均位于仪器头部位置。各组件提供了各光学和电子学元件的支撑和调节，密封腔体提供了所有组件的安装和调节平台，柔性支撑提供了仪器与卫星的连接接口。

密封腔体是除电子学外最复杂也最重要的结构。密封腔体为其他所有组件提供了保护和装调平台，是保证各元件相对位置精度的重要结构，同时也是轻量化、防污染程度最高，并需要兼顾吸收和遮挡杂光的功能。因此我们重点开展了密封腔体的结构设计，使用有限元分析软件指导优化了腔体的结构。

5.2 不同结构参数对腔体力学性能的影响

5.2.1 腔体设计需求

密封箱体承载了所有的光学和电子学元件，是保证光谱分辨率的关键部分。根据结构设计需求，密封腔体主要有保精度、密封、防污染、抑制杂光、保护内部元件不受空间环境影响等功能。我们将密封腔体的相关要求总结如下：

(1) 选材：密封腔体首选高比刚度、高比强度的材料，保证在轻量化的同时，还能有足够的刚度和强度抵抗变形和破坏；腔体材料的热膨胀系数尽可能低，降低温差导致的热变形，还需要能够长时间适应空间环境；

(2) 精度保证：结构与装调以腔体底板为基准，综合地面装调检测定标和复杂的发射及空间环境，腔体底板在光轴方向的形变量不应超过 0.1 mm；

(3) 密封防污染：腔体与镜盖、探测器组件、密封盖的连接均采用胶圈密封，连接后腔体能够维持密封状态；

(4) 消杂光：腔体内表面做表面处理，减少可见光多次反射带来的杂散光；内部设置光阑和遮光板，降低入射光与衍射光之间的相互干扰，以及减少两束光路之间的相互影响 (SPICE Consortium et al., 2020; Halain et al., 2012)；

(5) 考虑与腔体配合或连接的其他材料的热变形对腔体的影响 (Villalba et al., 2020)；

(6) 腔体与其他结构连接允许重复拆装，且连接处强度足够经受发射时的冲击和振动。

整个腔体采用了类似的日冕环境极紫外光谱成像仪 (Spectral Imaging of the

Coronal Environment, SPICE) 沿光路的梯形腔体形式 (SPICE Consortium et al., 2020)。与之不同的是, SPICE 腔体底板与侧板、杂光挡板采用拼接的形式, 我们的腔体底板与侧板采用了一体加工的方式, 狭缝和光栅安装在腔体底板来保证两者的相对位置精度, 探测器安装在侧板, 通过修磨侧板的安装凸台来调节探测器的姿态。

5.2.2 不同材料对比

针对密封腔体的选材, 我们综合考虑了常用材料和一些新型轻量化材料, 主要包括 2A12 铝合金、TC4 钛合金、殷钢、镁锂合金、C/SiC 陶瓷基复合材料、蜂窝板、不同组分的铝基碳化硅等材料和结构。其中 2A12 铝合金、镁锂合金密度较低, 但两者的热膨胀系数都比较高, 因温差而导致的变形更大。对比之下殷钢的稳定性较高, 热膨胀系数只有 $1\sim 3\times 10^{-6}/K$ (根据组分的不同可调), 但其密度约为铝合金的三倍, 对于轻量化要求高的大型结构来说并不适用。

TC4 钛合金是一种综合性能优异的金属材料, 它的密度为 4.44 g/cm^3 , 弹性模量为 109 GPa , 热膨胀系数只有铝合金的三分之一左右, 但其屈服强度能达到 890 MPa , 抵抗塑性变形的能力更强, 在 SUTRI 中的主承力筒就是用了该材料。

C/SiC 陶瓷基复合材料是一种无机非金属材料, 其烧结成型后可通过机加工进行后续处理。该材料的密度会随着 C 和 SiC 比例的变化而变化, 范围在 $2\sim 2.5\text{ g/cm}^3$ 之间。耐高温, 且热膨胀系数仅为 $1\times 10^{-6}/K$, 适用于航空发动机等高温热结构中。

蜂窝板是一种蜂窝夹层的结构, 两侧通常使用铝或碳纤维蒙皮与夹层粘接在一起, 这种中空的结构大大降低了结构的质量, 同时能够保证较高强度, 热稳定性也较为优异, 一些极紫外空间望远镜的光学箱, 比如 SPICE, EIS, EUVST 也采用了这种结构来保证轻量化需求 (SPICE Consortium et al., 2020; Halain et al., 2012)。

铝基碳化硅同样作为航天中常用的新型材料, 其在金属基上增加了无机物碳化硅来提高材料的强度, 可以采用机加工, 随着碳化硅比例的增加, 其弹性模量和强度也随之增加, 热膨胀系数降低, 但过高含量的碳化硅会导致材料硬度过大。

综上所述, 能保证刚度、强度、热稳定性需求且低密度的常用材料, 可供我们使用的主要有: TC4 钛合金, 但其密度较大, 无法满足轻量化设计; 铝合金材料热稳定性差, 对腔体的热控要求较高; 对于新型材料, 密度和力学性能能够满足设计需求, 但国内目前新型材料应用于空间载荷研制的经验较少。因此对于以上新型材料, 我们根据各材料的特性开展了进一步的力学性能研究。

C/SiC 陶瓷基复合材料

C/SiC 陶瓷基复合材料是一种通过铺层并沉积烧结而成的一种材料, 该材料密度低于铝, 但热胀系数与普通铝材低一个数量级, 是一种适用于航天航空的新型轻量化材料。这种材料的特点如下:

- 1) 材料颜色：灰黑色；
- 2) 孔隙率：7~13%左右，可使用高温胶渗透降低孔隙率；
- 3) 加工方式：沉积后可机加工；
- 4) 污染：材料本身为无机物，但存在的孔隙可能会造成污染；
- 5) 热变形：热膨胀系数 $1 \times 10^{-6}/K$ ，一般与钛合金做匹配，与热膨胀系数差距大的材料配合连接需要考虑热变形的问题；
- 6) 接口：材料本身加工的螺纹孔不能重复拆装，需要预埋件；
- 7) 韧性：材料本身硬度较高，耐磨，与金属材料相比韧性较差，但仍然有足够的韧性抗冲击振动；

经过与陶瓷复合材料公司讨论，结合 C/SiC 陶瓷基复合材料的加工工艺性设计的双波段全日面积分极紫外光谱仪的密封腔体结构如图 5-3 所示。使用该材料加工的腔体，在腔体内部或顶盖存在加强筋结构时，加强筋两侧需要采用嵌套的形式加工，相邻嵌套的结构需要使用铆钉连接，铆接处相当于为两层材料，因此在一定程度上牺牲了轻量化的需求。

由于该材料存在一定孔隙率，我们还对该材料进行了密封测试。真空测试使用了一段内径为 80 mm、长度为 800 mm 的空心轴，轴身存在铆钉堵住的铆钉孔，用来模拟加强筋结构的铆钉孔。样件两端用 KF80 的胶圈密封，底端为抽速 2300 L/s 的真空泵，顶端为真空计，该空心轴极限真空度只能达到 3500 Pa。且该材料微观结构存在亚毫米级的孔隙结构，类似结构可能会造成有机物吸附到探测器芯片，严重吸收极紫外辐射。

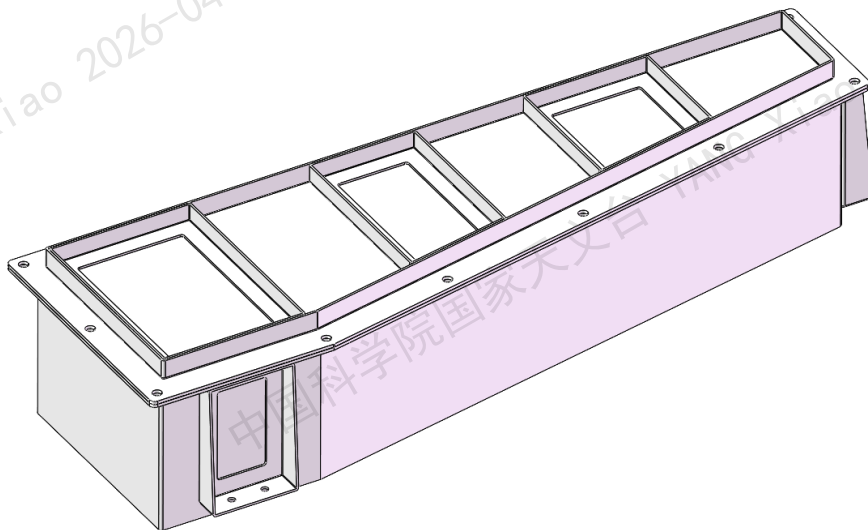


图 5-3 C/SiC 陶瓷基复合材料腔体结构示意图

Figure 5-3 Schematic Diagram of C/SiC Ceramic Matrix Composite Cavity Structure

蜂窝铝板

蜂窝铝板是一种蜂窝式夹层结构，夹层通常使用较薄的铝膜压接成蜂窝形式，两侧与薄的碳纤维板或金属材料粘接在一起。这种空心式结构大大降低了板

材的质量，且能够承受高强度的压力与剪切力，还能抵消一定的热变形，在空间任务中常用于有精度需求的平面结构和壳体结构中。

结合该材料加工工艺性进行的结构设计如图 5-4 所示。该结构更适用于平面、曲率半径较大的曲面和规则的圆筒形结构加工。对于梯形密封腔体来说，腔体侧壁、底板和中间加强筋需要分开加工，然后侧板和底板按位置要求粘接在一起。由于镜盖、探测器组件以及探测器导热铜板等结构都在腔体前板，前板的精度需求较高，因此前板使用金属材料加工，前板与侧板和底板之间需要靠销钉保证相对位置精度。蜂窝板四周为了保证平滑和连接，需要进行金属包边。连接位置为了保证密封，密封槽位置还需要金属镶嵌保证密封的强度，内部与其他结构连接的位置也需要预埋件。

所以使用蜂窝铝板拼接的腔体，首先不能保证密封，其次由于前板集成了镜盖和两个探测器的重量，前板受力类似悬臂梁，拼接后容易变形。并且采用拼接的形式难以保证狭缝、光栅、探测器之间的位置精度。因此我们更倾向于选择其他允许一体化加工的材料和结构。

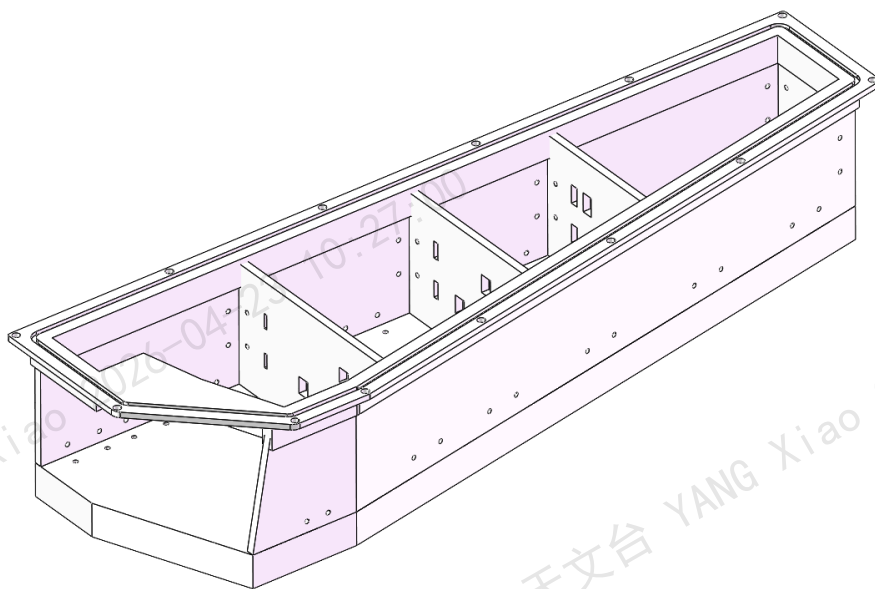


图 5-4 蜂窝铝板腔体结构示意图

Figure 5-4 Schematic Diagram of Honeycomb Aluminum Plate Cavity Structure

铝基碳化硅材料

铝基碳化硅是铝基碳化硅颗粒增强复合材料的简称，是在铝中加入不同比例的碳化硅来降低热膨胀系数，提高力学性能，常用于航天航空中重要的承载结构件中。该材料保留了金属材料的加工工艺性，允许进行机加工，且相对于其他复合材料更容易加工较复杂的结构。但需要反复拆装的位置同样需要预埋件来保证连接强度。

由于铝基碳化硅的力学性能随碳化硅加入的比例不同而变化，为了尽可能降低材料的热膨胀系数，提高力学性能，我们选择碳化硅含量较高的 60% SiC/Al。

60% SiC/Al 中加入的碳化硅比例约 60%，该材料密度与铝接近，但热膨胀系数仅为铝的三分之一，弹性模量是铝的两倍。

综合比较三种新型材料和结构（表 5-2），C/SiC 陶瓷基复合材料由于存在微观孔隙而不能保证防污染需求，且因为其加工工艺性必须采用嵌套和预埋件保证连接，降低了轻量化程度；蜂窝铝板轻量化程度很高，且力学性能较为优异，而由于双波段全日面积分极紫外光谱仪的形状并不规则，且前板承重较大，为悬臂梁的结构，与侧板和底板的连接相对位置精度较难保证。但该结构在未来大型空间望远镜的结构设计中依然具有较大优势。铝基碳化硅材料以金属材料为主，兼具了金属材料的加工工艺性和碳化硅的热稳定性，因此我们选择铝基碳化硅为密封腔体材料。

表 5-2 不同材料物理性能和加工工艺性对比

Table 5-2 Comparison of the physical properties and machinability of different materials

材料	C/SiC	蜂窝铝板	60% SiC/Al
密度/(g/cm ³)	2.0	/	3.1
弹性模量/GPa	70	/	200
热膨胀系数/(10 ⁻⁶ /K)	1.03	/	8.5
屈服强度/MPa	150	/	460
孔隙率/%	7	无	无
最薄壁厚/mm	2.5~3	根据需求制定	2
是否需要预埋件	是	是	是
加工方式	辅层 + 沉积	粘接	机加工

5.2.3 加强筋设计对腔体力学性能的影响

为了防止薄膜滤光片破损和密封腔体在存储、运输、装调中受到污染，仪器在地面存储过程中需要充氮保护。充氮的正压将会维持到发射后，并在两周以内的时间内通过泄气阀泄压。因此腔体需要受到最大一个大气压的压差，而仪器本身是细长型箱体结构，在承受压差时中间部分更易变形，且腔体底板保证了各元件相对位置，所以我们需要针对密封腔体进行压差变形分析，来优化密封腔体结构，降低腔体底板的变形。

在腔体内部未做任何措施时，我们使用 ANSYS workbench 对腔体进行一个大气压压差变形分析，具体设置如下：密封腔体材料按 60% SiC/Al 物理性能设置，简化轴承等非关键受力的细小零件的结构，全局网格控制采用最高分辨率 7，网格的目标质量设为 0.85；对柔性支撑采用局部网格控制，三个支腿的网格尺寸设置为 1 mm，约束柔性支撑 12 个螺钉压面，设置腔体外表面承受 0.1 MPa（一个大气压）的压力，计算结果如图 5-5 a）所示。密封腔体在封盖中间、腔体侧板和底板中间均有较大变形，腔体底板最大变形量为 0.13 mm，狭缝、光栅的相对变形量为 0.11 mm，不满足公差分析的结果。

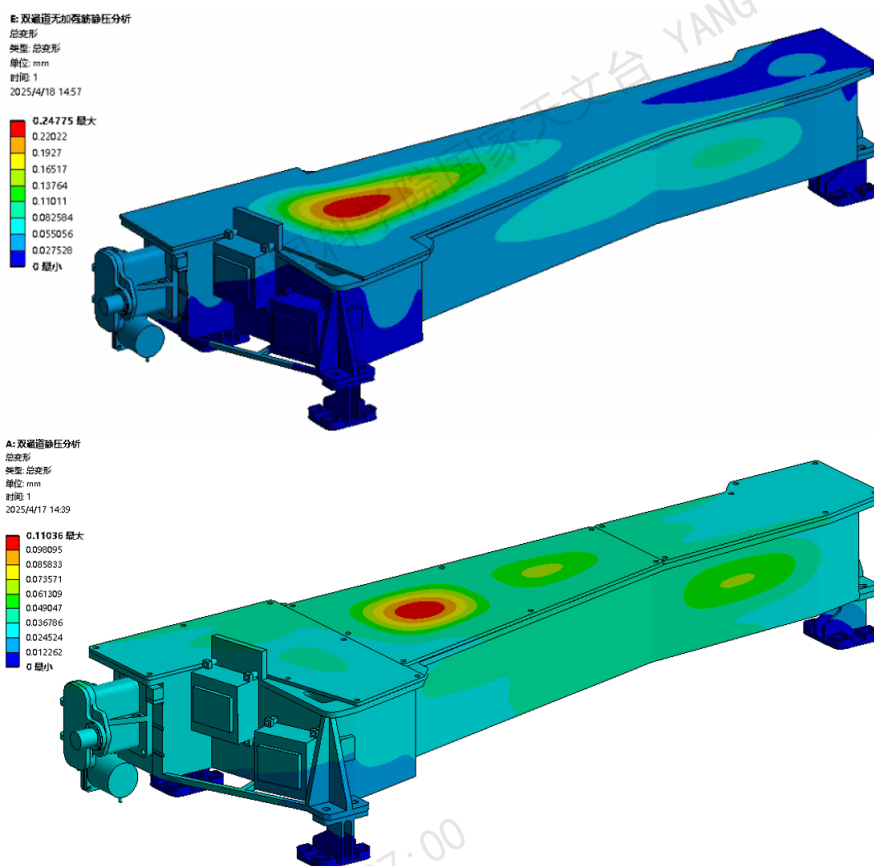


图 5-5 加强筋前后一个大气压下的变形分析, a) 无加强筋的变形; b) 有加强筋的变形
 Figure 5-5 Deformation analysis under one atmospheric pressure before and after adding stiffeners, a) Deformation without stiffeners; b) Deformation with stiffeners

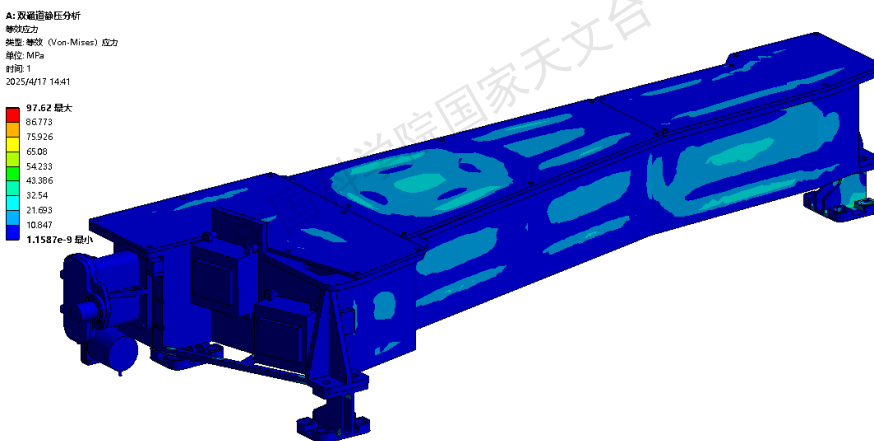


图 5-6 一个大气压压差下的应力分布
 Figure 5-6 Stress distribution under one atmospheric pressure difference

加强筋是对材料起到补强作用的常用手段。我们在腔体内部宽度方向设置三道加强筋，并在腔体底板下方根据光路设置加强筋补强，增加腔体底板的刚度。使用 ANSYS workbench 按上述方式设置，获得在腔体内部设置加强筋结构的变形分析与应力分布，分别如图 5-5 b) 和 5-6 所示。设置强筋后狭缝到光栅的相对变形量为 0.012 mm，变形最大的位置位于中段密封盖前端，最大应力为 97.62 MPa，位于柔性支撑位置，满足结构设计的需求。而中间加强筋的结构不仅起到增加刚度和强度的作用，还可以作为腔体内部的遮光板，降低入射光与衍射光、上下两光路以及零级光的影响。

5.2.4 柔性支撑结构对腔体力学性能的影响

为了防止卫星平台的热变形对仪器指向和光谱分辨率的影响，腔体与卫星平台之间采用柔性支撑连接，柔性支撑采用了与 SPICE 类似的结构 (SPICE Consortium et al., 2020)，头部两个支撑主要减小长度方向的热变形，尾部的支撑主要减小宽度方向的热变形。柔性支撑承受了整个仪器的质量，还是仪器经受低频正弦振动、高频随机振动等动态激励的主要受力位置，因此不仅要求柔性支撑材料的热膨胀系数需要与密封腔体材料进行匹配，还需要有较高的屈服强度来抵抗破坏。综合考虑下柔性支撑的材料为 TC4 钛合金。

柔性支撑的高度影响了抵抗平台热变形的能力。柔性支撑越高，平台的热胀冷缩引起的指向偏移越小，但相应载荷整体刚度越低，基频随着柔性支撑的增加而有所下降；柔性支撑越低，平台存在温差变形时导致的指向偏移越大，但此时载荷刚度更好。因此我们分析了不同高度的柔性支撑在平台存在热变形时导致仪器指向的偏移量。

我们使用 800×400 mm 的平板代替承载载荷的基板，通过对该基板左端（仪器镜盖一侧）施加位移载荷来代替基板受热时的变形量，计算获得狭缝和光栅的相对变形量来评估是否满足公差分析和指向偏差。划分网格和固定约束按照压力变形分析设置，对基板施加-x（长度方向）方向的 1 mm 位移量，计算柔性支撑高度分别为 58 mm、43 mm 和 28 mm 的整体结构中沿 x 方向的变形量，结果如图 5-7 所示。狭缝、滤光片沿光轴方向的变形量分别为 0.005 mm、0.01 mm、0.025 mm，该变形量引起的指向精度偏差不超过 1'，但沿光轴的变形量超过 0.1 mm 时将会导致光谱分辨率的下降。

我们进一步对 43 mm 高度的柔性支撑开展不同基板变形量对指向的影响。图 5-8 表示位移量分别为 2 mm、1 mm 和 0.5 mm 时整体结构在长度方向的变形量，对应狭缝、滤光片长度方向的变形量分别为 0.017 mm，0.01 mm，0.005 mm。

由于柔性支撑的高度对结构整体刚度有影响，我们还分析了不同高度柔性支撑的基频，结果如图 5-9 所示，高度分别为 58 mm、43 mm 和 28 mm 的柔性支撑对应的整体结构基频分别为 147.15 Hz、239.32 Hz 和 310.99 Hz。随着柔性支撑高度的增加，一阶基频也越来越低，综合考虑结构抵抗热变形和保证结构刚度的需求，我们确定柔性支撑的高度控制在 40~45 mm 范围内。

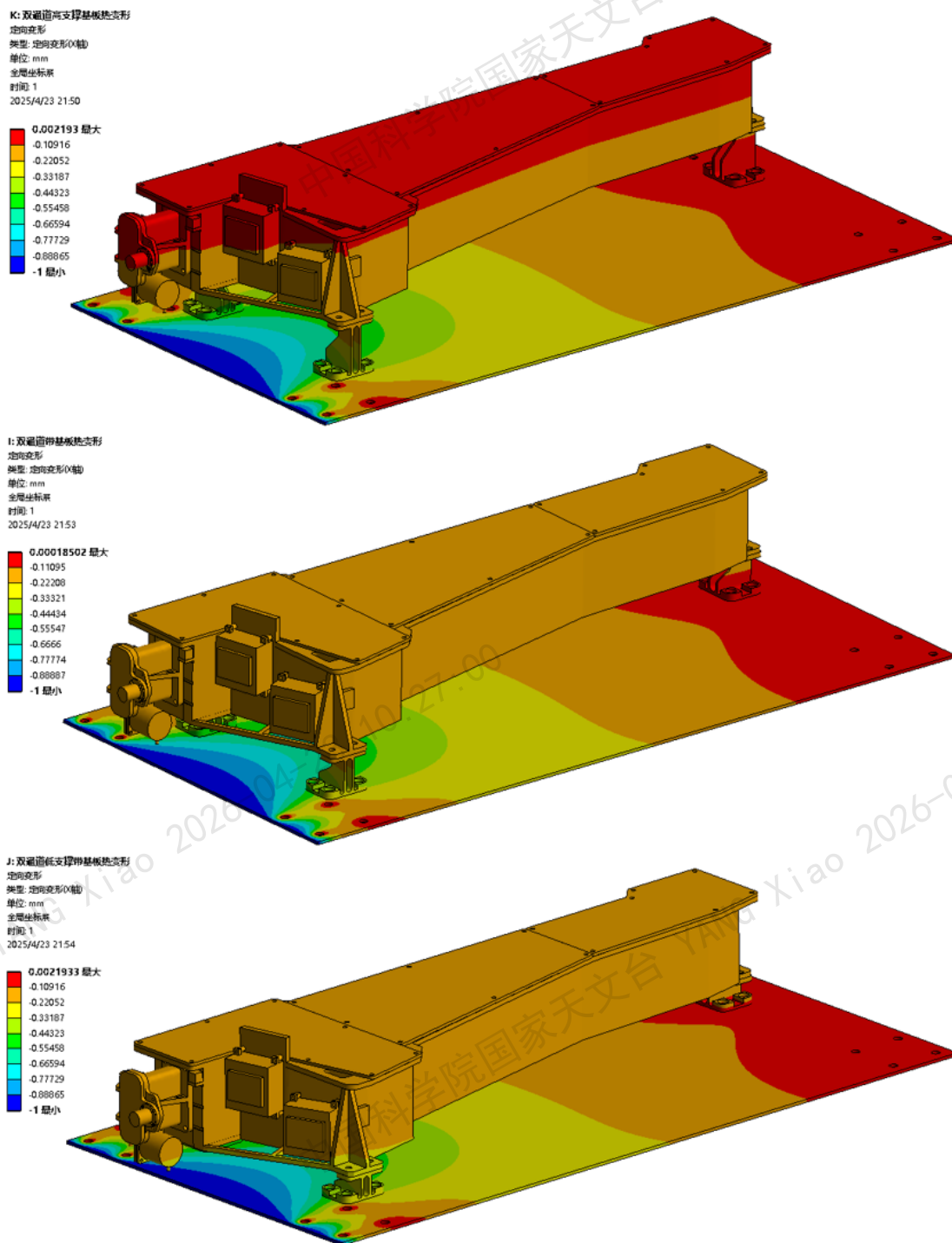


图 5-7 从上至下以此为 58 mm、43 mm 和 28 mm 高度的柔性支撑基板变形对仪器的影响
 Figure 5-7 Influence of substrate deformation on the instrument with flexible supports of 58 mm, 43 mm and 28 mm heights from top to bottom

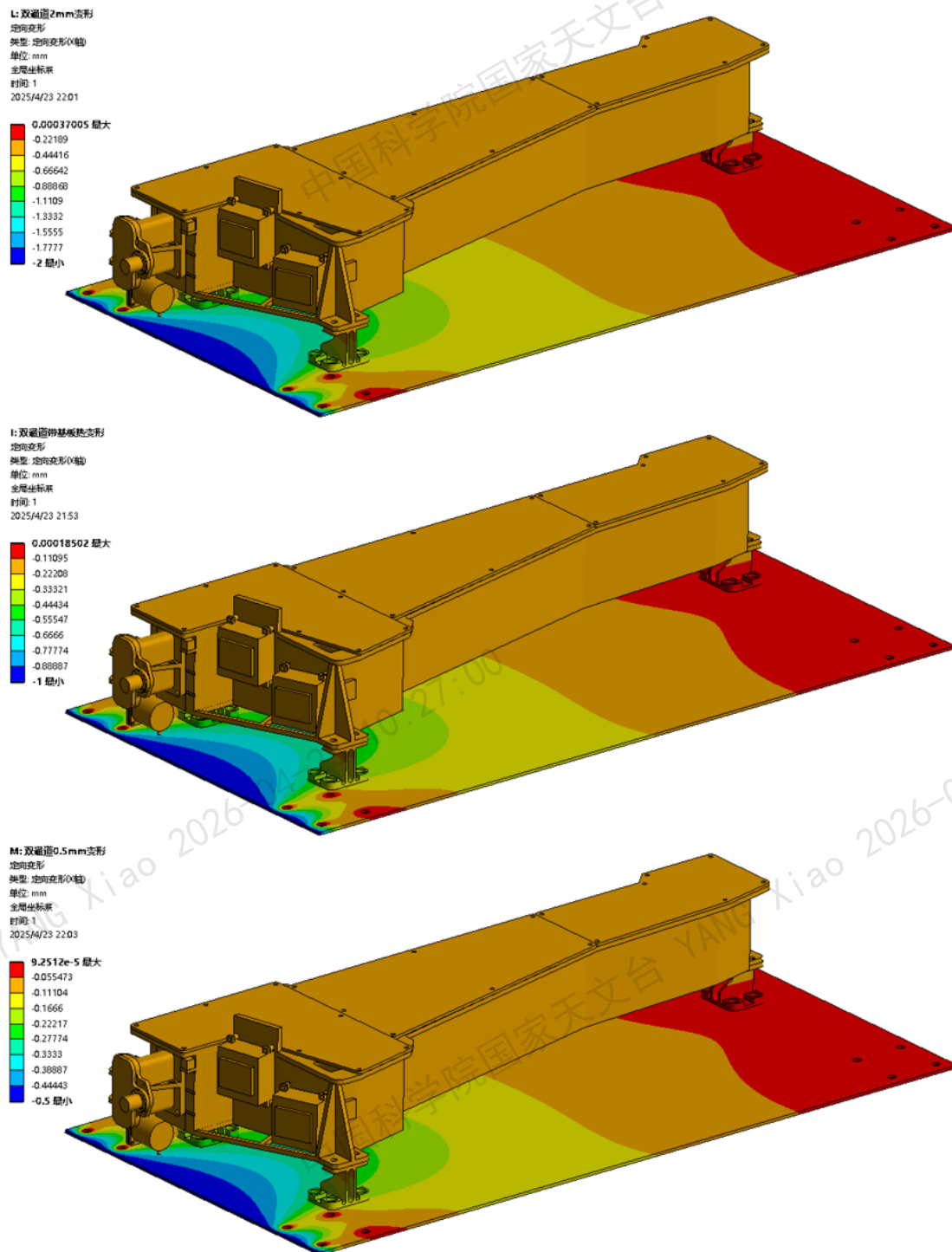


图 5-8 43 mm 高度柔性支撑不同基板变形量对仪器的影响

Figure 5-8 Influence of different substrate deformation amounts on instrument for a 43 mm height flexible support

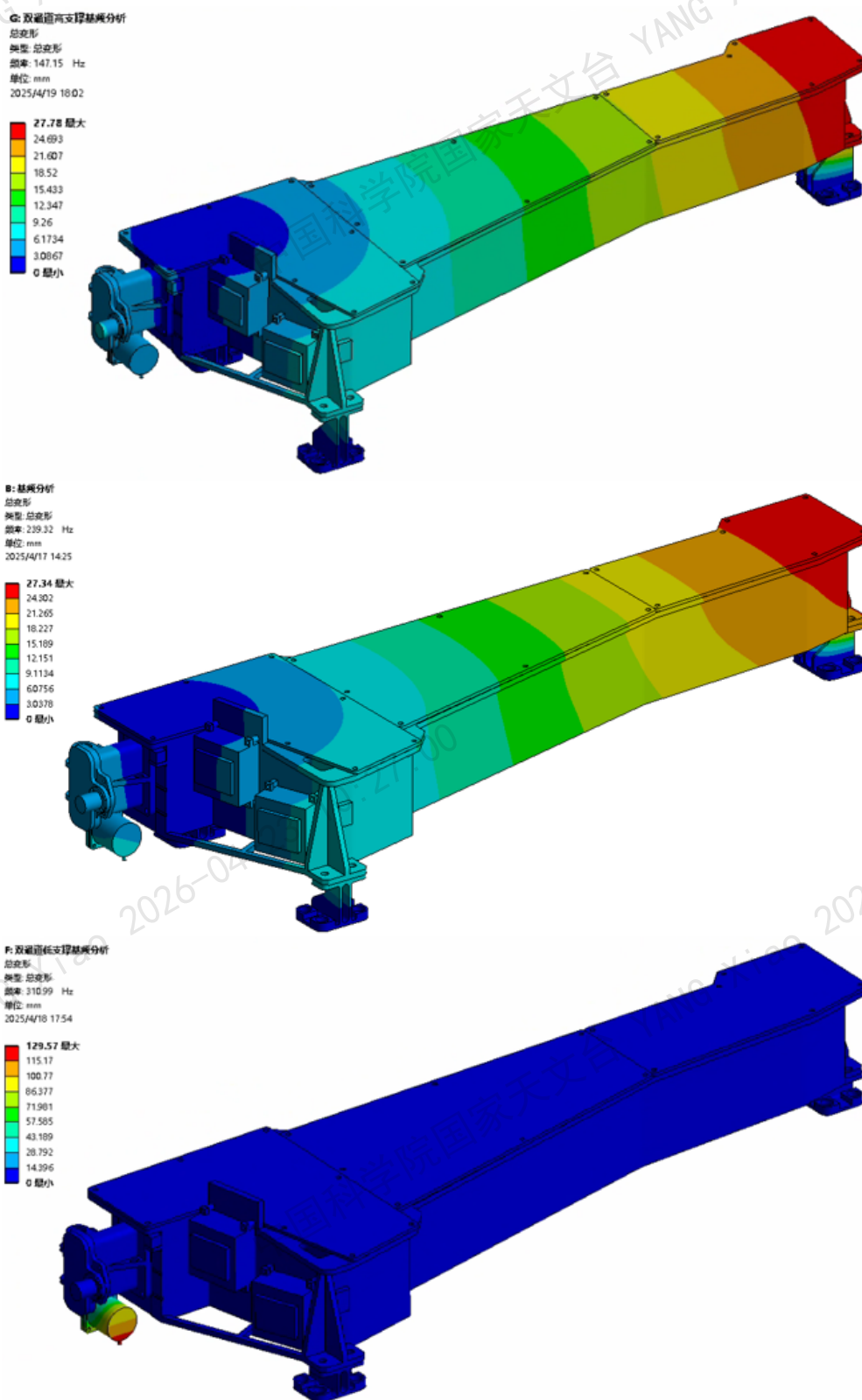


图 5-9 从上至下以此为 58 mm、43 mm 和 28 mm 高度的柔性支撑的一阶基频
 Figure 5-9 First-Order natural frequencies of flexible supports with heights of 58 mm, 43 mm and 28 mm from top to bottom

5.3 结构与力学分析

5.3.1 总体结构设计及主要组件结构设计

双波段全日面积分极紫外光谱仪的总体结构还包括镜盖及其展开机构、各元件组件以及其他热学和电子学相关的结构。我们结合密封腔体，主要设计了镜盖组件、狭缝滤光片组件、光栅组件和后置滤光片组件，后续开展的总体力学仿真分析建立在各组件总体结构之上。

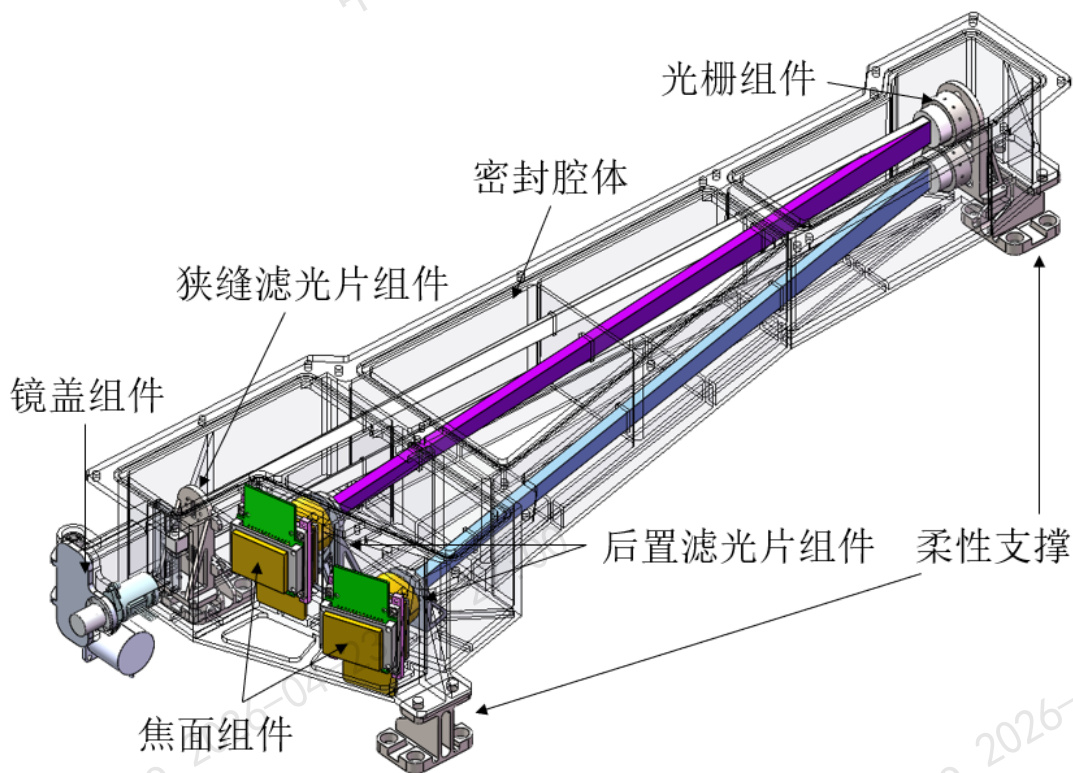


图 5-10 全日面积分极紫外光谱仪结构设计方案

Figure 5-10 Structural design scheme of dual-band sun-as-a-star extreme ultraviolet spectrograph

镜盖组件结构设计

双波段全日面积分极紫外光谱仪在地面存储运输时需要密封保存，在发射时同样需要密闭的环境，且在深空任务中为了避免强辐射和深冷环境对仪器内部的影响，我们在入光侧设置了镜盖及其展开机构。镜盖组件主要包括镜盖、解锁管、镜筒、轴承、电机、蜗轮、蜗杆和霍尔等部件，图 5-11 所示。

由于镜盖有密封需求，而入轨后需要打开镜盖进行观测，因此镜盖需要完成解锁和展开两个动作。常用于航天器分离解锁装置可分为火工品和非火工品两种(仲作阳等, 2019)，其中非火工品冲击小、污染少，可选择该方式来实现镜盖的解锁，我们使用了 SUTRI 验证过的记忆合金解锁管，该装置入轨后通过熔断连接螺栓一次性解锁镜盖。为了保证镜盖打开后不受其他扰动而闭合，我们利用单头蜗轮蜗杆的自锁功能和电机驱动镜盖实现展开动作。镜筒前后分别安装光

阑，太阳辐射经过镜筒光阑入射到狭缝内，能够起到初步准直的作用。

镜盖和镜筒位置对精度要求不高，因此两者材料选择 2A12 铝合金，但由于镜盖组件经受太阳辐射的直射，此处还存在运动部件，还需要热控维持正常的工作和存储温度。

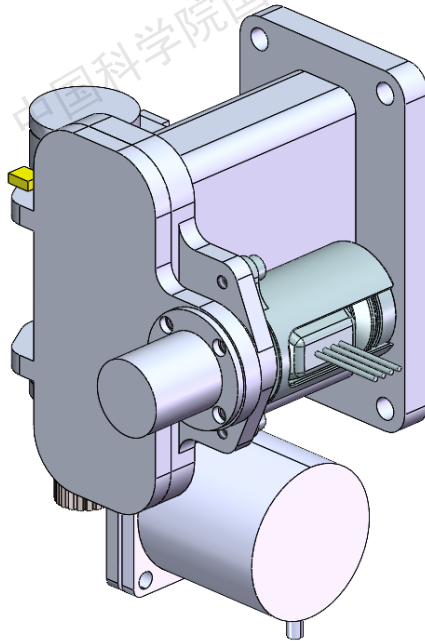


图 5-11 镜盖组件

Figure 5-11 Aperture door assembly

镜盖组件设计需求

镜盖组件主要具备密封、保证太阳辐射顺利进入、防杂光、防恶劣空间环境辐射等作用，镜盖组件的具体需求如下：

- (1) 解锁管入轨后能够顺利解锁；
- (2) 解锁管解锁无多余物产生、密封圈无脱落，不遮挡入光口；
- (3) 承受温差、压差、振动、冲击、真空后镜盖可顺利打开，无冷焊、无卡死现象；
- (4) 能够监测镜盖位置，辅助确定镜盖是否打开至无遮挡位置；
- (5) 在长时间运行后镜盖依然能够重复开关；
- (6) 太阳辐射经镜筒后能够沿光轴入射到狭缝上，视场角 $\leq 3^\circ$ ；
- (7) 镜盖可承受内外 1 个大气压压差，在发射后 2~4 周后与外部环境的压差平衡，组件力学性能满足材料的使用需求。

电机安全裕度分析

镜盖采用电机驱动重复开关，我们针对电机启动力矩是否足够带动镜盖进行分析。

镜盖由电机驱动蜗轮蜗杆实现展开运动，电机的驱动力矩主要包括加速力矩和摩擦力矩两部分。加速力矩主要考虑镜盖和止落帽的惯性惯量。镜盖质量

为 0.032 kg，其质心距轴的距离为 $L_{\text{盖}}=26.683 \text{ mm}$ ，止落帽的质量为 0.005 kg，质心到轴的距离为 $L_{\text{帽}}=55.895 \text{ mm}$ ，由 Solid Works 可直接给出质心位置平行于转轴的惯性惯量 $J_{\text{盖}}=7.901 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ ， $J_{\text{帽}}=0.328 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ ， $J_{\text{轮}}=0.083 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ ， $J_{\text{杆}}=0.184 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ ，根据平行轴定理 (5-1) 可得蜗轮轴总惯性惯量为 $J = 4.67 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ 。蜗轮蜗杆的传动比为 20，则按式 (5-2) 折算到电机轴上的惯性惯量为 $3.0 \times 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ 。

$$J = J_0 + mL^2 \quad (5-1)$$

$$J_{\text{总}} = J_{\text{杆}} + \frac{J}{20^2} = 3.0 \times 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2 \quad (5-2)$$

电机角加速度按 $10^\circ/\text{s}^2$ ，所需的加速力矩可按式 (5-3) 计算为 $5.2 \times 10^{-8} \text{ N} \cdot \text{m}$ 。

$$T_a = J_{\text{总}} \times \beta \times \frac{\pi}{180} = 5.24 \times 10^{-8} \text{ N} \cdot \text{m} \quad (5-3)$$

摩擦力矩主要考虑镜盖、止落帽和轴承的摩擦力矩。轴承预紧产生的摩擦力矩最大不超过 $T_{\text{轴承}}=0.001 \text{ N} \cdot \text{m}$ ，其余零件可式 (5-4) 获得相对蜗轮轴的摩擦力矩，其中摩擦系数取 0.2，重力加速度 g 取 10 m/s^2 ，则镜盖相对于蜗轮轴的摩擦力矩为 $T_{\text{盖}}=0.0017 \text{ N} \cdot \text{m}$ ，止落帽相对于蜗轮轴的摩擦力矩为 $T_{\text{帽}}=0.00056 \text{ N} \cdot \text{m}$ ，蜗轮轴总摩擦力矩为 $T_L=0.00326 \text{ N} \cdot \text{m}$ 。

$$T = \mu mgL \quad (5-4)$$

蜗杆传动的效率按 0.5 计算，则电机驱动所需的总力矩为：

$$T_{\text{总}} = \frac{T_a + \frac{T_L}{20}}{\eta} = 0.000326 \text{ N} \cdot \text{m} \quad (5-5)$$

与电机驱动力矩 $0.05 \text{ N} \cdot \text{m}$ 相比，已达到 10 以上的安全裕度，因此该电机的启动力矩满足实际使用需求。

光栅组件结构设计

光栅组件包括两个光栅、光栅支撑结构和光栅支撑底座三部分，结构如图 5-12 所示。

常用做光学镜片的材料主要有碳化硅、微晶玻璃、熔石英和硅，光栅基底使用硅，该材料相对其他材料来说更适合做超光滑，弹性模量相对较高，加工时不易变形，更能够满足后刻线与镀膜的需求。

两个光栅分别由两个环形调节架固定，该调节架需要具有良好的热稳定性来降低结构热变形对光栅面型和曲率的影响，同时与光栅材料的热膨胀系数相匹配，因此该结构我们选择具有低热膨胀系数的 4J32 殷钢。调节架周边分布 12 个注胶孔来胶接固定光栅。调节架与光栅之间留有孔隙，背部有三个细牙螺钉

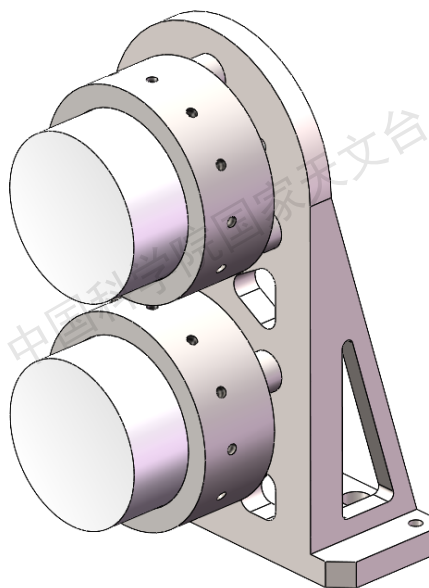


图 5-12 光栅组件

Figure 5-12 Grating assembly

孔，可通过调节细牙螺钉旋入长短来调节光栅姿态，从而实现光栅三个方向转动量的调节。光栅沿光轴方向平动量的调节依赖修磨调节架的三个支脚来实现。

两个光栅共用一个支架支撑，支架材料为 TC4。支架采用镂空在非传力路径上镂空减重。

狭缝滤光片组件结构设计

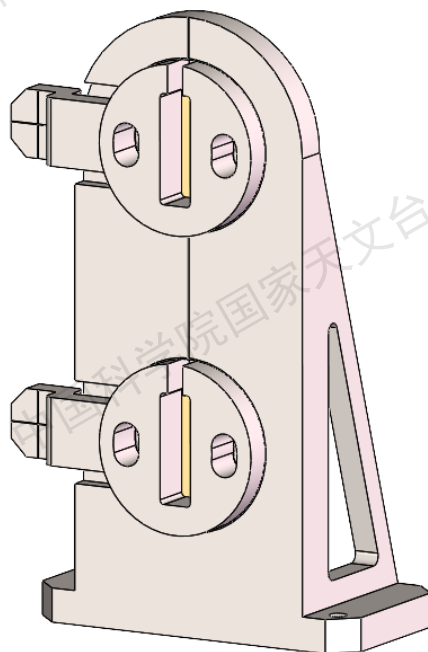


图 5-13 狭缝滤光片组件

Figure 5-13 Slit and filter assembly

狭缝滤光片组件包含了狭缝、滤光片以及狭缝滤光片支撑结构，如图 5-13 所示。太阳辐射由狭缝进入到光学系统，为了避免绝大部分的杂光进入到系统内部，狭缝前放置前置滤光片。该组件主要为了保证光谱分辨率、保证光线沿光轴入射、避免杂光的进入。

根据光学设计结果，狭缝的设计宽度为 $33\pm 2\ \mu\text{m}$ 。狭缝高 10mm，能够增加入射光子数。狭缝采用钨合金，狭缝压板和支撑结构为 TC4 钛合金，同时狭缝压板标记零级反射位置用于装调，滤光片为 250nm 厚的铝膜。滤光片放置于狭缝前面，通光尺寸大于狭缝的尺寸，保证覆盖全部的入射光。

后置滤光片组件设计

后置滤光片组件包括滤光片和支撑结构（图 5-14），位于探测器冷阱前，进一步排除其他波段杂光的干扰。后置滤光片为铝膜滤光片，支撑结构采用 2A12 铝合金。

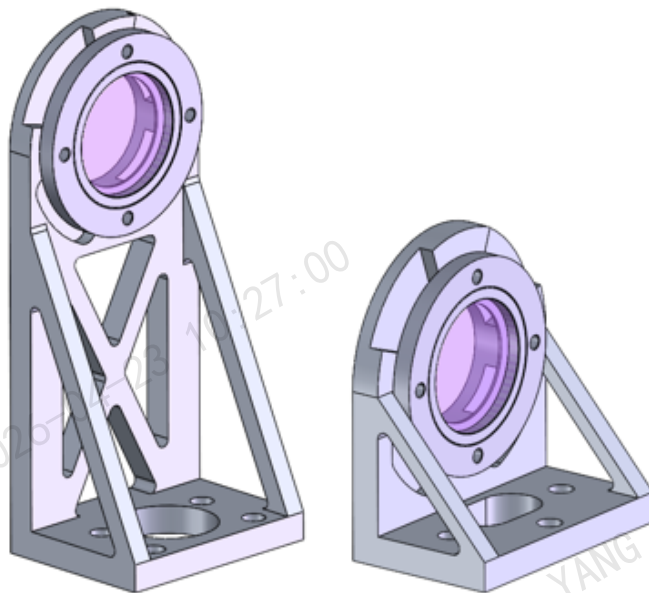


图 5-14 两路光路的后置滤光片组件

Figure 5-14 Rear filter assembly of two wavelength bands

5.3.2 力学分析

结合以上的结构设计，本节对仪器整体进行了力学分析，验证结构设计的合理性。总体力学分析主要包括对结构刚度和强度的分析，涵盖了静力学和动力学有限元仿真，其中静力学分析主要分析结构的整体刚度，以温差变形仿真为主，确保结构刚度满足公差分析的要求。动力学仿真分析以结构强度分析为主，包括模态分析、谐响应分析、随机振动分析等，验证结构抵抗破坏的能力。以上的力学分析我们借助 ANSYS Workbench 有限元分析软件。

(a) 材料物理性能

综合 5.4 节结构设计，双波段全日面积分极紫外光谱仪各结构选材与力学性能参数见表 5-3，这些材料同时也是力学仿真分析的输入。

表 5-3 双波段全日面积分极紫外光谱仪所用材料物理性能
Table 5-3 The physical properties of the materials used

材料	密度 (g/cm ³)	弹性模量 (GPa)	热膨胀系数 (10 ⁻⁶ /K)	屈服强度 (MPa)
Si	2.3	190	4.2	
60% SiC/Al	3.2	160	9	460
2A12 铝合金	2.71	69	23	240
4J32	8.1	141	1~3	240
TC4 钛合金	4.5	109	9.1	890

(b) 力学仿真分析

温差引起的变形分析

仪器受温度的改变会引起结构热变形，尤其受太阳辐射直射的镜盖位置，需要严格控制温度的变化。因此我们分析了结构受 10°C 温差的整体变形情况，材料物理参数按照表 5-3 设置，分析时我们简化了轴承和探测器等结构，全局网格控制采用最高分辨率 7，网格的目标质量设为 0.85；对柔性支撑采用局部网格控制，三个支腿的网格尺寸设置为 1 mm，约束柔性支撑 12 个螺钉压面，结果如图 5-15 所示，狭缝到光栅的相对变形量为 0.071 mm，符合 ±0.1 mm 公差需求，但仍需尽可能控制热变形来保证考虑其他误差时能够获得较好的光谱质量。

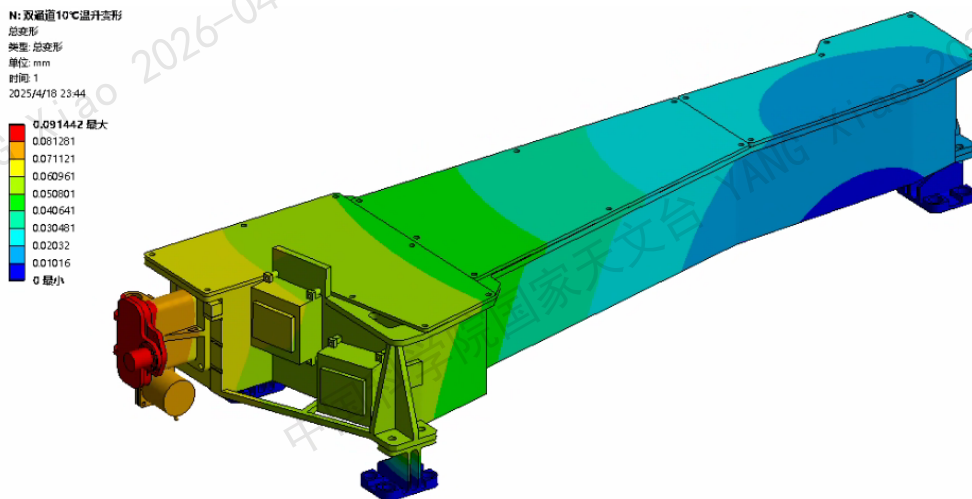


图 5-15 10 摄氏度温差情况下整体变形结果

Figure 5-15 Overall deformation results under a temperature difference of 10 Celsius degree

重力释放变形分析

仪器在加工、装调和检测时均是在地面重力场环境下进行，而其工作环境是空间微重力环境，重力释放后会导致结构和各光学元件相对位置的变化，针对重

力释放我们分析了不同方向在重力情况下的变形。按照同样的全局和局部网格控制设置，我们分别对整体结构施加 x 、 y 、 z 三个方向的标准地球重力，得到如图 5-16 所示的三个方向重力下的变形情况，其中 x 方向为长度方向， y 方向为宽度方向， z 方向为高度方向，最大变形量分别为 $2.9\ \mu\text{m}$ 、 $5.8\ \mu\text{m}$ 、 $3.2\ \mu\text{m}$ ，表明重力释放引起的变形对仪器光谱分辨率的影响较小。

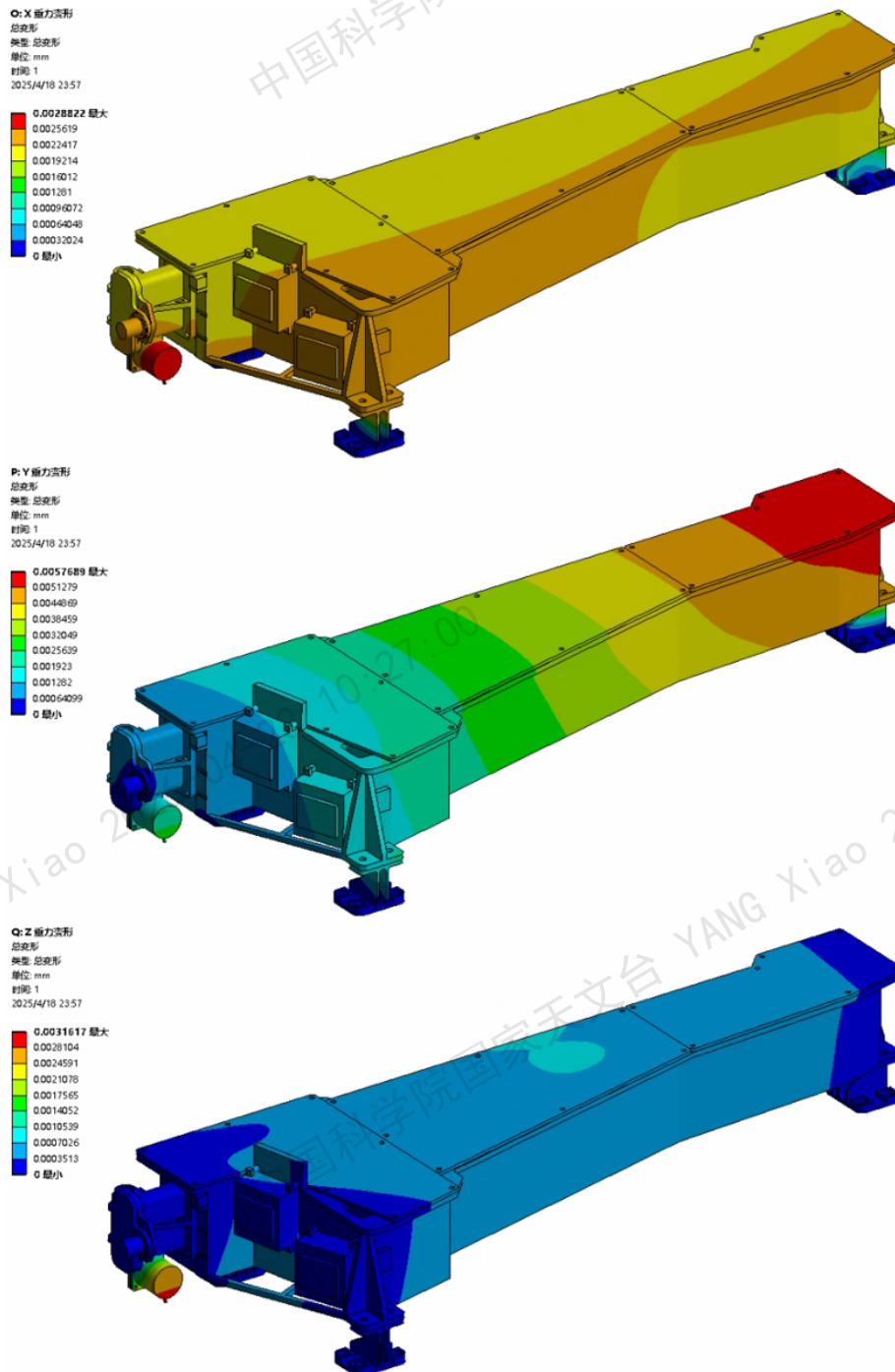


图 5-16 从上至下依次为 x 、 y 、 z 向重力下整体变形结果

Figure 5-16 Overall deformation results under Gravity in x , y and z directions from top to bottom

加速度分析

载荷在发射过程中处于超重状态，针对该状态我们进行了不同方向的加速度分析。按照如表 5-4 所示的 SPO 环境规范中加速度试验条件设置， x 、 y 、 z 三个方向的加速度分析结果如图 5-17 所示，三个方向的最大应力均出现在支撑腿部分，分别为 45.7 MPa、45.9 MPa、16.7 MPa，远小于钛合金支撑腿材料的屈服强度（890 MPa），表明结构有足够的强度抵抗卫星发射时的超重状态。

表 5-4 加速度试验条件

Table 5-4 Acceleration test conditions

方向	试验条件	时间	加载速率
x, y, z	12g	达到最大后保持 5 min	$\leq(0.5\sim 1.0)$ g/s

模态分析

通过模态分析能够获得整体结构的固有频率和振动特性，这些特性与外在激励无关，但当外在激励达到一定频率就会引起共振。由于搭载平台的激励一般处于低频段，结构的一阶基频越低，就越容易引起结构的振动。对于空间载荷，一般来说结构的一阶频率不低于 100 Hz。

针对仪器整体结构，我们分析了前六阶基频，其振型云图如图 5-18 所示，前六阶振型见表 5-6。一阶频率为 239.32 Hz，结构相对稳定。通过各振型云图和前六阶振型表明，我们需要进一步对电机位置结构进行优化设计。

表 5-5 前六阶频率

Table 5-5 The first to sixth frequencies

无	第一阶	第二阶	第三阶	第四阶	第五阶	第六阶
频率 (Hz)	239.32	309.93	335.49	485.59	677.18	737.21

表 5-6 前六阶振型

Table 5-6 The first to sixth vibration mode descriptions

频率 (Hz)	阵型描述
239.32	尾部沿 Y 轴左右摆动
309.93	电机沿 X 轴转动
335.49	整体沿 X 轴前后振动
485.59	整体绕 Z 轴转动
677.18	腔体中间沿 Z 轴上下振动
737.21	电机和光栅组件沿 X 轴前后摆动

正弦振动分析

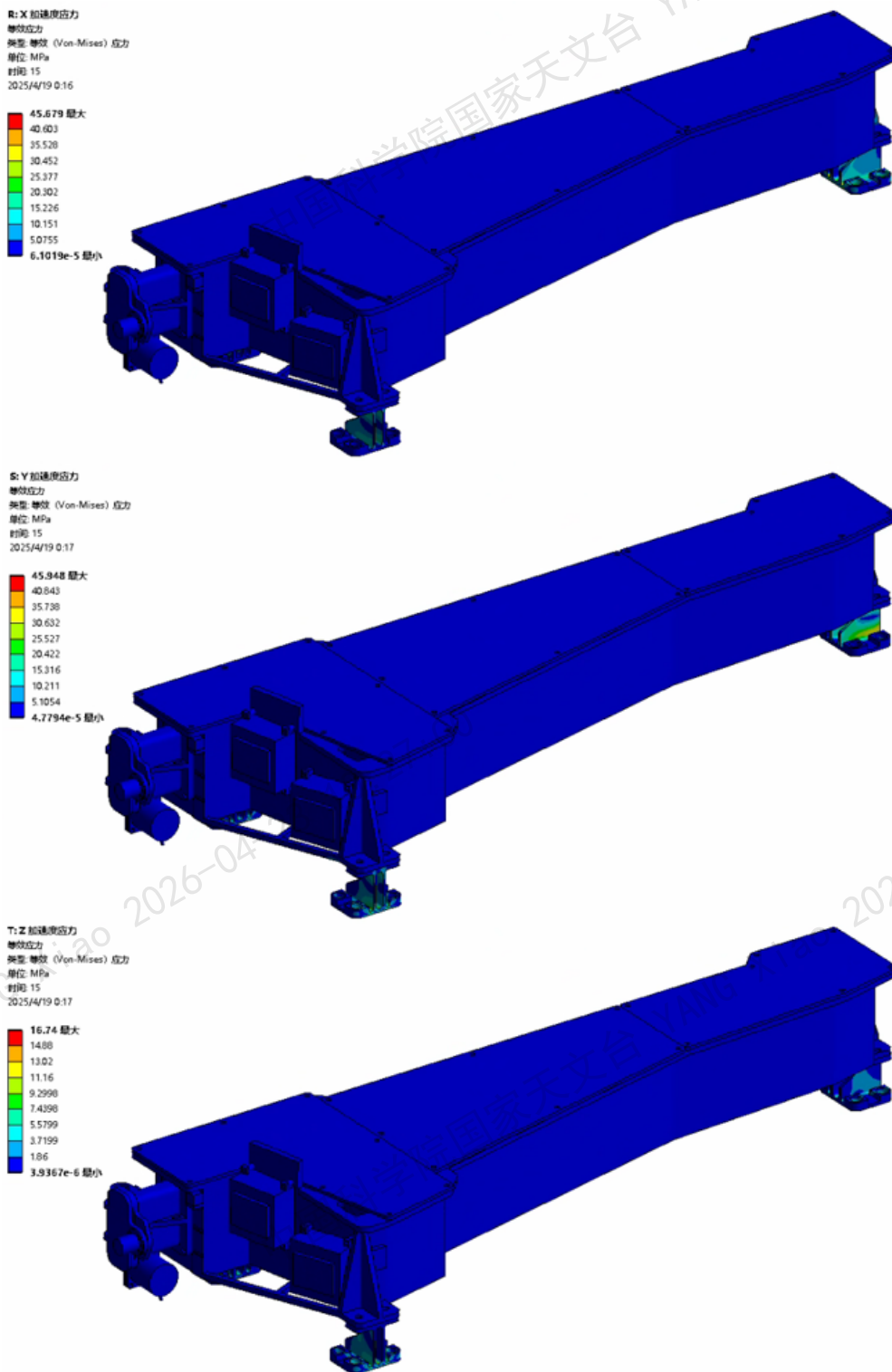
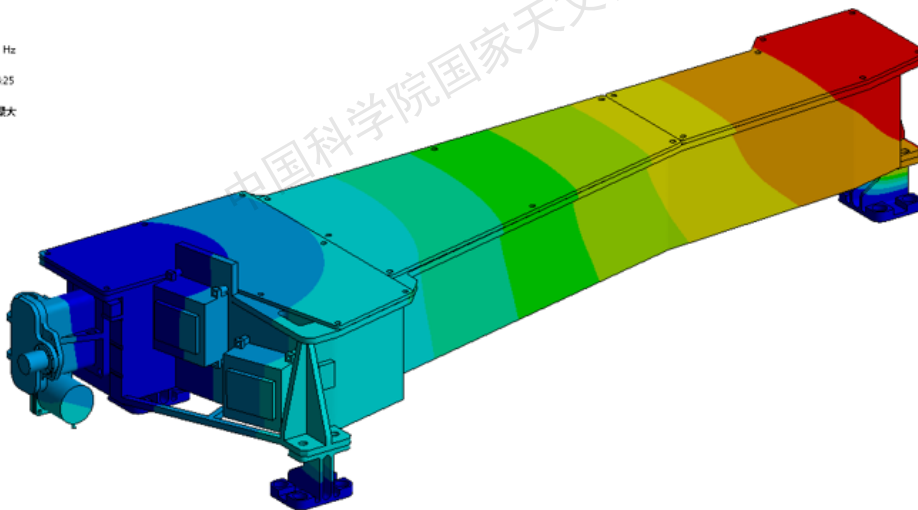


图 5-17 从上至下依次为 x、y、z 向加速度分析的应力分布

Figure 5-17 Stress distribution of acceleration analysis in x、y、z directions from top to bottom

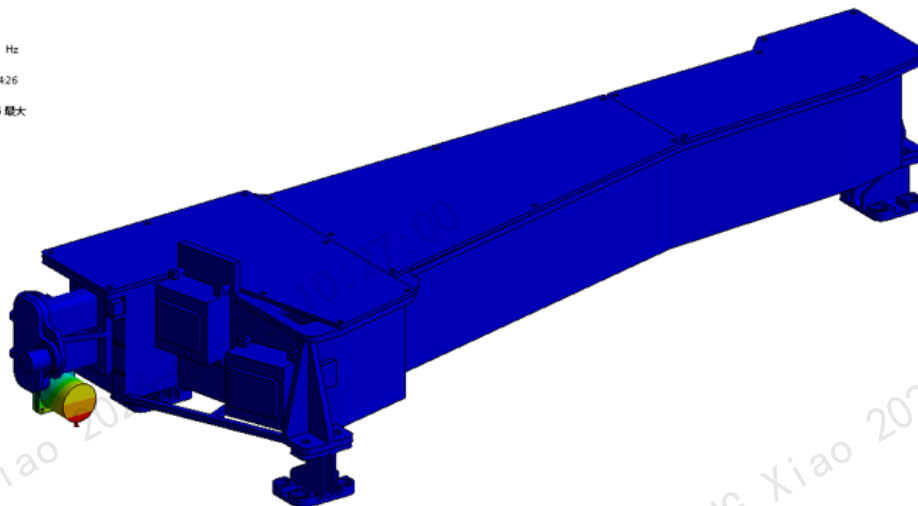
■: 基频分析
总变形
类型: 总变形
频率: 239.32 Hz
单位: mm
2025/4/17 14:25

27.34 最大
24.302
21.265
18.227
15.189
12.151
9.1134
6.0756
3.0378
0 最小



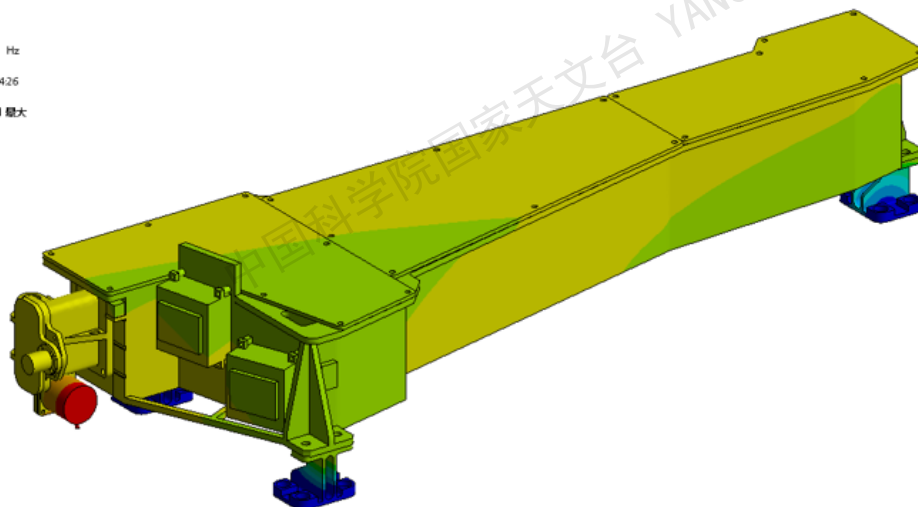
■: 基频分析
总变形 2
类型: 总变形
频率: 309.93 Hz
单位: mm
2025/4/17 14:26

127.66 最大
113.48
99.294
85.109
70.924
56.739
42.555
28.37
14.185
0 最小



■: 基频分析
总变形 3
类型: 总变形
频率: 335.49 Hz
单位: mm
2025/4/17 14:26

19.211 最大
17.076
14.942
12.807
10.673
8.5381
6.4036
4.269
2.1345
0 最小



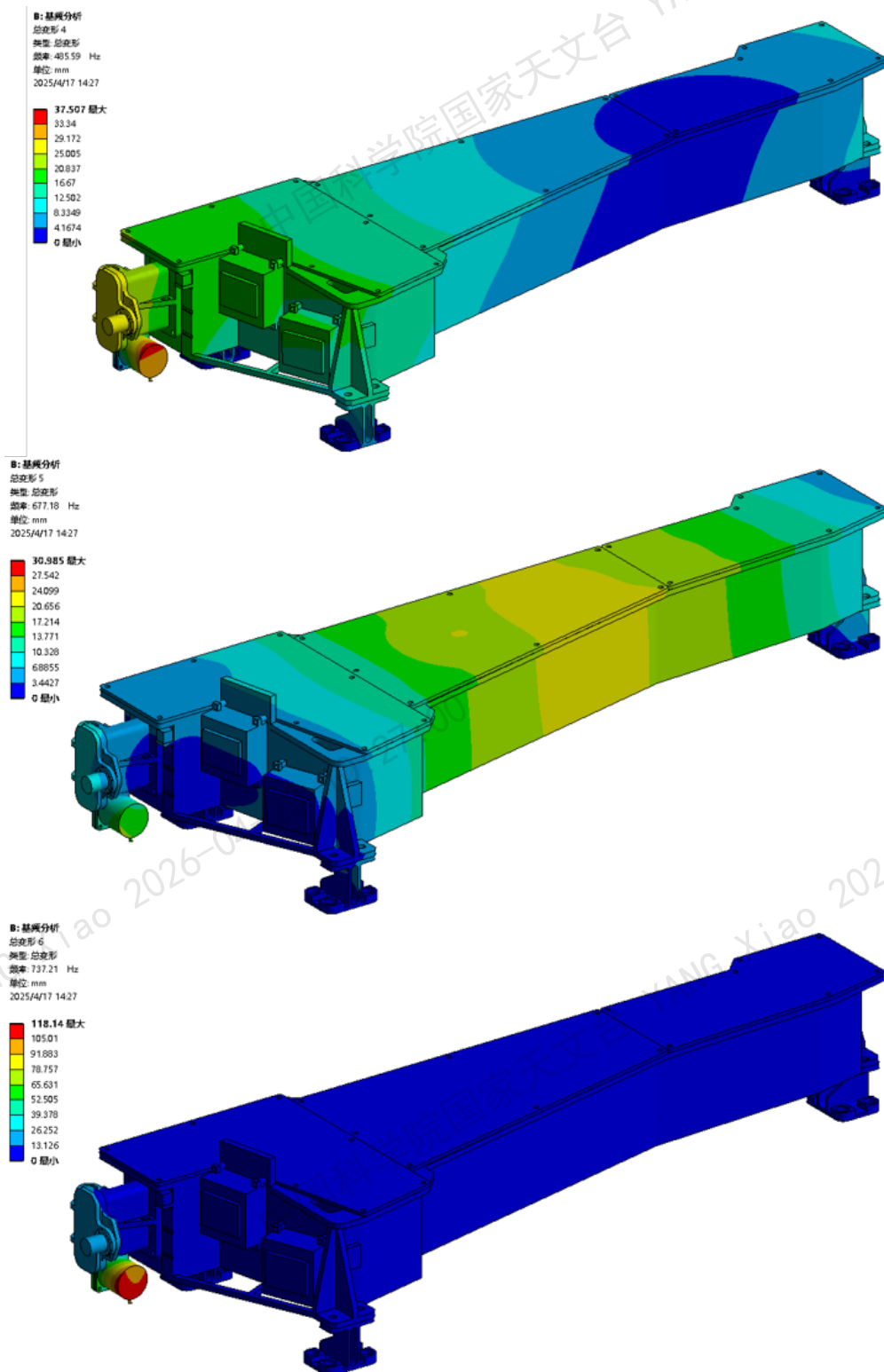


图 5-18 从上至下依次为一至六阶模态振型

Figure 5-18 1st to 6th Vibration Modes

正弦振动分析主要分析结构在低频时是否会产生较大响应。按照 SPO 卫星环境规范中鉴定级正弦振动加载条件，即表 5-7，对结构进行正弦振动分析，验证结构在低频振动下的响应。我们首先统一试验条件的单位。正弦振动的激励信号为正弦分布，可表示为式 (5-6)，对该式分别对时间求一阶导数和二阶导数，可分别得到式 (5-7) 和 (5-8)，即加载的位移、速度、加速度的幅值分别为 A 、 ωA 和 $\omega^2 A$ ，其中 ω 为正弦振动的频率，可按式 (5-9) 计算， f 为输入频率。我们将二次函数段看作线性加载，根据三者幅值可换算获得鉴定级正弦试验条件为表 5-8。

表 5-7 正弦试验条件

Table 5-7 Sinusoidal test conditions

方向	频率范围 (Hz)	加速度/幅值 0~P(g)/(mm)	
		鉴定级	验收级
X, Y, Z	10~20	7.5mm	5mm
	20~100	12	8
扫描速率		2 Oct/min	4 Oct/min

$$y = A \sin(\omega t + C) \tag{5-6}$$

$$v = \frac{dy}{dt} = \omega A \cos(\omega t + C) \tag{5-7}$$

$$a = \frac{d^2y}{dt^2} = -\omega^2 A \sin(\omega t + C) \tag{5-8}$$

$$\omega = 2\pi f \tag{5-9}$$

表 5-8 在 Workbench 中输入的鉴定级正弦试验条件

Table 5-8 Certification-Level sinusoidal test conditions input in workbench

频率 (Hz)	加速度 / 幅值 (mm/(s ²))
10	29609
15	66620
20	1.2×10^5
100	1.2×10^5

动力学分析中结构阻尼比设为 0.02，使用完全法进行正弦振动分析，在 100Hz 的响应结果如图 5-19 所示。三个方向应力最大的位置出现在支撑腿处，最大应力分别为 145.49 MPa (X 向)、134.1 MPa (Y 向)、64.07 MPa (Z 向)，表明结构能够抵抗低频振动而不发生破坏。

随机振动分析

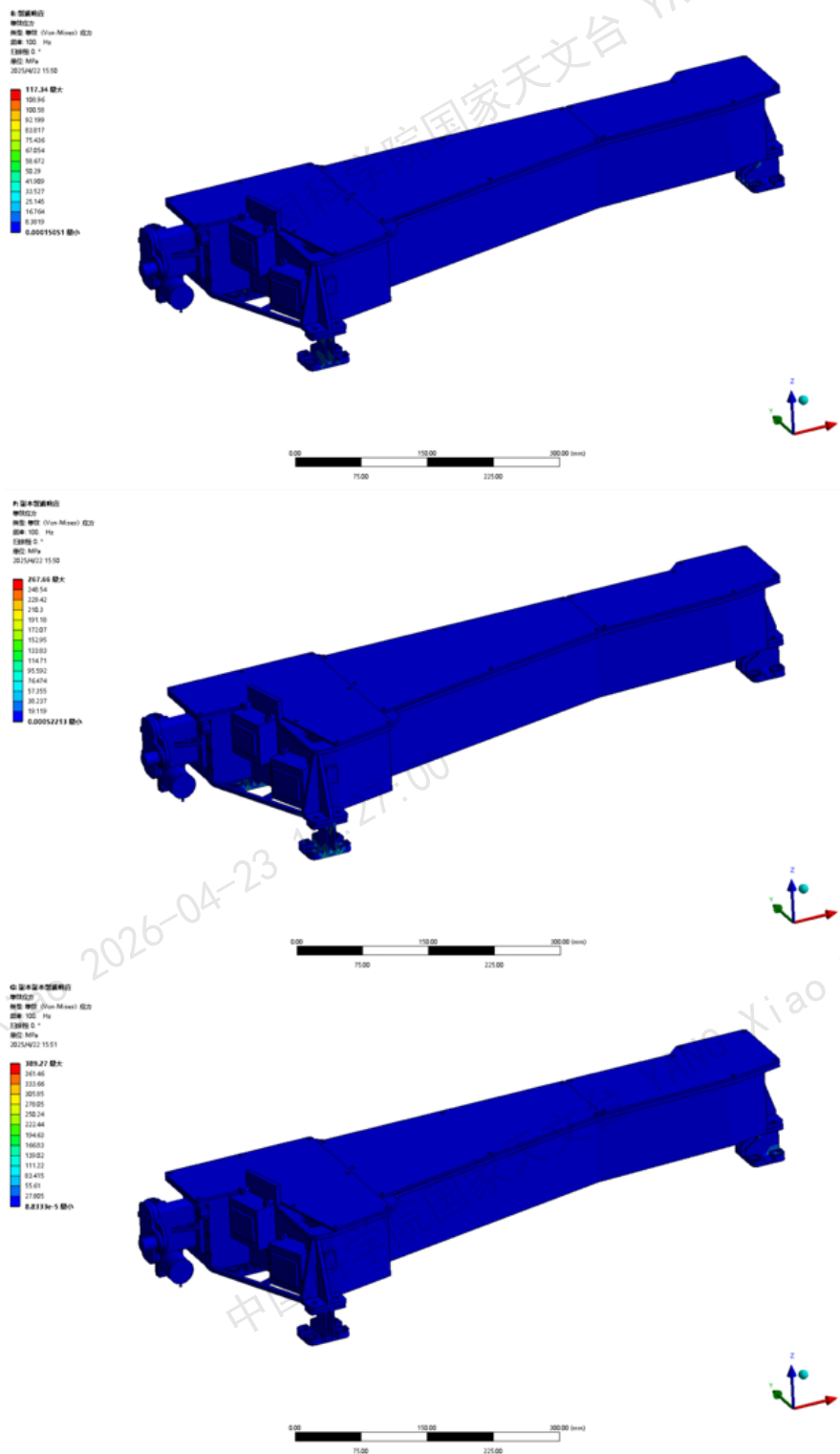


图 5-19 从上至下依次为 x、y、z 向正弦振动分析的应力分布

Figure 5-19 Stress distribution of sinusoidal vibration analysis in x, y and z directions from top to bottom

随机振动分析主要使用统计学的方式，分析高频随机振动对结构的影响。我们在模态分析的基础上进行随机振动分析，阻尼比同样设为 0.02，加载条件按照 SPO 环境规范鉴定级随机振动试验条件加载，即表 5-9。同样地我们首先统一试验条件的单位。功率谱密度曲线如图 5-20 所示， A_1 、 A_2 、 A_3 分别为升谱，平直谱和降谱。 β 为 A_1 和 A_3 段的斜率，单位为 dB/oct，计算时需要考虑正负。 S 为功率谱密度，即 PSD，单位 g^2/Hz ， β 与 S 的单位转换可按式 (5-10) 计算，其中 S_0 为升谱或降谱中右端或左端的功率谱密度值， f 和 f_0 为对应频率。换算后的鉴定级随机振动试验条件为表 5-10。

表 5-9 随机振动试验条件

Table 5-9 Random vibration test conditions

频率范围 (Hz)	鉴定级 功率谱密度 (g^2/Hz)	验收级 功率谱密度 (g^2/Hz)
10~100	+ 3dB/oct	+ 3dB/oct
100~600	0.2	0.08
600~2000	-9dB/oct	-9dB/oct
均方根加速度	12.81 grms	8.1 grms
时间	2 min	1 min
方向	X、Y、Z	X、Y、Z

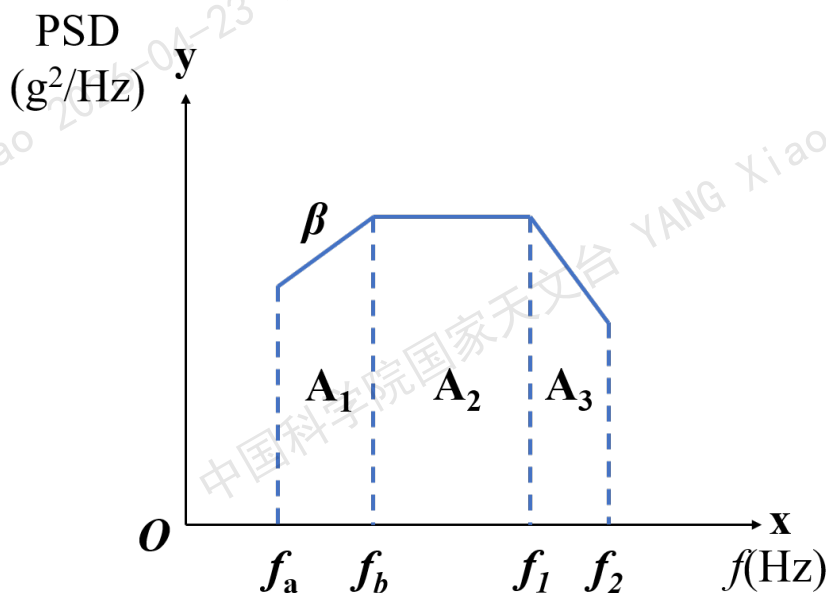


图 5-20 功率谱密度曲线示意图

Figure 5-20 Schematic Diagram of Power Spectral Density Curve

$$S = S_0 \left(\frac{f}{f_0} \right)^{\frac{\beta}{10 \log 2}} \tag{5-10}$$

表 5-10 在 Workbench 中输入的鉴定级随机振动试验条件

Table 5-10 Certification-Level random vibration test conditions input in workbench

频率 (Hz)	加速度 G^2 /(Hz)
10	2.02×10^{-2}
100	0.2
600	0.2
2000	5.5×10^{-3}

随机振动分析的结果如图 5-21 所示, 结果以 3σ 原则计算。可将柔性支撑位置的应力较大, 分别为 765.78 MPa (X 向)、550.96 MPa (Y 向)、293.47 MPa (Z 向), 安全裕度超过 0, 尽管设计满足结构需求, 但支腿位置应力依然较大, 后续还需进一步优化降低支腿位置的应力。

本章基于多层膜凹面光栅正入射光学结构的全日面积分极紫外光谱探测方案, 进一步开展全日面积分极紫外光谱仪的结构设计。本章首先从多方面考虑确定结构设计方案, 以满足光谱分辨率精度、防污染、杂散光抑制等功能需求, 公差匹配需求以及可见光辅助装调需求。然后针对主要的腔体结构, 我们探究了不同参数对其力学性能的影响, 通过分析常用材料和新型材料的性能, 选择了 60% SiC/Al 作为密封腔体的材料, 并加强筋设计增加腔体宽度方向的刚度。为防止平台热变形对仪器指向和光谱分辨率的影响, 我们分析了不同高度的柔性支撑的力学性能, 分析结果表明柔性支撑的高度在 40~45 mm 时, 可以更好的抵抗卫星平台热变形, 同时保证结构刚度。结合腔体优化, 本章进一步利用有限元分析方法进行总体结构设计, 包括镜盖组件、光栅组件、狭缝滤光片组件和后置滤光片组件等, 并对其力学性能进行综合评估。

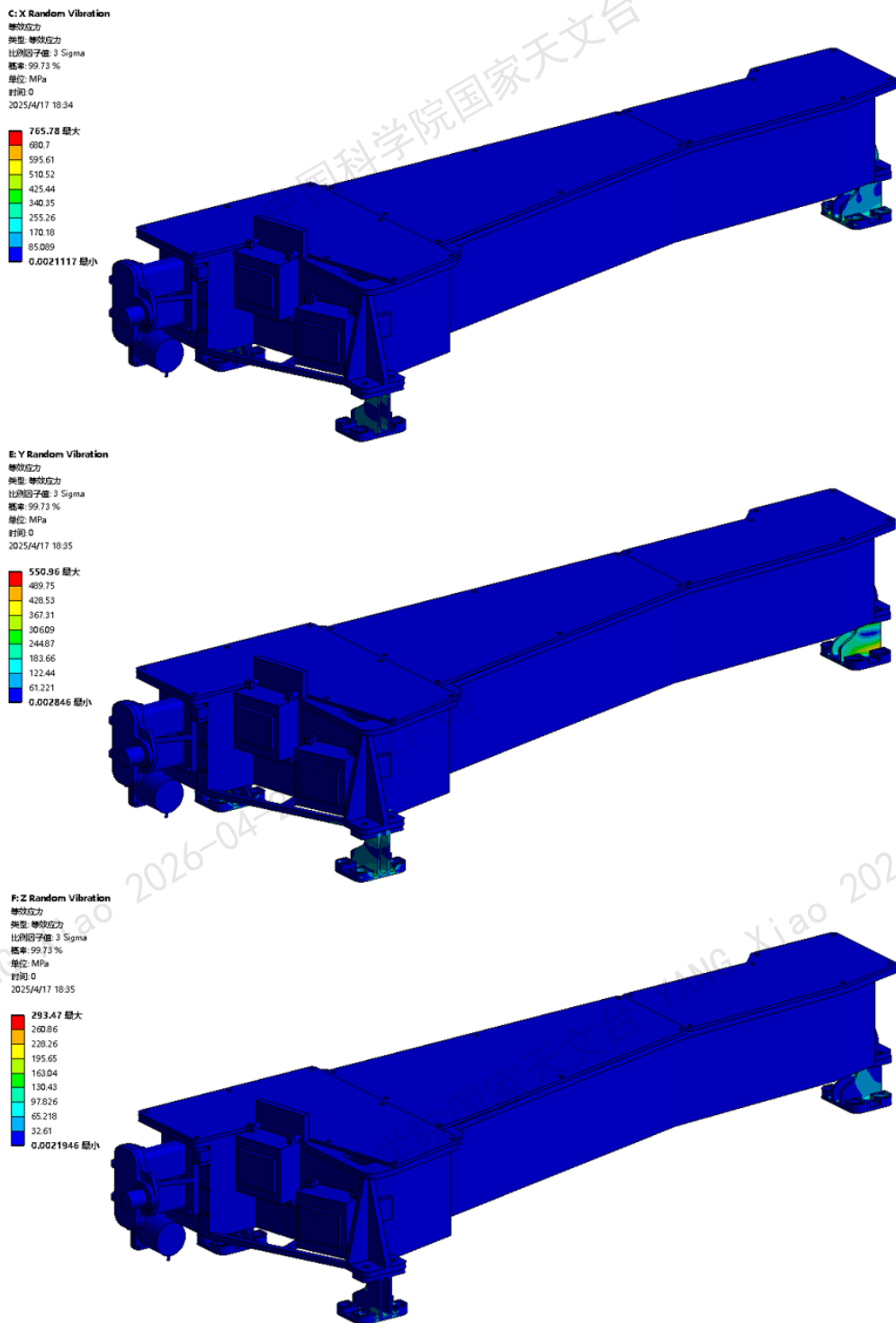


图 5-21 从上至下依次为 x、y、z 向随机振动分析的应力分布

Figure 5-21 stress distribution of random vibration analysis in x, y and z directions from top to bottom

第6章 全日面积分极紫外光谱仪地面检测定标方法研究

全日面积分极紫外光谱仪设计光谱分辨本领大于 1000，常规的地面检测技术无法满足其需求，因此本章开展高光谱分辨率地面检测定标方法研究。首先选择窄线宽的空心阴极灯作为极紫外光源，在 18~30 nm 波段获得窄谱线辐射。为了开展检测定标方法研究，我们利用实验室现有凹面光栅和 CMOS 探测器设计待测光谱仪系统，并与极紫外光源系统匹配以研制检测定标系统。最后利用氦气作为电离气体，开展光谱测试，并提出光谱数据处理方法。

6.1 高光谱分辨率地面检测定标方案

检测定标系统包括极紫外光源和全日面积分极紫外光谱仪两部分，如图 6-1 所示。极紫外光源用于模拟太阳的极紫外辐射；光谱仪部分组成与双波段全日面积分极紫外光谱仪一致，主要由狭缝、滤光片、光栅以及探测器四部分组成。检测定标工作需要真空环境下进行，真空度需维持在 10^{-1} Pa 以下。为了保证在真空外可调节探测器的姿态，各个元件分别使用了独立的腔体，光栅和探测器腔体之间使用柔性波纹管连接。系统除了真空腔体、光学元件与其相关的结构之外，还额外配备了相关的注气、高压、真空、制冷等设备。

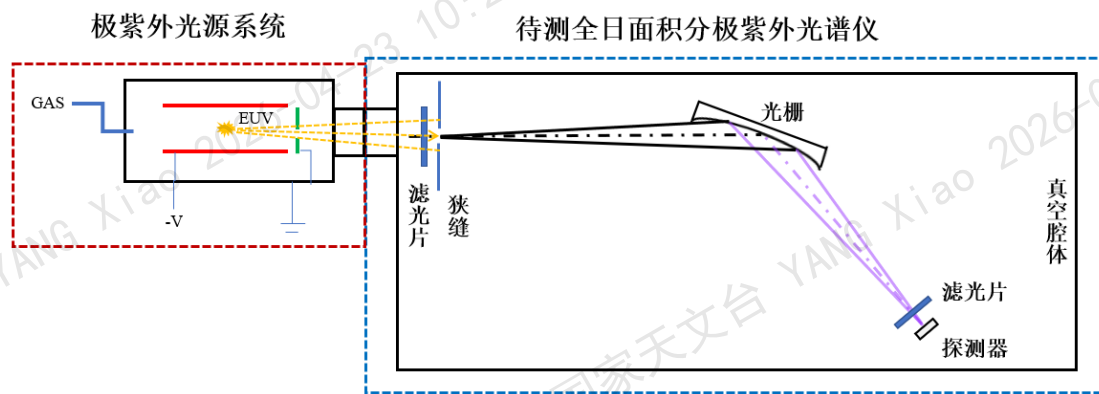


图 6-1 检测定标方案示意图

Figure 6-1 Schematic Testing and calibration Scheme

空心阴极灯属于气体放电等离子体 (DPP) 极紫外光源，具备窄线宽特性，气体发射谱线电离温度低、工作在真空环境下，压力和热致宽很小，谱线宽度远小于 0.04 nm，可用于标定整机光谱分辨率；优化电离气体等，可发射多条极紫外谱线，波长范围涵盖 20~120 nm，可用于多波段波长定标 (Vigil et al., 2021)，依据电子跃迁理论计算及原子谱线数据库可以得知谱线波长，实现全日面积分极紫外光谱仪的波长定标。同时该类型光源发散角较大，匹配相应的差分系统和视场光阑，能够满足观测视场检测需求。

6.2 检测定标用光谱仪设计

光谱仪的光学设计方案如图 6-2 所示，采用了与 MEGS-A 类似的掠入射的光学结构。太阳辐射从狭缝进入，经过前置滤光片滤除绝大部分可见光和红外辐射入射至光栅上，光栅将极紫外辐射色散并汇聚到焦面位置的探测器，最后由探测器接收极紫外光谱。探测器前也放置了后置滤光片，进一步消除杂光并作为前置滤光片的备份使用。掠入射式光学结构保证了短波极紫外辐射的反射率，球面变线距光栅能够减小色散方向的像差，且避免了准直和成像镜的使用，提高了极紫外辐射光学效率。作为核心光学元件，光栅决定了整个光谱仪的光谱分辨率和光学结构。我们基于凹面光栅像差理论，对各个光栅参数进行优化分析。

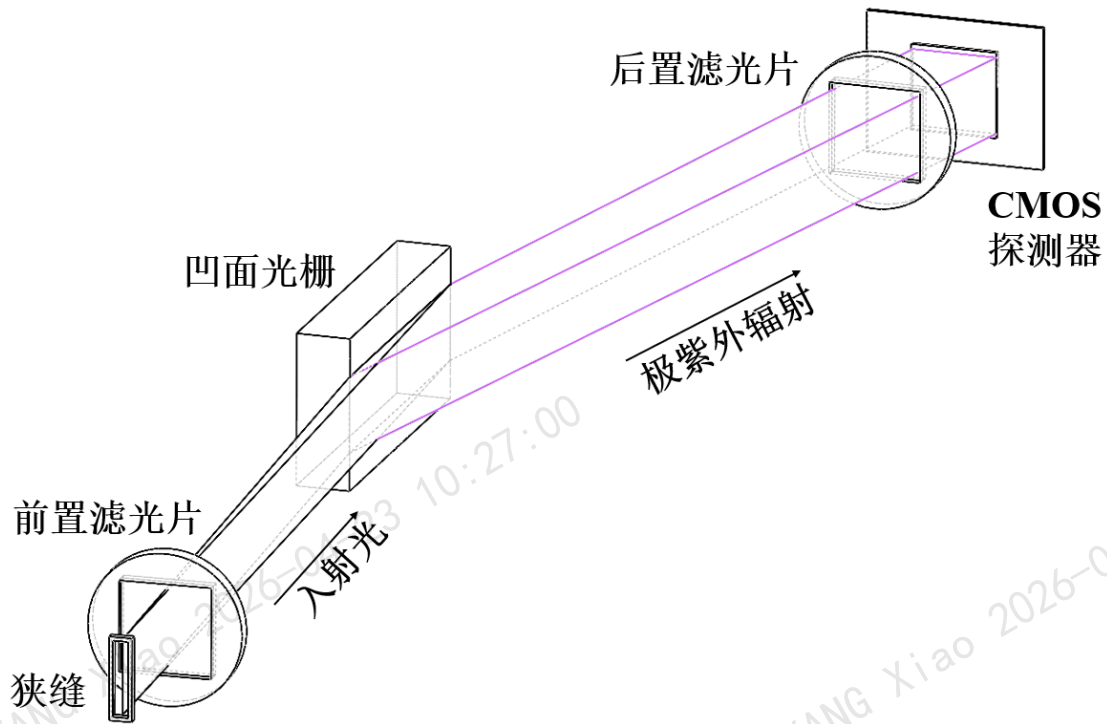


图 6-2 检测定标用光谱仪光学设计方案

Figure 6-2 Schematic Optical design scheme of the testing and calibration system.

凹面变线距光栅能够通过改变光栅基底面型和刻线分布来达到矫正像差的目的，使其满足平场聚焦条件并减小像差(杜学维)。对于该系统的光学设计，主要优化的光学参数包括光栅参数和光学结构参数。光栅参数决定了系统的光谱分辨率和光学结构，主要包括曲率半径、刻线密度和变线距系数等。光学结构参数主要由入射臂、入射角、出射臂、衍射角来表示，决定了系统的尺寸和元件的相对位置关系。系统的光学设计需要同时满足光栅方程(2-24)、球面光栅子午面聚焦条件(2-26)、变线距公式(2-29)和线色散公式(4-1)。

光栅的光学参数及线色散可通过式(2-24)、(2-26)、(2-29)及(4-1)的综合优化确定。根据式(2-26)，增加光栅曲率半径也会使入射臂和出射臂长度相应增加，同时有效提高系统的线色散能力。此外，通过优化 b_2 、 b_3 和 b_4 三个变

线距参数可以减小光学系统的像差，从而提升光谱分辨率 (Kita et al., 1983; 杜学维等, 2012)。

依据上述参数优化规律和方法，使用大曲率半径、较高刻线密度和变线距光栅可以有效提升系统的光谱分辨率。我们最终选用岛津的球面变线距光栅，该光栅已经进行了详细的设计，其曲率半径 $R = 5649 \text{ mm}$ ，三个变线距系数 b_2 、 b_3 和 b_4 分别为 -20 、 4.558×10^2 、 -1.184×10^4 ，光栅中心位置刻线密度为 1200 l/mm (Kita et al., 1983)。光栅尺寸 50 (垂直刻线方向) $\times 30 \text{ mm}$ ，狭缝到光栅面心的直线距离为 237 mm ，入射角 87° (即掠射角 3°)，探测器接收面与光栅法线平行，接收面到法线的垂直距离为 235 mm (Koike et al., 2000)。由光栅方程易得到 18 nm 的衍射角为 77.696° ， 30 nm 的衍射角为 74.287° ，焦面处的光斑宽度为 14.86 mm ，而探测器接收面尺寸 $13 \times 13 \text{ mm}$ ，即实际测量时探测器需沿焦面移动才可接收全部光谱。

光谱仪的光谱分辨率不仅取决于光栅本身的分辨率，还受狭缝尺寸和像素分辨率的影响。本系统采用经过空间验证的 GSENSE 2020BSI sCMOS 探测器，该探测器已成功应用于 SUTRI 极紫外成像探测中 (Bai et al., 2023)。该 CMOS 探测器阵列为 2048×2048 ，像元大小为 $6.5 \mu\text{m} \times 6.5 \mu\text{m}$ 。根据采样定理，我们使用 3 个像素作为最小采样间隔，即狭缝像至少需要覆盖 3 个像素才能被分辨。考虑到该光栅的放大率接近 1，狭缝的宽度至少为 $19.5 \mu\text{m}$ 才能保证光谱的计算精度。最终确定狭缝宽度为 $20 \mu\text{m}$ ，该值在满足采样要求的同时，避免了因狭缝过宽导致的光谱分辨率下降问题。另外，狭缝不同高度位置入射的目标辐射相同，增加狭缝高度有利于提高系统的光通量，沿狭缝高度方向进行光谱叠加还可以提高信噪比，因此狭缝高度设计为 5 mm ，是 MECS-A 的 2.5 倍。表 6-1 详细列出了光谱仪的各项性能参数。

为了获得检测定标系统的光学性能，基于表 6-1 的光学参数，我们使用 SHADOW VUI 光线追迹软件评估该系统的光谱分辨率 (del Río et al., 2011b)。针对目标波段 $18 \sim 30 \text{ nm}$ ，参考 SDO/EVE 的定标方案，模拟谱线选择氦气的三条电离谱线 He II 24.303 nm 、He II 25.632 nm 和 He II 30.378 nm ，相对强度比设置为 $0.5 : 1 : 3$ 。狭缝宽度方向视场为 $36'$ ，高于 $34'$ 的视场需求，狭缝高度方向视场根据实际情况设置为 3.43° ，该视场下垂直光栅刻线方向的光斑尺寸为 46.7 mm 。像面按照实际探测器大小设置为 $x: -0.6656 \sim 0.6656 \text{ cm}$ ， $y: -0.6656 \sim 0.6656 \text{ cm}$ ，沿 y 方向进行投影，可以获得不同谱线沿 x 方向的强度，曲线采样数按照实际像素数设置为 2048。模型利用蒙特卡洛算法按照上述设置追迹 5000 根随机光束在探测器的分布情况，三条谱线的模拟结果如图 6-3 所示，下图为散点模拟结果，上图为投影谱线强度曲线。依据模拟结果可以得到三条谱线半宽分别为 0.03149 nm 、 0.02925 nm 和 0.03147 nm ，对应光谱分辨本领 772、876、965，表明采用凹面变线距光栅和 sCMOS 探测器的检测定标方案，相比已有的固定线距光栅方案可以显著提高光谱分辨率，满足高光谱分辨率的检测定标需求。

表 6-1 检测定标系统光学参数

Table 6-1 Schematic Optical parameters of the system

系统参数	参数	设计值
	视场 f°	$\Phi 36$
	波长范围/nm	18~30
	狭缝尺寸/(mm×mm)	0.020×5
光栅参数	曲率半径 R/mm	5649
	刻线密度/(line·mm ⁻¹)	1200
	变线距参数	$b_2 = 20, b_3 = 4.558 \times 10^2, b_4 = 1.184 \times 10^4$
	衍射级次 m	+1
	入射角 α°	87
	衍射角 β°	75.44 (25.63nm)
	入射臂 r_v/mm	237
	出射臂 r_l/mm	235
探测器参数	探测器大小	2048 × 2048
	像元尺寸/($\mu\text{m} \times \mu\text{m}$)	6.5 × 6.5

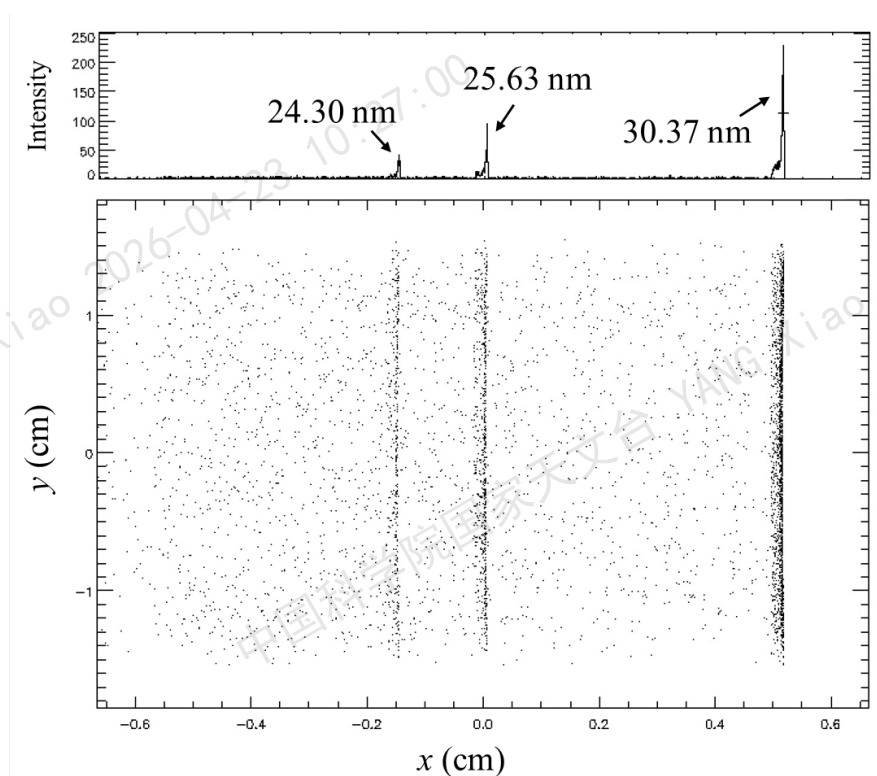


图 6-3 基于 SHADOW VUI 光线追迹软件模拟的该系统 18~30 nm 的光谱分辨率，三条线从左至右分别是 24.3nm，25.63nm 和 30.37nm

Figure 6-3 Schematic The simulated spectral resolution in 18~30 nm of the system using SHADOW ray tracing software. The corresponding spectrum from left to right are 24.3nm, 25.63nm, and 30.37nm, respectively.

6.3 地面检测定标系统研制

地面检测定标系统的结构设计如图 6-4 所示，狭缝、光栅、探测器分别使用独立的真空腔体，腔体之间采用真空法兰长管连接。系统从前到后依次包括极紫外光源、差分系统和掠入射全日面积分极紫外光谱仪，主要由光源 - 光栅转接腔体（狭缝及前置滤光片位于该腔体入光侧）、光栅腔体（含光栅及其调节结构）、波纹管、后置滤光片及 sCMOS 相机腔体组成。因极紫外辐射被地球大气吸收，只能在太空中进行太阳极紫外光谱观测，相应的光谱仪及光谱分辨率地面检测装置需要在真空中开展。

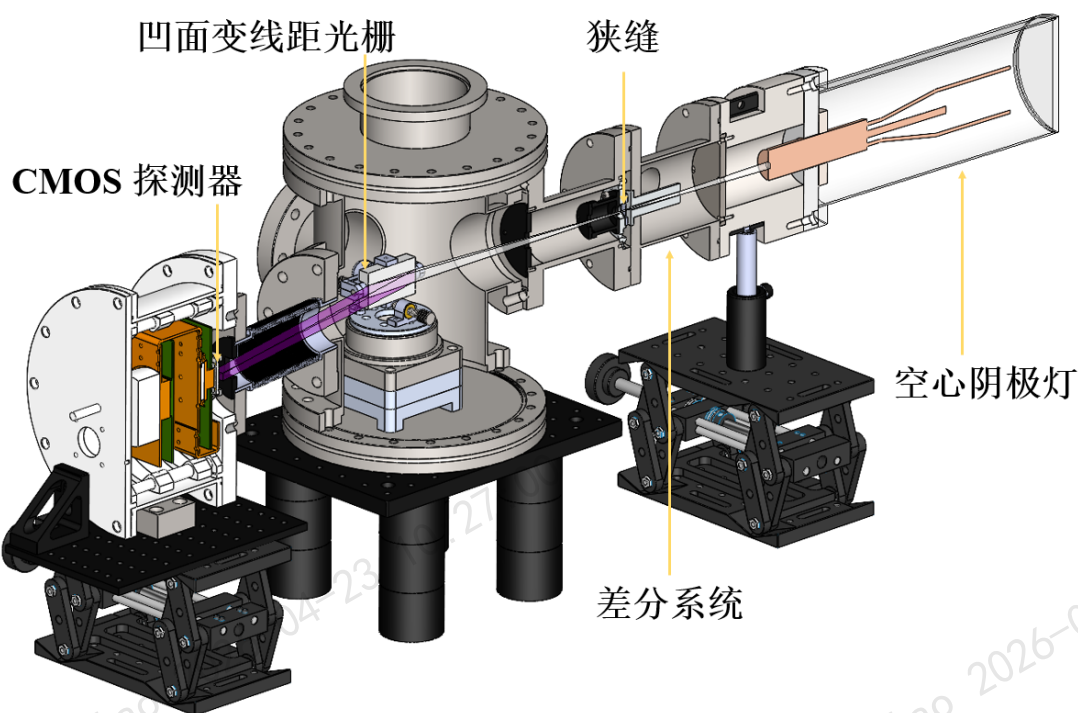


图 6-4 检测定标系统结构设计

Figure 6-4 Schematic Structural design of the testing and calibration system.

结构设计和装调原则是在空气中调节光栅姿态保证入射臂和入射角精度，在真空环境检测时，通过柔性结构微调探测器位置从而获得高光谱分辨率的极紫外光谱。入射臂和入射角由光源—光栅转接腔体和光栅腔体的结构设计及加工精度保证。出射臂和衍射角通过柔性波纹管 and sCMOS 探测器腔体调节结构进行微调，光栅腔体用来保证入射臂和出射臂的相对角度，这样就从结构上建立和维持了光学结构的基本关系。

6.3.1 极紫外光源系统设计

空心阴极灯使用时需要注入氦气，压强为 10 Pa 左右，而光路需要设置在真空环境中，所需真空度需优于 10^{-1} Pa，因此极紫外光源与光谱仪系统之间存在 100 倍的压差。此压差无法通过气孔等通气结构来维持，且压差的存在容易破坏铝膜滤光片，因此需设计一套差分系统，用来维持极紫外光源与光栅腔体、探测

器腔体的压差(周洪军等, 2003; 张素平, 2007)。

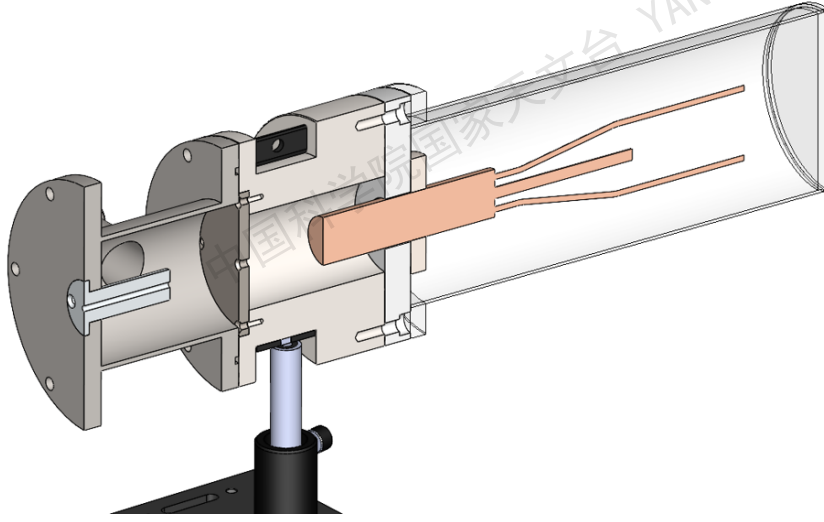


图 6-5 极紫外光源系统示意图

Figure 6-5 Schematic diagram of the extreme ultraviolet light source system.

光源系统的设计如图 6-5 所示。差分系统包含差分柱与差分腔体。极紫外光源底部小孔流出的气体进入差分腔体中, 差分腔体侧面抽真空, 可将进入的气体预先抽走。差分柱中设置一定尺寸的通孔, 由于通孔两端气体流导不同, 进一步降低气体进入光栅腔体和探测器腔体的可能性。光源与光谱仪采用两台真空泵组单独抽真空, 光谱仪的真空环境由普发 HiCube 80 泵组获得, 从光栅腔体上侧 ISO100 的真空接口抽真空, 有效抽速约 25.96 L/s。差分系统的真空泵抽速约 7.5 L/s (6.11), 保证了通入气体后光源真空度 10 Pa 时, 差分系统出口的真空度高于 3×10^{-3} Pa, 亦可满足光谱仪视场角的需求。

6.3.2 光谱仪结构设计

光栅腔体设计

光栅是全日面积分极紫外光谱仪的核心元件, 光栅腔体的设计也是系统设计的重点, 其他结构依赖于该腔体尺寸设计。根据光栅的光学参数与目标波段的位置, 设计光栅腔体如图 6-6 所示。光栅腔体四周设四个 CF63 法兰转接口, 分别与光源-光栅转接腔体、探测器腔体、真空精密转台馈源线连接, 另一个接口安装观察窗, 方便装调时使用。腔体底法兰与顶法兰都采用 CF150 法兰密封, 真空精密转台与光栅组件固定在底法兰上, 顶法兰转接 ISO100 接口, 用于抽真空。

设计光栅腔体时, 需重点考虑入射光线和衍射光线的位置。光栅位于光栅腔体中如图 6-6 所示的位置。光线入射角为 87° , 根据光栅方程, 计算目标波长 18~30 nm 的衍射角为: $77.696^\circ \sim 74.287^\circ$ 。

由于入射光仅能针对光源的上下指向微调, 而入射光的角度、高度、距光栅中心的距离皆依赖于光栅的调节。结合上述需求, 我们确定光栅需要六维调节, 光栅调节组件如图 6-所示。x、y 向平移可通过腰孔增加螺钉调节量来调节, 平衡

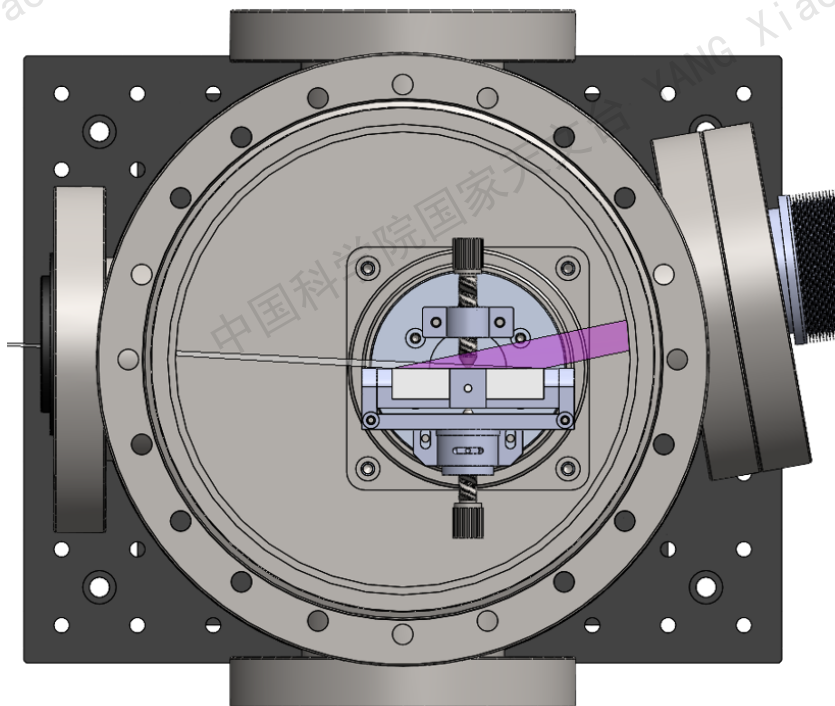


图 6-6 光栅腔体俯视图

Figure 6-6 Schematic Grating vacuum cavity (top view)

来自前光路密封胶圈和垫片引入的误差，以及腔体底法兰固定孔位的加工误差。偏摆和俯仰调节架分别调节光栅 x 、 y 向旋转量，平衡光栅刻线的加工误差、光栅面型的加工误差与狭缝光栅的安装误差 (Suematsu et al., 2019)。使用真空精密转台实现光栅沿 z 轴的旋转，同时记录光栅的角度，并且在后续定标工作开展时能够微调光栅的姿态。 z 方向的高度调节可使用 0.1 mm 厚的调节垫片，补偿光栅腔体底面法兰金属密封引入的尺寸变化。

极紫外光源系统-光栅腔体连接设计

极紫外光源系统和光栅腔体通过转接腔体连接，转接腔体上下两个法兰轴线存在 3° 倾角用来保证 87° 入射角，该角度的加工误差 $\pm 0.1^\circ$ 。狭缝和滤光片安装在转接腔体上差分系统一侧，狭缝在一定范围内可以进行旋转调节，与光栅刻线方向保持平行。通过计算狭缝位置和光栅位置得到转接腔体的长度，保证入射臂为 237 mm，加工误差 ± 0.1 mm。

狭缝宽度的加工精度要求 $\pm 2 \mu\text{m}$ ，狭缝宽度已经经过光学显微镜检测，其实际宽度为 $10.5 \mu\text{m}$ 。厚度均为 0.03 mm，并设计了支撑结构保证狭缝不会弯曲折损。狭缝的材料为 304 不锈钢，由于在真空中使用，经过超声清洗后表面未作处理。

探测器系统-光栅腔体连接设计

探测器腔体通过柔性波纹管连接，能够保证上下移动 ± 10 mm，光栅中心向右偏离腔体中心 21.506 mm，根据波纹管移动极限、探测器接光面宽 (13 mm)、波纹管外径大小 (36.5 mm)、光栅腔体出光口大小 (63 mm) 等与光栅中心的位

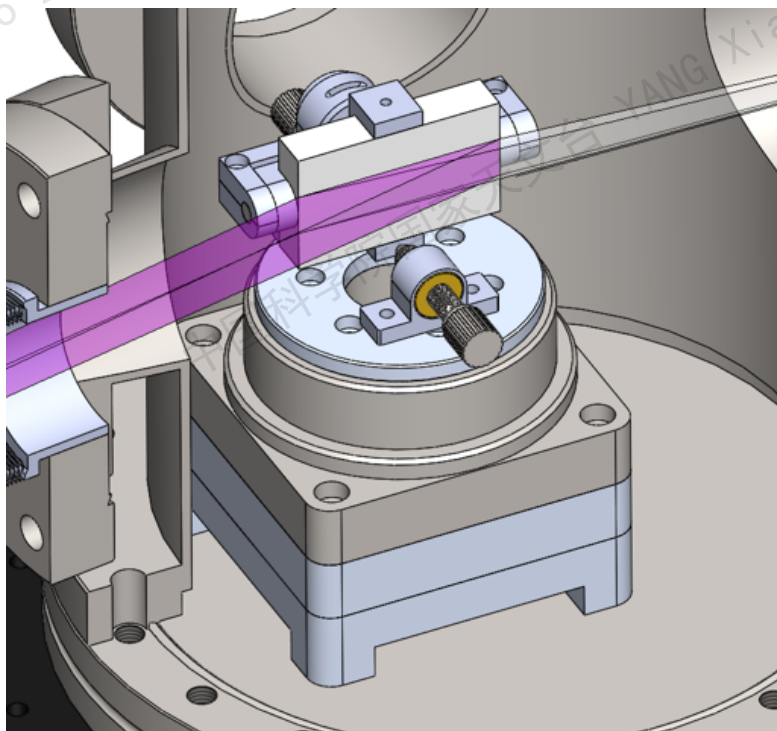


图 6-7 光栅调节结构设计

Figure 6-7 Schematic Structural design of the grating adjustment

置，可确定光栅腔体入光口与出光口的基本尺寸为 170° ，加工误差为 $-1^\circ \sim 0^\circ$ 。此基本尺寸与加工精度能够保证探测器可接收波长范围为： $11 \sim 31 \text{ nm}$ 。探测器腔体结构设计主要考虑出射臂的角度和长度，以及电路板和探测器芯片的制冷问题。探测器腔体主要由后置滤光片、sCMOS 芯片及读出电路板、半导体制冷片、水冷盘及相应的支撑结构组成。

6.4 高光谱分辨率极紫外光谱检测与定标

6.4.1 光学元件性能测试

滤光片透过率检测

系统的滤光片选择了铝膜滤光片，厚度为 150 nm ，通光口径为 15 mm ，能够抑制可见、红外等强辐射杂散光以及短波的高级次谐波。我们在国家同步辐射实验室对其透过率进行了测试，得到的透过率曲线如图 6-8 所示，测试结果表明在 $18 \sim 30 \text{ nm}$ 范围内的透过率为 $26\% \sim 50\%$ 。

光栅衍射效率检测

光栅选择了现有的日本岛津光栅，经理论计算，该光栅的一级衍射效率为 $2\% \sim 5\%$ ，且已在国家同步辐射实验室进行了衍射效率的测试，与理论计算值基本一致，实际测量的衍射效率如图 6-9 所示。

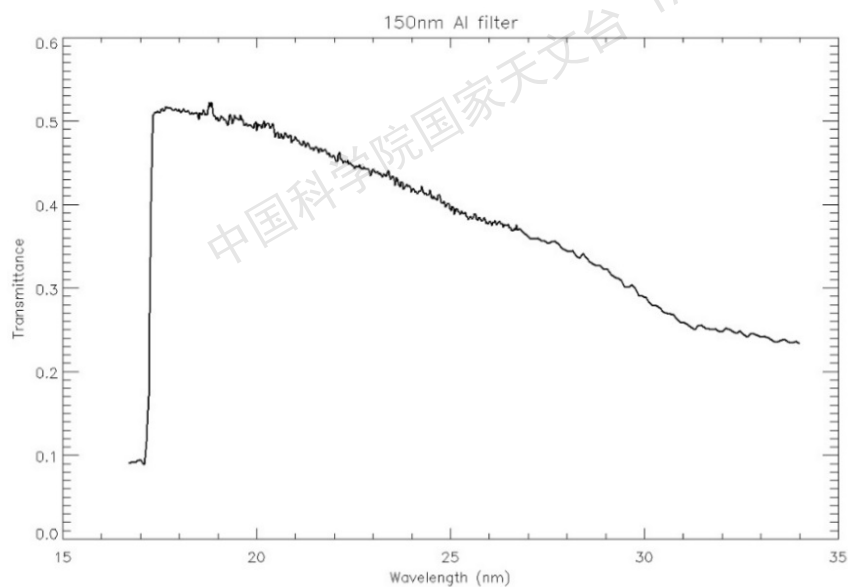


图 6-8 Al 膜滤光片透过率检测结果

Figure 6-8 Schematic The result of the transmittance of the Al film filter

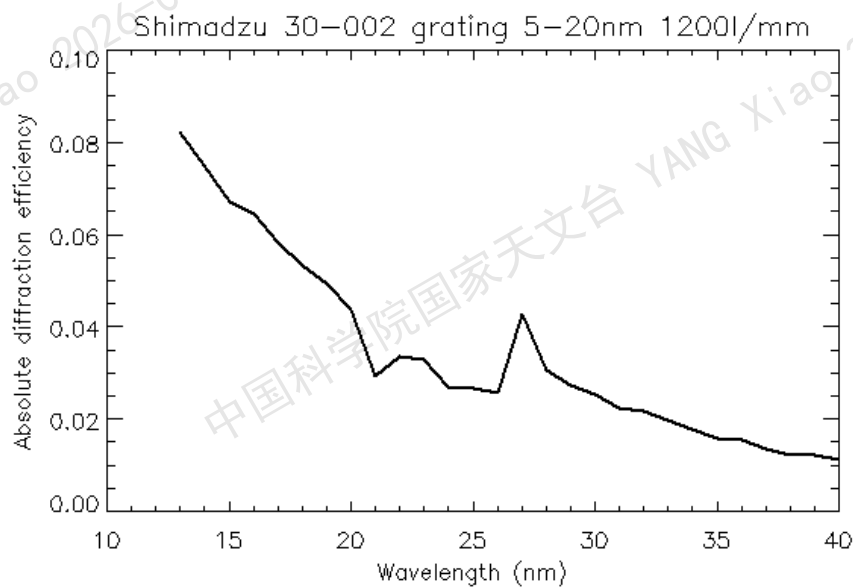


图 6-9 光栅衍射效率检测结果

Figure 6-9 Schematic The result of the grating diffraction efficiency

6.4.2 地面检测定标系统装调测试

全日面积分极紫外光谱仪检测定标系统如图 6-10 所示。系统的装调主要采用激光水平仪、电动转台、光栅零级反射光及一级衍射光。通过零级反射光将光源、狭缝、光栅光轴调为一致，同时确保入射臂和入射角；通过一级衍射光调节光栅刻线方向，最后依据实测光谱调节 sCMOS 相机位置和角度，确定出射臂和衍射角。极紫外光源采用氦气 (He) 作为电离气体，可以获得 18~30 nm 的极紫外光谱。

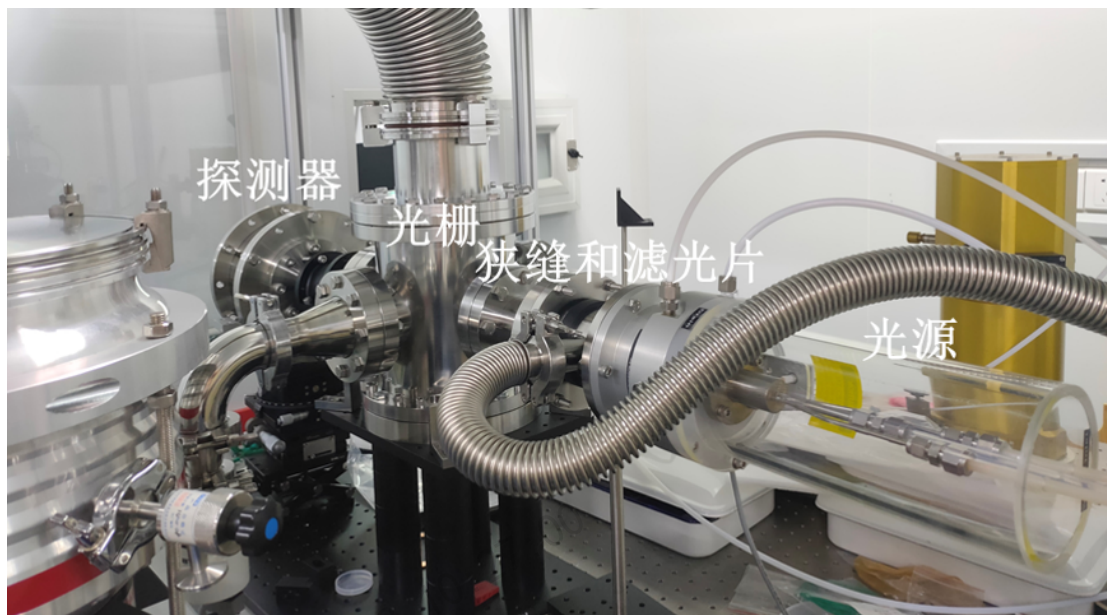


图 6-10 地面检测定标系统实物图

Figure 6-10 Schematic Diagram of the ground testing and calibration system

6.4.3 极紫外光谱测试定标与光谱数据处理方法研究

经过结构装调、探测器优化测试，我们获得了 He 气体的电离光谱图像，如图 6-12 a) 所示。空心阴极灯极紫外光谱辐射较弱，我们采用 60 s 长曝光以增加探测信号，这也使得探测器温度上升，暗电流出现明显的不均匀性，导致氦气的电离光谱在图像中并不显著，因此我们提出相应的数据处理方法来提高光谱的信噪比，并计算谱线光谱分辨率。对于全日面积分极紫外光谱仪，狭缝不同高度位置入射的目标辐射相同，也就是图 6-12 a) 中探测器接收的不同狭缝高度（不同行）光谱信息一致，可以沿狭缝方向进行光谱叠加进而提高光谱信噪比。

针对以上特点，我们提出了如下的数据处理算法：

1) 关闭光源拍摄多帧暗场图像，多帧叠加后原始光谱减暗场像，去除暗电流大尺度不均匀影响，结果见图 6-12 b)，此时可清晰分辨三条 He 电离光谱。依据真空转台的角度、入射光线和衍射光线的相对位置关系、He 电离谱线数据库和 SDO-EVE 波长定标的结果，可认证图 6-15 b) 从左至右的谱线依次为：He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm。

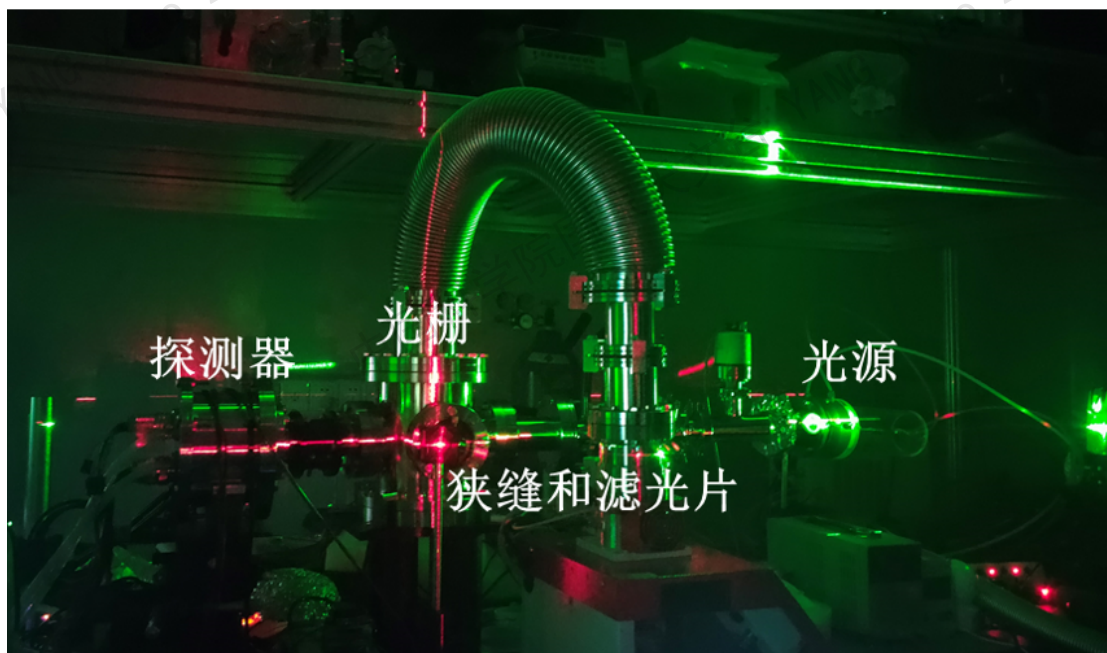


图 6-11 地面检测定标系统装调过程

Figure 6-11 Schematic Assembling process of the ground testing and calibration system

2) 识别并校正图 6-12 b) 减暗场图像中的热、坏像素，移除热、坏像素在狭缝方向叠加时对光谱信号的影响：我们使用基于中值滤波的方法来识别和校正图像中的热坏像素。将原图减去二维中值滤波后的图像，并将差值图像除以原图得到滤波后变化量与原图的比值，比值大于阈值的点被认定为热、坏像素，将这些点的值替换为中值滤波的值。

3) 根据图 6-12 b) 光谱像计算光谱倾斜，并得到每行的平移量；使用三次样条插值进行亚像素的平移，以减少光谱倾斜对叠加光谱分辨率的影响。

对光谱倾斜校正的光谱，我们沿着狭缝高度方向叠加 2048 行光谱，得到全日面积分光谱谱线，结果如图 6-13 所示。与暗场改正后一行的光谱（未叠加）图对比可见，经过光谱倾斜校正和叠加后光谱信噪比显著提升。

表 6-2 全日面积分极紫外光谱仪实测谱线与光谱分辨率

Table 6-2 Schematic Measured spectral lines and spectral resolution from the instrument

谱线	He II 24.303 nm	He II 25.632 nm	He II 30.378 nm
光谱分辨率 (FWHM)/ nm	0.0326	0.0325	0.0351
光谱分辨本领	745	788	865

利用高斯函数拟合的谱线轮廓（实线），得到谱线半宽，即可获得光谱分辨率和相应的光谱分辨本领，结果见表 6-2。He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 三条谱线实测光谱分辨本领分别为 745、788、865，与仿真结果基本一致。

上述结果为地面实验室测量结果，如果搭载太阳观测卫星对太阳极紫外光

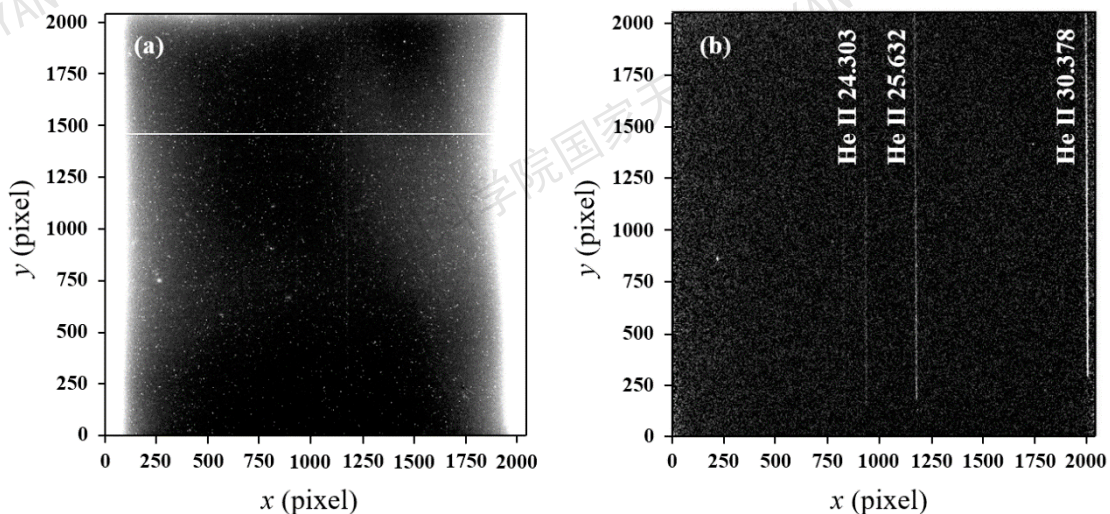


图 6-12 原理样机获得的光谱图。a) 原始图像；b) 减暗场后 He 的光谱图

Figure 6-12 Schematic The Helium spectrogram measured from the instrument . (a) Raw spectrogram; (b) Spectrogram obtained by subtracting the dark field

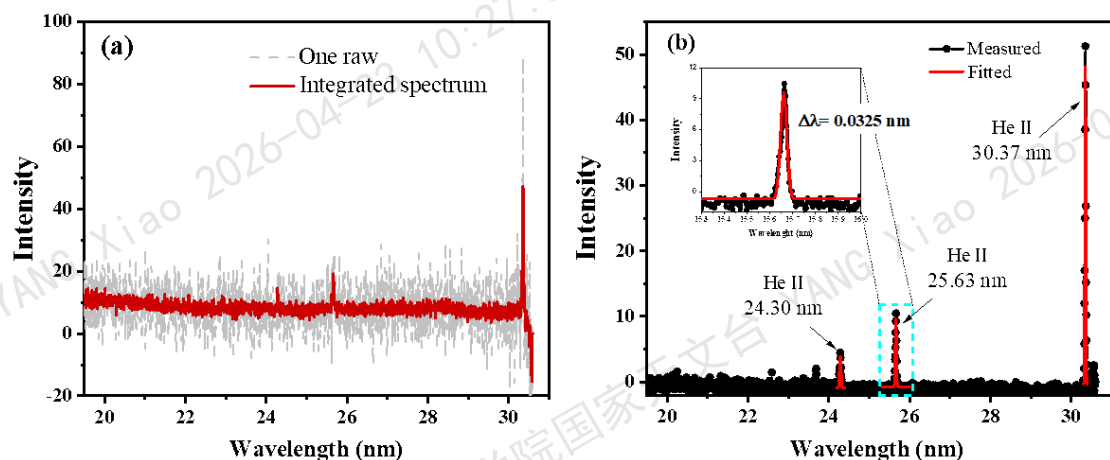


图 6-13 a) 暗场校正后一行的光谱（细虚线）与叠加后的光谱（粗实线）的对比 b) 利用叠加后光谱计算光谱分辨率结果。点划线为实测光谱，实线为高斯拟合结果，插图为 He II 25.632 nm 谱线放大显示，拟合的光谱半宽为 0.0325 nm

Figure 6-13 Schematic (a) Comparison between the dark field corrected spectrum extracted from one raw (thin dashed line) and slit-integrated spectrum (thick solid line). (b) Calculating the spectral resolution from the slit-integration spectrum. The dash-dot line represents the measured spectra, the solid lines are the Gaussian fitting result of these spectral lines. The inset figure shows the zoom-in result of He II 25.632 nm line, with a spectral resolution of 0.0325 nm.

谱进行观测，因极紫外波段的太阳辐射约为可见光波段的万分之一，且全日面积分极紫外光谱仪的集光面积仅有狭缝大小，理论计算光子数也比较弱，预计在轨曝光时间约 60 s，与地面验证曝光时间类似。另外对于深空探测任务，载荷距离地球较远，实际的数据传输速率较低，如太阳极轨天文台为全日面积分极紫外光谱仪载荷分配的数据率为 0.0033 Mbps。全日面积分极紫外光谱仪一次测量图像如图 5，面阵大小 $2k \times 2k$ ，每个像素 16 位存储，每张图像大小 8 MB，按照 1 分钟的时间分辨率，对应数据率 1 Mbps，因此载荷需要寻找合适方法降低下传的数据量。上述数据处理方法，可以将拍摄的 $2k \times 2k$ 面阵光谱，降为 $2k \times 1$ 的一维光谱，在不损失光谱分辨率的同时，将下传数据量降低三个量级，并提高光谱数据信噪比，为后续载荷星上处理软件和数据压缩算法提供了参考。

本章基于窄线宽极紫外光源空心阴极灯，开展了高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱地面检测定标系统的设计与研制方法研究。该方案采用掠入射的光学结构，使用利用实验室现有的凹面变线距光栅和 sCMOS 探测器，完成了地面检测定标系统的仿真计算、光学和结构设计、实际光谱测试以及在轨数据处理方法探究等。基于上述检测定标方案，我们模拟了三条氦气电离谱线 He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 光学性能，均达到了 500 以上光谱分辨本领。利用氦气作为电离气体，我们实际测试得到 He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 光谱图。针对光谱特征，我们最后本章基于全日面积分极紫外光谱特点，提出一种了数据处理方法，通过减暗场、识别和校正热，坏像素、校正光谱倾斜后将两维面阵数据积分为一维光谱数据，等数据处理方法。最终得到三条谱线的光谱分辨本领分别为 745、788、865，是现有国际同类设备 SDO/EVE 的 3 倍，满足了目标需求。该光谱处理方法可以能够在不损失光谱分辨率的情况下提高信噪比，将两维面阵数据积分为一维光谱数据，能够在不损失光谱分辨率的情况下提高信噪比，并显著降低下传的数据量。本章针对高光谱分辨率的极紫外光谱地面检测定标方法研究，为进一步开展我国太阳极轨天文台上搭载的全日面积分极紫外光谱仪的装调检测工作提供了重要依据。

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

第7章 总结与展望

7.1 研究结果与创新点

本文针对 CME 在初始传播阶段的视向速度探测的科学需求, 围绕 SPO 上搭载的全日面积分极紫外光谱仪, 开展高光谱分辨率探测方法、地面检测定标方法研究。取得的主要成果包括:

(1) 围绕 CME 初始传播阶段视向速度探测的科学需求, 开展双波段、高光谱分辨率的全日面积分极紫外光谱仪关键方法研究和方案设计。本文首先对比了正入射、掠入射和 C-T 型不同结构探测方案的光谱分布和效率变化规律, 证明正入射结构的全日面积分极紫外光谱仪具有更高光谱分辨率, 凹面光栅结合多层膜结构可以在较窄带宽内获得更高的效率。然后针对 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm 两个波段, 基于正入射多层膜凹面光栅提出了一种全日面积分极紫外光谱仪探测方案。通过光学性能和结构参数之间的约束关系, 确定光学系统初始结构; 结合实际极紫外光学元件的研制水平, 优化光谱仪光学系统结构, 其中 18.3~21.3 nm 波段的设计光谱分辨本领达到 1165; 49.6~52.9 nm 波段的光谱分辨本领达到 3030; 分别优化 Al/Mo/B₄C 和 Al/B₄C 多层膜结构, 使得凹面光栅在两个波段都获得较高的反射率, 进而保证两个波段的衍射效率, 波长 19 nm 处的衍射效率约为 12.7%, 波长 50 nm 处的衍射效率约为 13.6%。

(2) 基于多层膜凹面光栅正入射光学结构的全日面积分极紫外光谱探测方案, 我们进一步开展全日面积分极紫外光谱仪的结构设计。从多方面考虑确定结构设计, 以满足光谱分辨率精度、防污染、杂散光抑制等功能需求, 公差匹配需求以及可见光辅助装调需求。然后针对主要的腔体结构, 我们探究了不同参数对其力学性能的影响, 通过分析常用材料和新型材料的性能, 选择了 60% SiC/Al 作为密封腔体的材料, 加强筋设计增加腔体长度方向的刚度, 柔性支撑的高度在 40~45 mm 时, 可以更好的抵抗卫星平台热变形, 同时保证结构刚度。结合腔体优化, 本章进一步利用有限元分析方法进行总体结构设计和力学分析, 结果表明, 狭缝与光栅、光栅与探测器之间的结构的变形量在 ± 0.1 mm 范围内, 入射角误差在 $\pm 0.05^\circ$ 范围内, 结构一阶基频 239.32 Hz, 在经过振动产生的应力在安全裕度 > 0 。

(3) 基于窄线宽的极紫外光源空心阴极灯, 和现有的凹面变线距光栅与 SUTRI 验证过的 sCMOS 探测器, 开展地面检测定标系统的研制。根据光栅的光学结构参数, 模拟获得了 24.303 nm、25.632 nm 和 30.378 nm 三条谱线, 光谱分辨本领均达到了 500 以上。利用氦气作为电离气体, 实际测试得到 He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 光谱图。针对全日面积分极紫外光谱仪探测光谱特征, 通过减暗场、识别和校正热坏像素、校正光谱倾斜等数据处理方法, 并将二维光谱信息沿狭缝方向积分为一维光谱数据, 能够在不损失光谱分辨率的情况下提高信噪比, 并显著降低下传的数据量。最终我们得到三条谱线

的光谱分辨本领分别为 745、788、865，与模拟结果一致，是现有国际同类设备 SDO/EVE 的 3 倍。

主要创新点为：

(1) 首次针对 CME 在初始传播阶段视向速度的探测需求，提出双波段、高光谱分辨本领的全日面积分极紫外光谱仪探测方案。针对 18.3~21.3 nm 和 49.6~52.9 nm 两个波段，优化正入射模式的全日面积分极紫外光谱仪光学系统结构，18.3~21.3 nm 波段的光谱分辨本领达到 1165；49.6~52.9 nm 波段的光谱分辨本领达到 3030；优化 Al/Mo/B₄C 和 Al/B₄C 多层膜结构提高反射率，使得凹面光栅在两个波段都获得较高的衍射效率，波长 19 nm 处的衍射效率约为 12.7%，波长 50 nm 处的衍射效率约为 13.6%。该方案能够有效提升光谱分辨率，并在窄带宽范围内的衍射效率方面更具优势。

(2) 基于窄线宽极紫外光源、凹面变线距光栅以及 sCMOS 探测器，研制了高光谱分辨率的地面检测定标系统，并获得 He II 24.303 nm、He II 25.632 nm 以及 He II 30.378 nm 光谱，光谱分辨本领均在 700 以上，是 SDO/EVE 的 3 倍。根据系统测得的极紫外光谱，提出了降低数据量、提高信噪比的数据处理方法，该方法非常适用于深空探测任务的在轨数据处理。

7.2 展望

现阶段工作主要围绕高光谱分辨率全日面积分极紫外光谱探测开展探测方案设计、结构优化与检测定标方法研究，为 SPO/FIS 立项论证提供了重要支撑。未来围绕 FIS 立项指标，以及其他波段的全日面积分极紫外光谱仪需求，可继续开展的研究包括：

(1) 探究多层膜凹面光栅的光学特性。本文提出多层膜凹面光栅正入射模式的全日面积分极紫外光谱探测方案，其中最为重要是多层膜凹面光栅，目前已经与国内相关单位合作，进行多层膜凹面光栅的研制，未来需要进一步对多层膜凹面光栅的光谱分辨率、衍射效率及环境稳定性等特性进行研究。

(2) 进行结构力学稳定性研究，验证结构仿真结果。文中的结构仿真优化仅仅给出了初步结果，结果验证需要试验支撑，未来可以在此基础上投产结构先行件，验证密封结构的气密性能，结构实测的基频，以及正弦、随机、高低温试验后狭缝、光栅、探测器结构连接处角度和位置的变化，通过仿真和试验不断迭代优化结构设计。

(3) 优化高光谱分辨率全日面积分极紫外光谱仪装调检测方法。文中地面检测系统装调通过真空转台、波纹管等同时满足了空气中光栅、探测器调整及真空中光谱分辨率检测，该方法初步实现了高光谱分辨率的地面检测，但是实际全日面积分极紫外光谱仪的研制需要考虑减重、恶劣的发射条件等，因此该方法不能直接套用。因此未来需要结合 FIS 结构设计，进一步优化装调和检测方法，满足 FIS 高光谱分辨的装调检测需求。

参考文献

- 李昌宏张志平, 2024. 航天器空间环境适应性保证通用要求[M]. GB/T 44385-2024. 国家市场监督管理总局; 国家标准化管理委员会.
- MOAVENI S, 2008. 有限元分析——ANSYS 理论与应用 (第三版) [M]. 北京: 电子工业出版社.
- 仲作阳, 张海联, 周建平, 等, 2019. 航天器非火工连接分离技术研究综述[J]. 载人航天, 25(1): 15.
- 刘正坤, 邱克强, 陈火耀, 等, 2020. 合肥光源的衍射光栅制备技术[J]. 现代物理知识, 32(3): 45-50.
- 周洪军, 霍同林, 张国斌, 等, 2003. 0.6m 段四个量级真空差分系统的实现[J]. 真空(04): 48-49.
- 姜岩秀, 2015. 平面变栅距全息光栅设计方法与制作技术研究[D]. 中国科学院大学.
- 张素平, 2007. 多级差分真空系统设计、计算和调试[D]. 中国科学院近代物理研究所.
- 徐向东, 刘正坤, 邱克强, 等, 2012. 用于 1m Seya-Namioka 单色仪的 1200lp/mm Laminar 光栅 [J]. 光学精密工程, 20(1): 1-8.
- 李文昊, 姜岩秀, 吴娜, 等, 2015. 极紫外波段变栅距光栅刻槽密度变化及光谱分辨能力分析 [J/OL]. 发光学报, 36(9): 1094-1099. DOI: [10.3788/fgxb20153609.1094](https://doi.org/10.3788/fgxb20153609.1094).
- 杜学维. 凹面变线距光栅的二维线密度分布测试及软 X 射线平场光谱仪的研制[D]. 中国科学技术大学.
- 杜学维, 沈永才, 李朝阳, 等, 2012. 极紫外平场光栅光谱仪的研制和性能测试[J]. 光谱学与光谱分析, 32(8): 5.
- 杨林, 李达, 崔天刚, 等, 2011. 空间太阳望远镜在紫外波段成像检测中的杂散光测量和消除 [J]. 光学精密工程, 19(7): 1456-1463.
- 梁醒培, 王辉, 2010. 基于有限元法的结构优化设计——原理与工程应用[M]. 北京: 清华大学出版社.
- 牛筱茜, 2023. Al 和 Zr 极紫外滤光片研究[D]. 中国科学院大学.
- 王占山, 黄秋实, 张众, 等, 2021. 极紫外、X 射线和中子薄膜光学元件与系统[J]. 光学学报, 41(1): 430-448.
- 王孝东, 龚博文, 王彭, 等, 2024. 空间 X 射线、极紫外、远紫外波段光学技术及应用 (特邀)[J]. 光学学报, 44(24): 11-22.
- 田娜, 潘艳华. 航天器轻量化设计初步研究[C]//中国宇航学会深空探测技术专业委员会第八届学术年会.
- 田晖, 白先勇, 邓元勇, 等, 2022. 晚型恒星极紫外和 X 射线探测的科学目标与初步方案[J]. 中国科学: 物理学、力学、天文学.
- 白先勇, 田晖, 邓元勇, 等, 2023. 太阳极紫外光谱探测的历史与展望[J]. 空间科学学报, 43(3): 406-422.
- 胡中文, 2005. 广义光栅方程与光栅线密度测试及二维 CCD 全谱光谱仪的研制[D]. 中国科学技术大学.
- 邓元勇, 周桂萍, 代树武, 等, 2023. 太阳极轨天文台[J]. 科学通报, 38(4): 298-308.
- 陈勇, 2014. 软 X 射线自支撑闪耀透射光栅的制作[D]. 中国科学技术大学.
- 黄秀军; 陈建国; 冯国英*; 杨丽玲; 邓国亮; 唐晓军; 周寿桓;, 2010. 基于不同泵浦波形的荧光寿命测量[J/OL]. 光谱学与光谱分析, 30(11): 3013. https://www.gpxygpfx.com/CN/abstract/article_4456.shtml. DOI: [10.3964/j.issn.1000-0593\(2010\)11-3013-05](https://doi.org/10.3964/j.issn.1000-0593(2010)11-3013-05).

- 齐润泽, 张锦龙, 黄秋实, 等, 2022. 极紫外-真空紫外光学薄膜元件的研究进展[J]. 光学精密工程(21): 16.
- Aschwanden M J, Wuelser J P, Nitta N V, et al., 2009. Solar Flare and CME Observations with STEREO/EUVI[J/OL]. , 256(1-2): 3-40. DOI: [10.1007/s11207-009-9347-4](https://doi.org/10.1007/s11207-009-9347-4).
- Aspnes D E, 1982. Imaging performance of mirror pairs for grazing-incidence applications: a comparison[J/OL]. , 21(14): 2642-2646. DOI: [10.1364/AO.21.002642](https://doi.org/10.1364/AO.21.002642).
- Bai X, Tian H, Deng Y, et al., 2023. The Solar Upper Transition Region Imager (SUTRI) Onboard the SATech-01 Satellite[J/OL]. Research in Astronomy and Astrophysics, 23(6): 065014. DOI: [10.1088/1674-4527/accc74](https://doi.org/10.1088/1674-4527/accc74).
- Behring W E, 1970. A spectrometer for observations of the solar extreme ultraviolet from the OSO-I satellite.[J/OL]. , 9: 1006-1013. DOI: [10.1364/AO.9.001006](https://doi.org/10.1364/AO.9.001006).
- BEUTLER H G, 1945. The theory of the concave grating[J/OL]. J. Opt. Soc. Am., 35(5): 311-350. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-35-5-311>. DOI: [10.1364/JOSA.35.000311](https://doi.org/10.1364/JOSA.35.000311).
- BONFANTE G, TONDELLO G, 1990. Grazing incidence czerny-turner monochromator utilizing sagittal focusing mirrors[J/OL]. Appl. Opt., 29(28): 4250-4254. <https://opg.optica.org/ao/abstract.cfm?URI=ao-29-28-4250>. DOI: [10.1364/AO.29.004250](https://doi.org/10.1364/AO.29.004250).
- BROOKS D H, YARDLEY S L, 2021. The source of the major solar energetic particle events from super active region 11944[J/OL]. Science Advances, 7(10): eabf0068. <https://www.science.org/doi/abs/10.1126/sciadv.abf0068>.
- Brooks D H, Baker D, van Driel-Gesztelyi L, et al., 2017. A Solar cycle correlation of coronal element abundances in Sun-as-a-star observations[J/OL]. Nature Communications, 8: 183. DOI: [10.1038/s41467-017-00328-7](https://doi.org/10.1038/s41467-017-00328-7).
- Chamberlin P C, 2016. Measuring Solar Doppler Velocities in the He II 30.38 nm Emission Using the EUV Variability Experiment (EVE)[J/OL]. , 291(6): 1665-1679. DOI: [10.1007/s11207-016-0931-0](https://doi.org/10.1007/s11207-016-0931-0).
- CHEIMETS P, CALDWELL D C, CHOU C, et al., 2009. Sdo-aia telescope design[J]. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, 7438: 74380G-74380G-12.
- Chen B, Ding G X, He L P, 2022. Solar X-ray and Extreme Ultraviolet Imager (X-EUVI) loaded onto China's Fengyun-3E Satellite[J/OL]. Light: Science & Applications, 11(1): 29. DOI: [10.1038/s41377-022-00711-0](https://doi.org/10.1038/s41377-022-00711-0).
- CHEN Y, LI W, TIAN H, et al., 2021. Forward modeling of solar coronal magnetic-field measurements based on a magnetic-field-induced transition in Fe X[J/OL]. The Astrophysical Journal, 920(2): 116. <https://dx.doi.org/10.3847/1538-4357/ac1792>.
- Cheng Z, Wang Y, Liu R, et al., 2019. Plasma Motion inside Flaring Regions Revealed by Doppler Shift Information from SDO/EVE Observations[J/OL]. , 875(2): 93. DOI: [10.3847/1538-4357/ab0f2d](https://doi.org/10.3847/1538-4357/ab0f2d).
- CROTHER D A, WOODS T N, EPARVIER F G, et al., 2007. SDO-EVE EUV spectrograph optical design and performance[C/OL]//FINESCHI S, VIREECK R A. Solar Physics and Space Weather Instrumentation II: Vol. 6689. SPIE: 66890M. <https://doi.org/10.1117/12.732592>.
- Culhane J L, Harra L K, James A M, et al., 2007. The EUV Imaging Spectrometer for Hinode[J/OL]. solphys, 243(1): 19-61. DOI: [10.1007/s01007-007-0293-1](https://doi.org/10.1007/s01007-007-0293-1).
- DEL RÍO M S, DEJUS R J, 2011a. XOP v2.4: recent developments of the x-ray optics software toolkit[C/OL]//DEL RIO M S, CHUBAR O. Advances in Computational Methods for X-Ray Optics II: Vol. 8141. SPIE: 814115. <https://doi.org/10.1117/12.893911>.

- DEL RÍO M S, DEJUS R J, 2011b. XOP v2.4: recent developments of the x-ray optics software toolkit[C/OL]//DEL RIO M S, CHUBAR O. *Advances in Computational Methods for X-Ray Optics II*: Vol. 8141. SPIE: 814115. <https://doi.org/10.1117/12.893911>.
- Del Zanna G, 2019. The EUV spectrum of the Sun: Quiet- and active-Sun irradiances and chemical composition[J/OL]. *aap*, 624: A36. DOI: [10.1051/0004-6361/201834842](https://doi.org/10.1051/0004-6361/201834842).
- Del Zanna G, Mason H E, 2018. Solar UV and X-ray spectral diagnostics[J/OL]. *Living Reviews in Solar Physics*, 15(1): 5. DOI: [10.1007/s41116-018-0015-3](https://doi.org/10.1007/s41116-018-0015-3).
- Dere K P, Landi E, Mason H E, et al., 1997. CHIANTI - an atomic database for emission lines [J/OL]. *aaps*, 125: 149-173. DOI: [10.1051/aas:1997368](https://doi.org/10.1051/aas:1997368).
- Feng Y, Huang Q, Zhuang Y, et al., 2021. Mo/Si lamellar multilayer gratings with high efficiency and enhanced resolution for the x-ray region of 1000-1700eV[J/OL]. *Optics Express*, 29(9): 13416. DOI: [10.1364/OE.422483](https://doi.org/10.1364/OE.422483).
- Feng Y, Du L, Huang Q, et al., 2022. Cr/C lamellar multilayer grating in conical diffraction mounting for beam splitter used in X-ray free-electron lasers[J/OL]. *Optics Letters*, 47(6): 1331. DOI: [10.1364/OL.449805](https://doi.org/10.1364/OL.449805).
- FENG Y, ZHANG Z, QI R, et al., 2023. Microstructural evolution of ni/ti multilayers doped with nitrogen at different d-spacings for neutron supermirrors[J/OL]. *Vacuum*, 210: 111881. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0042207X23000787>. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2023.111881>.
- FENG Y, BAI X, GUO S, et al., 2024. Optical optimization of a multi-slit extreme ultraviolet spectrograph for global solar corona diagnostics[J/OL]. *Experimental Astronomy*. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:273507612>.
- FLEISHMAN G D, GARY D E, CHEN B, et al., 2020. Decay of the coronal magnetic field can release sufficient energy to power a solar flare[J/OL]. *Science*, 367(6475): 278-280. <https://www.science.org/doi/abs/10.1126/science.aax6874>.
- Fox J L, 2011. Snapshot imaging spectroscopy of the solar transition region: The Multi-Order Solar EUV Spectrograph (MOSES) sounding rocket mission[D]. Montana State University System.
- HABER H, 1950. The torus grating[J/OL]. *J. Opt. Soc. Am.*, 40(3): 153-165. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-40-3-153>. DOI: [10.1364/JOSA.40.000153](https://doi.org/10.1364/JOSA.40.000153).
- Halain J P, Rochus P, Renotte E, et al., 2012. The EUV instrument on board the Solar Orbiter mission: from breadboard and prototypes to instrument model validation[C/OL]//Takahashi T, Murray S S, den Herder J W A. *Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series*: Vol. 8443 *Space Telescopes and Instrumentation 2012: Ultraviolet to Gamma Ray*. 844307. DOI: [10.1117/12.924343](https://doi.org/10.1117/12.924343).
- HARADA T, SAKUMA H, TAKAHASHI K, et al., 1998. Design of a high-resolution extreme-ultraviolet imaging spectrometer with aberration-corrected concave gratings[J/OL]. *Appl. Opt.*, 37(28): 6803-6810. <https://opg.optica.org/ao/abstract.cfm?URI=ao-37-28-6803>. DOI: [10.1364/AO.37.006803](https://doi.org/10.1364/AO.37.006803).
- HARADA T, TERANISHI N, WATANABE T, et al., 2019. High-exposure-durability, high-quantum-efficiency (gt;90) backside-illuminated soft-x-ray cmos sensor[J/OL]. *Applied Physics Express*, 13(1): 016502. <https://dx.doi.org/10.7567/1882-0786/ab5b5e>.
- Harra L K, Schrijver C J, Janvier M, et al., 2016. The Characteristics of Solar X-Class Flares and CMEs: A Paradigm for Stellar Superflares and Eruptions?[J/OL]. *Space Weather*, 14(6): 1761-1782. DOI: [10.1007/s11207-016-0923-0](https://doi.org/10.1007/s11207-016-0923-0).

- HETTRICK M C, BOWYER S, 1983. Variable line-space gratings: new designs for use in grazing incidence spectrometers[J/OL]. *Appl. Opt.*, 22(24): 3921-3924. <https://opg.optica.org/ao/abstract.cfm?URI=ao-22-24-3921>. DOI: 10.1364/AO.22.003921.
- Hinteregger H E, Hall L A, 1969. Solar extreme ultraviolet emissions in the range 260 1300 Å observed from OSO-III[J/OL]. , 6(2): 175-182. DOI: 10.1007/BF00150942.
- HINTEREGGER H E, BEDO D E, MANSON J E, 1973. The evu spectrophotometer on atmosphere explorer[J/OL]. *Radio Science*, 8(4): 349-359. DOI: 10.1029/RS008i004p00349.
- Hudson H S, Woods T N, Chamberlin P C, et al., 2011. The EVE Doppler Sensitivity and Flare Observations[J/OL]. , 273(1): 69-80. DOI: 10.1007/s11207-011-9862-y.
- Judge D L, McMullin D R, Ogawa H S, et al., 1998. First Solar EUV Irradiances Obtained from SOHO by the CELIAS/SEM[J/OL]. , 177(1-2): 161-173. DOI: 10.1023/A:1004929011427.
- Kastner S O, Neupert W M, Swartz M, 1974. Solar-flare emission lines in the range from 66 to 171 Å; $2s^r 2p^k - 2s^{r-1} 2p^{k+1}$ transitions in highly ionized iron.[J/OL]. , 191: 261-270. DOI: 10.1086/152963.
- Kita T, Harada T, Nakano N, et al., 1983. Mechanically ruled aberration-corrected concave gratings for a flat-field grazing-incidence spectrograph[J/OL]. , 22(4): 512-513. DOI: 10.1364/AO.22.000512.
- Koike M, Namioka T, Gullikson E M, et al., 2000. Varied-line-spacing laminar-type holographic grating for the standard soft x-ray flat-field spectrograph[C/OL]//Kaiser W M, Stulen R H. Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series: Vol. 4146 Soft X-Ray and EUV Imaging Systems. 163-170. DOI: 10.1117/12.406669.
- KORENDYKE C M, BROWN C M, THOMAS R J, et al., 2006. Optics and mechanisms for the extreme-ultraviolet imaging spectrometer on the solar-b satellite[J/OL]. *Appl. Opt.*, 45(34): 8674-8688. <https://opg.optica.org/ao/abstract.cfm?URI=ao-45-34-8674>. DOI: 10.1364/AO.45.008674.
- Landi E, Hutton R, Brage T, et al., 2020. Hinode/EIS Measurements of Active-region Magnetic Fields[J/OL]. , 904(2): 87. DOI: 10.3847/1538-4357/abbf54.
- Lemen J R, Title A M, Akin D J, et al., 2012. The Atmospheric Imaging Assembly (AIA) on the Solar Dynamics Observatory (SDO)[J/OL]. *solphys*, 275(1-2): 17-40. DOI: 10.1007/s11207-011-9776-8.
- Linsky J L, Fontenla J, France K, 2014. The Intrinsic Extreme Ultraviolet Fluxes of F5 V TO M5 V Stars[J/OL]. , 780(1): 61. DOI: 10.1088/0004-637X/780/1/61.
- Mason J P, Woods T N, Caspi A, et al., 2014. Mechanisms and Observations of Coronal Dimming for the 2010 August 7 Event[J/OL]. , 789(1): 61. DOI: 10.1088/0004-637X/789/1/61.
- Mason J P, Woods T N, Webb D F, et al., 2016. Relationship of EUV Irradiance Coronal Dimming Slope and Depth to Coronal Mass Ejection Speed and Mass[J/OL]. , 830(1): 20. DOI: 10.3847/0004-637X/830/1/20.
- Mason J P, Chamberlin P C, Seaton D, et al., 2021. SunCET: The Sun Coronal Ejection Tracker Concept[J/OL]. *Journal of Space Weather and Space Climate*, 11: 20. DOI: 10.1051/swsc/2021004.
- NAMIOKA T, 1959a. Theory of the concave grating. ii. application of the theory to the off-plane eagle mounting in a vacuum spectrograph*†[J/OL]. *J. Opt. Soc. Am.*, 49(5): 460-465. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-49-5-460>. DOI: 10.1364/JOSA.49.000460.
- NAMIOKA T, 1959b. Theory of the concave grating. iii. seya-namioka monochromator*†‡[J/OL].

- J. Opt. Soc. Am., 49(10): 951-961. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-49-10-951>. DOI: 10.1364/JOSA.49.000951.
- NAMIOKA T, 1959c. Theory of the concave grating. i*†[J/OL]. J. Opt. Soc. Am., 49(5): 446-460. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-49-5-446>. DOI: 10.1364/JOSA.49.000446.
- NAMIOKA T, SEYA M, NODA H, 1976. Design and performance of holographic concave gratings [J/OL]. Japanese Journal of Applied Physics, 15(7): 1181. <https://dx.doi.org/10.1143/JJAP.15.1181>.
- NASA, SYSTEMS S F, 2013. Laboratory evaluation of the pointing stability of the asps vernier system[C/OL][<https://api.semanticscholar.org/CorpusID:220649289>].
- NODA H, NAMIOKA T, SEYA M, 1974a. Ray tracing through holographic gratings[J/OL]. J. Opt. Soc. Am., 64(8): 1037-1042. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-64-8-1037>. DOI: 10.1364/JOSA.64.001037.
- NODA H, NAMIOKA T, SEYA M, 1974b. Design of holographic concave gratings for seya-namioka monochromators[J/OL]. J. Opt. Soc. Am., 64(8): 1043-1048. <https://opg.optica.org/abstract.cfm?URI=josa-64-8-1043>. DOI: 10.1364/JOSA.64.001043.
- NODA H, HARADA Y, KOIKE M, 1989. Holographic grating recorded using aspheric wavefronts for a seya-namioka monochromator[J/OL]. Appl. Opt., 28(20): 4375-4380. <https://opg.optica.org/ao/abstract.cfm?URI=ao-28-20-4375>. DOI: 10.1364/AO.28.004375.
- Pesnell W D, Thompson B J, Chamberlin P C, 2012. The Solar Dynamics Observatory (SDO)[J/OL]. , 275(1-2): 3-15. DOI: 10.1007/s11207-011-9841-3.
- Rachmeler L A, Winebarger A R, Savage S L, et al., 2019. The High-Resolution Coronal Imager, Flight 2.1[J/OL]. solphys, 294(12): 174. DOI: 10.1007/s11207-019-1551-2.
- SAMANTA T, TIAN H, CHEN B, et al., 2021. Plasma heating induced by tadpole-like downflows in the flaring solar corona[J/OL]. The Innovation, 2(1): 100083. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2666675821000084>. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.xinn.2021.100083>.
- Schmidtke G, Rawer K, Botzek H, et al., 1977. Solar EUV photon fluxes measured aboard Aeros A [J/OL]. , 82(16): 2423. DOI: 10.1029/JA082i016p02423.
- SCHMIDTKE G, BRUNNER R, EBERHARD D, et al., 2006. Sol-aces: Auto-calibrating euv/uv spectrometers for measurements onboard the international space station[J/OL]. Advances in Space Research, 37(2): 273-282. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0273117705008392>. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.asr.2005.01.112>.
- Schuehle U H, 1994. Solar Ultraviolet Measurements of Ultraviolet Radiation (SUMER) instrument on SOHO: design, performance predictions, and calibration aspects[C/OL][Fineschi S. Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series: Vol. 2283 X-Ray and Ultraviolet Spectroscopy and Polarimetry. 47-52. DOI: 10.1117/12.193197.
- SCIORTINO L, CICERO U L, MAGNANO E, et al., 2016. Surface investigation and aluminum oxide estimation on test filters for the athena x-ifu and wfi detectors[J]. Space Telescopes and Instrumentation 2016: Ultraviolet to Gamma Ray.
- SPICE Consortium, Anderson M, Appourchaux T, et al., 2020. The Solar Orbiter SPICE instrument. An extreme UV imaging spectrometer[J/OL]. , 642: A14. DOI: 10.1051/0004-6361/201935574.
- Suematsu Y, Shimizu T, Hara H, et al., 2019. Development of Solar-C_EUVST structural design [C/OL][Siegmond O H. Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series: Vol. 11118 UV, X-Ray, and Gamma-Ray Space Instrumentation for Astronomy XXI. 111181O. DOI: 10.1117/12.2529010.

- Tian H, McIntosh S W, Xia L, et al., 2012. What can We Learn about Solar Coronal Mass Ejections, Coronal Dimmings, and Extreme-ultraviolet Jets through Spectroscopic Observations?[J/OL]. , 748(2): 106. DOI: [10.1088/0004-637X/748/2/106](https://doi.org/10.1088/0004-637X/748/2/106).
- Tondello G, Zanini F, 1989. High-resolution Czerny-Turner monochromator for application to undulators[J/OL]. Review of Scientific Instruments, 60(7): 2116-2119. DOI: [10.1063/1.1140840](https://doi.org/10.1063/1.1140840).
- Toriumi S, Airapetian V S, Hudson H S, et al., 2020. Sun-as-a-star Spectral Irradiance Observations of Transiting Active Regions[J/OL]. , 902(1): 36. DOI: [10.3847/1538-4357/abadf9](https://doi.org/10.3847/1538-4357/abadf9).
- Tousey R, 1986. Solar spectroscopy from Rowland to SOT[J/OL]. Vistas in Astronomy, 29(2): 175-199. DOI: [10.1016/0083-6656\(86\)90007-3](https://doi.org/10.1016/0083-6656(86)90007-3).
- UNDERWOOD J H, 1998. 3. spectrographs and monochromators using varied line spacing gratings [M/OL]//SAMSON J, EDERER D. Experimental Methods in the Physical Sciences: Vol. 32 Vacuum Ultraviolet Spectroscopy II. Academic Press: 55-72. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0076695X08602768>. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0076-695X\(08\)60276-8](https://doi.org/10.1016/S0076-695X(08)60276-8).
- Vigil G D, Winebarger A, Rachmeler L, et al., 2021. Design for a portable calibration system for the Full-sun UV Rocket SpecTrometer instrument[J/OL]. Journal of Astronomical Telescopes, Instruments, and Systems, 7: 035009. DOI: [10.1117/1.JATIS.7.3.035009](https://doi.org/10.1117/1.JATIS.7.3.035009).
- Villalba V, Kuiper H, Gill E, 2020. Review on thermal and mechanical challenges in the development of deployable space optics[J/OL]. Journal of Astronomical Telescopes, Instruments, and Systems, 6: 010902. DOI: [10.1117/1.JATIS.6.1.010902](https://doi.org/10.1117/1.JATIS.6.1.010902).
- Wang H, Wang X, Chen B, et al., 2020. EUV multilayer mirrors in solar X-EUV Imager[J/OL]. Optik, 204: 164213. DOI: [10.1016/j.ijleo.2020.164213](https://doi.org/10.1016/j.ijleo.2020.164213).
- WERNER S, GUTTMANN P, SIEWERT F, et al., 2022. Spectromicroscopy of nanoscale materials in the tender x-ray regime enabled by a high efficient multilayer-based grating monochromator [J/OL]. Small Methods, 7. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:254093911>.
- Windt D L, 2015. EUV multilayer coatings for solar imaging and spectroscopy[C/OL]//Fineschi S, Fennelly J. Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series: Vol. 9604 Solar Physics and Space Weather Instrumentation VI. 96040P. DOI: [10.1117/12.2188230](https://doi.org/10.1117/12.2188230).
- Woods T N, Eparvier F G, Hock R, et al., 2012. Extreme Ultraviolet Variability Experiment (EVE) on the Solar Dynamics Observatory (SDO): Overview of Science Objectives, Instrument Design, Data Products, and Model Developments[J/OL]. , 275(1-2): 115-143. DOI: [10.1007/s11207-009-9487-6](https://doi.org/10.1007/s11207-009-9487-6).
- Woods T N, Hock R, Eparvier F, et al., 2011. New Solar Extreme-ultraviolet Irradiance Observations during Flares[J/OL]. , 739(2): 59. DOI: [10.1088/0004-637X/739/2/59](https://doi.org/10.1088/0004-637X/739/2/59).
- Wu J, Qi R, Zhang Z, et al., 2022. Structural and optical properties of narrowband Sc/Si multilayer at 46.5 nm[J/OL]. Frontiers in Physics, 10: 933301. DOI: [10.3389/fphy.2022.933301](https://doi.org/10.3389/fphy.2022.933301).
- Xing C, Cheng X, Ding M D, 2020. Evolution of the Toroidal Flux of CME Flux Ropes during Eruption[J/OL]. The Innovation, 1(3): 100059. DOI: [10.1016/j.xinn.2020.100059](https://doi.org/10.1016/j.xinn.2020.100059).
- XU Y, TIAN H, HOU Z, et al., 2022. Sun-as-a-star spectroscopic observations of the line-of-sight velocity of a solar eruption on 2021 october 28[J/OL]. The Astrophysical Journal, 931(2): 76. <https://dx.doi.org/10.3847/1538-4357/ac69d5>.
- Yang Z, Tian H, Bai X, et al., 2022. Can We Detect Coronal Mass Ejections through Asymmetries of Sun-as-a-star Extreme-ultraviolet Spectral Line Profiles?[J/OL]. , 260(2): 36. DOI: [10.3847/1538-4365/ac6607](https://doi.org/10.3847/1538-4365/ac6607).

- YOSHIDA N, TAKAHARA O, KODEKI K, 2013. Spacecraft with very high pointing stability: Experiences and lessons learned[J/OL]. IFAC Proceedings Volumes, 46(19): 547-552. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667015363813>. DOI: <https://doi.org/10.3182/20130902-5-DE-2040.00144>.
- Zhang J, Temmer M, Gopalswamy N, et al., 2021. Earth-affecting solar transients: a review of progresses in solar cycle 24[J/OL]. Progress in Earth and Planetary Science, 8(1): 56. DOI: [10.1186/s40645-021-00426-7](https://doi.org/10.1186/s40645-021-00426-7).
- Zhang P, Hu X, Lu Q, et al., 2022. FY-3E: The First Operational Meteorological Satellite Mission in an Early Morning Orbit[J/OL]. Advances in Atmospheric Sciences, 39(1): 1-8. DOI: [10.1007/s00376-021-1304-7](https://doi.org/10.1007/s00376-021-1304-7).
- ZHANG Z, QI R, YAO Y, et al., 2019. Improving thickness uniformity of mo/si multilayers on curved spherical substrates by a masking technique[J/OL]. Coatings, 9: 851. DOI: [10.3390/coatings9120851](https://doi.org/10.3390/coatings9120851).
- Anon, 2023. Vol. 953[M/OL]. The American Astronomical Society: 68. <https://dx.doi.org/10.3847/1538-4357/acd6a1>.

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

致 谢

我要毕业了。

这几个字在五年前的我看来，有着相当大的诱惑。当时我信心满满，想着研究生期间我要发多少论文，我要做出什么样的成绩，毕业答辩的时候，我会收获带着累累硕果和满满祝福的鲜花和掌声，让我的研究生生涯圆满落幕。我以为每次想到终点的美好，都是告诉我再坚持一下的动力。后来发现，人真的不要想太远，没有那个必要。

我从什么时候才清楚地意识到理想和现实的巨大差距呢？可能是研一下学期，当时我的课题方向还没确定，不过我选修了我导师们的一门课（没错，我的两个导师都是这门课的任课老师，可想而知一生要强的我当时的压力有多大），叫“光谱仪设计与实现”，很有意思，虽然听不懂，但并不妨碍因为这门课我确定了影响我一生的研究课题——太阳极紫外光谱探测技术，这也是国内一个相对比较新的研究方向。我也从未想过，我连光谱仪是啥都不知道一个人，竟然能选这个做研究课题。没关系，我依然自信地想着，这门课就是让我了解课题的第一步。我跟着我们组西光所的几个大佬，开始了人生中第一个光谱仪的研制。

可是岁月真的是把杀猪刀，从这门课开课到答辩短短几个月的时间，我就认清了现实，我也很想问问，光谱仪它到底是个啥，后面几年我真的能把我的课题研究明白么。这是我第一次意识到现实的残酷。

进组以后，弱小的我跟小导师约着面谈，我已经忘了他跟我说了啥有价值的话，只记得最后，他说：研究工作固然重要，但也要注意身体和心理健康，千万不要因为研究工作的停滞而想不开，影响自己的心理状态。当时我想，我应该不至于。经过无数个小导师对我不成熟想法的无语瞬间，我才明白，这话有可能是小导师跟他自己说的，顺便提醒我一下。

其实我很不好意思，但当时的我真的不知道该怎么推进我的研究工作。一无所有的技术条件和迷茫的我、被另一个项目弄得焦头烂额的小导师，还有两位做电子学的段老师和朱师兄，没有像其他同学一样出道即巅峰的光辉时刻，我们四个就这样跌跌撞撞地开启了极紫外光谱的相关技术研究之路。

后来来了一位曾经做镀膜的博后师兄（现在已经出站了），他的到来让我们的工作有了很大的推进，原因无他，师兄他的执行力太强了，还有一种尽在掌握的松弛感。我们几个一起，也曾在实验室工作到晚上十一二点，为了那捋不清头绪的实验结果一直复现和查找问题，不断地修改实验方案和结构设计，反复地从一个圈出来然后再跳进另一个循环。终于在 24 年初，我们获得了高分辨率的极紫外光谱。我只记得当时师兄情绪发挥一如既往地稳定，依然稳如泰山，但是我很开心，我还给小导师打了电话，告诉他分辨率到了多少。小导师当时在电话里停顿了一下，然后说咱们实验室那套系统能调出来这个分辨率，有 80% 的原因

是运气。我当时就不开心了，这么多人怎么老天爷就把这运气给我不给别人。但我依然相信，他心里也一定是高兴的，所幸没有辜负大家这两年的一起努力。

当然这样的结果让我们对后面的工作有了更大的信心。直到现在，我们的工作开始欣欣向荣起来，我们也对未来有了更大、更多、更具体的憧憬。

在这段经历中，我也认识了很多老师，结交了很多朋友，我相信没有他们的支持和鼓励，我也不会完成工作顺利毕业。我想把对他们的感激留在这里：感谢我的大导师邓元勇老师，他平时工作很忙，但依然会抽出时间来关心我的学习和工作，告诉我要多读文献，多关心课题相关研究动向和组内其他人的科研工作，及时与他人合作讨论。邓老师也经常对我的研究课题提出指导性的建议和帮助，他是我强大的科研后盾，给予了我很大的成长空间和不怕失败的底气。

感谢林佳本老师、王东光老师，他们对我的研究工作和每次的进展报告提出了非常有价值的建议，让我作报告的能力有了质的飞跃。作为负责组内学生的老师，林佳本老师时刻关心学生的学习和生活状态，及时告知新消息新通知，带领学生更好地开展科研工作；王东光老师在光机方面有非常深刻的理解，她作为女中豪杰为我树立了一个巾帼不让须眉的榜样。

感谢张玫老师、杨尚斌老师、侯俊峰老师在太阳物理和太阳观测技术研究方面对我的帮助，他们在课上的生动讲解让我进一步了解的相关知识，是我后面参加科研工作的强大基础。

感谢冯志伟老师、张志勇老师，他们作为实验室的常驻嘉宾，不仅对我的科研提供了巨大的帮助，还教会我为人处世的道理，在思想成长上为我指点迷津。

感谢段帷老师，她既是我电子学方面的老师，更是我们极紫外太阳探测方向为数不多的同伴，她与我们一起于无数个日夜中奋战在实验室，是我们一起经历大起大落的前辈，没有她我们的工作也无法顺利完成。

感谢王威老师和徐刚老师，他们在我们的实验上提供了非常多的帮助，也帮我们分担了很多的工作，是我们同甘共苦的同行者。

感谢李文显老师、宋永亮师兄，在一起的小组会中他们给予我非常多的建议和需要注意的细节，让我的科研工作增加光彩。

感谢我同办公室的王全师兄、吴玮师兄（后来他去深圳做博后了），作为组内的资深师兄，他们在我研究工作中给予了很多经验和帮助。王全师兄数理基础很好，曾经有个公式想很长时间没推出来，王全师兄只用了几分钟就告诉我该怎么做。感谢胡子尧师兄在数据处理方面对我的帮助，他也是个很细心的人，在平时聚会时能够照顾到大家的情绪。感谢佟立越师兄、胡兴师兄、白阳师兄，沈宇樑师兄，他们是我科研路上的榜样，从他们身上我学到了很多工作和处世经验和能力。

感谢朱晓明师兄，前期的很多工作都是师兄帮忙与我们一起完成的，很多电路相关的工作也都是师兄帮忙解决。

感谢冯宇飞师兄，他的到来让我们的工作进展突飞猛进。他就像我的收入一样，最大的特点就是稳定。他帮我分担了很多实验室的工作，他教会了我成长，

与身边其他人的关系也非常好，是老师都非常喜欢的靠谱大师兄。

感谢我同桌高碧源同学，她和我同届，是一个可爱且很有能力的宝藏女孩。她总是有很多的资源和信息分享给大家，我也很羡慕她盛大的朋友圈和超强的交际能力。

感谢我的情感与服装顾问，我亲爱的舍友——张小凡同学，在我研究生期间，是小凡陪我度过了一个又一个难熬的日子。我们研究方向不同，但也会针对各自的工作进行学习和交流，我们也会相互分享各自的开心和不开心，非常感谢她这一路以来的相伴。

感谢我的答辩秘书杨棋师弟，他是一个阳光大男孩，心思简单善良，也很聪明，通过这段时间的锻炼已经能帮助我们完成实验室的实验内容。他也帮我分担了很多毕业上的工作。

感谢杨潇老师，我还是叫潇姐吧，显得比较亲切一些。潇姐对学生的科研和生活都非常关注，帮助督促大家的毕业情况，也经常提供非常重要的帮助。曾经我吃坏了肚子，引发了肠胃炎，是潇姐在疫情盛行的时候在深夜送我去医院看医生。

感谢我的论文评阅人和答辩评委，你们的建议和指点都将是我进步的阶梯。

感谢组内其他老师，同学，工作人员，没有你们的支持，就没有我的进步和成长。

感谢园区的五月，迎来了油画一样的夏天，也迎来了和过去的告别。

最后，我想把最深刻的感激留给在我成长路上非常重要的一位老师，我的导师白先勇老师。白老师在我心中，是亦师亦友的存在，在我一无所知的时候，是白老师给了我莫大的鼓励，也是他带我一步步叩开科学的大门，给我足够的成长空间。他是个急性子，但对学生总是非常有耐心；他非常注重学生在科研上的成长，尽管我总是让他失望，他也从没放弃过对我的支持和培养。曾经有很多次我都想放弃，是他让我学会了相信自己。他在我科研道路上给予了非常多的帮助，很多事亲力亲为，是一位非常敬业的老师。能在研究生期间遇到这样一位好老师，才是花光了我的运气。

也感谢未提到的同行者对我的帮助，祝愿我的家人、老师、朋友，希望你们在以后的每一天身体健康，得偿所愿；也希望我们的事业繁花似锦，如日中天。

国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00
中国科学院国家天文台 YANG Xiao 2026-04-23 10:27:00

作者简历及攻读学位期间发表的学术论文与研究成果

作者简历:

郭思璠, 女, 1997年5月出生。

教育经历:

2016年9月—2020年6月, 在天津科技大学机械工程学院获得学士学位。

2020年6月—2025年6月, 在中国科学院国家天文台攻读博士学位。

已发表(或正式接受)的学术论文:

- (1) **Sifan Guo**, Yufei Feng, Xianyong Bai, Hui Tian, Wei Duan, Xiaoming Zhu, Yajie Chen, Yuanyong Deng, Haiying Zhang, Zhiyong Zhang, Zhiwei Feng, Xiao Yang, Qi Yang, and Mohamed Sedik, Optical optimization of a dual-band sun-as-a-star extreme ultraviolet spectrograph for measuring the line-of-sight velocity of coronal mass ejections. *Experimental Astronomy*, 59(20), 2025.
- (2) 郭思璠, 白先勇, 段帷, 冯宇飞, 朱晓明, 田晖, 邓元勇, 冯志伟, 章海鹰, 胡子尧, 杨潇, 杨棋, 全日面积分极紫外光谱仪探测方案设计 & 地面验证, 45(12), 2025.
- (3) Yufei Feng, Xianyong Bai, **Sifan Guo**, Hui Tian, Lami Chan, Yuanyong Deng, Qi Yang, Wei Duan, Xiaoming Zhu, Xiao Yang, Zhiwei Feng, Zhiyong Zhang. Optical optimization of a multi-slit extreme ultraviolet spectrograph for global solar corona diagnostics. *Experimental Astronomy*, 2024, 58(13).
- (4) Xianyong Bai, Hui Tian, Yuanyong Deng, Zhanshan Wang, Jianfeng Yang, Xiaofeng Zhang, Yonghe Zhang, Runze Qi, Nange Wang, Yang Gao, Jun Yu, Chunling He, Zhengxiang Shen, Lun Shen, Song Guo, Zhenyong Hou, Kaifan Ji, Xingzi Bi, Wei Duan, Xiao Yang, Jiaben Lin, Ziyao Hu, Qian Song, Zihao Yang, Yajie Chen, Weidong Qiao, Wei Ge, Fu Li, Lei Jin, Jiawei He, Xiaobo Chen, Xiaocheng Zhu, Junwang He, Qi Shi, Liu Liu, Jinsong Li, Dongxiao Xu, Rui Liu, Taijie Li, Zhenggong Feng, Yamin Wang, Chengcheng Fan, Shuo Liu, **Sifan Guo**, Zheng Sun, Yuchuan Wu, Haiyu Li, Qi Yang, Yuyang Ye, Weichen Gu, Jiali Wu, Zhe Zhang, Yue Yu, Zeyi Ye, Pengfeng Sheng, Yifan Wang, Wenbin Li, Qiushi Huang and Zhong Zhang. The Solar Upper Transition Region Imager (SUTRI) Onboard the SATech-01 Satellite. *Research in Astronomy and Astrophysics*, 2023, 23(6).
- (5) 白先勇, 田晖, 邓元勇, 陈亚杰, 侯振永, 杨子浩, 张志勇, 段帷, 李文显, 郭思璠. 太阳极紫外光谱探测的历史与展望. *空间科学学报*, 2023, 43(3).

- (6) 朱晓明, 白先勇, 林佳本, 段帷, 邓元勇, 冯志伟, 张志勇, 杨潇, 郭思璠, 白阳. 宽波段傅里叶变换太阳光谱仪等光程差采样系统设计. 天文学报, 2023, 64(2).

申请或已获得的专利:

- (1) 郭思璠, 白先勇, 段帷, 冯宇飞, 朱晓明, 田晖, 邓元勇, 章海鹰, 一种全日面积分极紫外光谱装置及在轨数据处理方法.(实审)
- (2) 冯宇飞, 白先勇, 郭思璠, 田晖, 邓元勇, 段帷, 张志勇, 冯志伟. 全球快速扫描极紫外太阳成像光谱仪及成像光谱方法. (授权)