

引用格式: SUN Jian, FENG Yutao, CHANG Chenguang, et al. Stable Structure of a Near-infrared Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne Interferometer[J]. Acta Photonica Sinica, 2023, 52(11):1122001

孙剑,冯玉涛,畅晨光,等. 近红外多普勒差分干涉仪稳定性结构研究[J]. 光子学报, 2023, 52(11):1122001

近红外多普勒差分干涉仪稳定性结构研究

孙剑^{1,2}, 冯玉涛¹, 畅晨光^{1,2}, 王伟¹, 李娟¹, 胡炳樑¹

(1 中国科学院西安光学精密机械研究所, 西安 710119)

(2 中国科学院大学, 北京 100049)

摘要:针对现有结构无法满足大尺寸差分干涉仪稳定性固定,以星载近红外差分干涉仪稳定性结构为研究目标,优化选择光学材料实现实体差分干涉仪的热补偿,提高了光学元件温度稳定性;以支撑结构的最大结构应力和光机粘接面处最大剪切应力小于许用应力为优化目标,建立数学模型,优化设计支撑结构参数,调节组件基频,提高了组件的力学稳定性。有限元分析支撑结构最大应力 65.56 MPa,小于材料的抗拉强度,光机粘接面最大剪切应力 3.4 MPa;环境温度变化 5 °C,分光棱镜面形 RMS 最大变化量 1.671 nm,热应力带来的干涉图畸变可忽略。力学振动试验前后,光学测试干涉条纹频率(50 个条纹数)未发生变化,差分干涉仪结构满足星载力学环境条件。该方法也适用于棱镜式干涉仪稳定性支撑结构。

关键词:近红外差分干涉仪;最优结构;数学模型;结构应力;剪切应力;面形

中图分类号: TH744

文献标识码: A

doi:10.3788/gzxb20235211.1122001

0 引言

星载被动大气风场探测设备,由于不受气候变化和地理位置限制,可以实现全球尺度的中高层大气风场探测^[1-4]。基于多普勒差分干涉测风技术(Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne, DASH),星载近红外差分干涉测风载荷以氧分子 867 nm 为目标探测源,可实现 60~85 km 高度中层大气风场探测^[5]。作为星载差分干涉测风载荷的核心元件,由于 5 m/s 测风精度对应的多普勒频移约为 10^{-5} nm,多普勒差分干涉仪(简称差分干涉仪)的稳定性直接影响测风载荷风速测量精度,因此差分干涉仪的高热稳定性结构已然成为多普勒差分技术的关键核心问题。

针对差分干涉仪稳定性结构研究,国内外相关人员开展了大量的研究,ENGLERT C R 设计了一种弹性支柱与间隔元件结合的柔性结构,实现了低温环境下分体式长波红外差分干涉仪的无应力支撑^[6]。BABCOCK D D 设计了一种半运动学夹持结构,通过三个支柱连接上下压板结构,实现了共光路 DASH 干涉仪结构固定,并通过被动和主动温控方法提高了差分干涉仪温度稳定性^[7]。畅晨光、傅頔等分别从材料补偿和相位稳定性影响因素对差分干涉仪温度稳定性进行研究^[8-9]。这些研究仅限于差分干涉仪的温度稳定性,并未研究力学环境适应性。针对差分干涉仪的星载环境力学稳定性结构研究,白玉龙等设计了一种高稳定性低热传导微应力非共光路可见光差分干涉仪固定支撑结构^[10],该方法通过提高基频(基频为 1 947.15 Hz)的方法实现了可见光差分干涉仪的高力学稳定性固定。由于目标谱线不同,差分干涉仪光谱分辨率不同。若差分干涉仪光谱分辨率提高,差分干涉仪尺寸会随着增大,实现差分干涉仪稳定性固定的最有效的办法是增加胶粘面积,降低粘接面剪切应力。以某星载的近红外实体差分干涉仪为例,相比可见光差分干涉仪,差分干涉仪光学件质量增加了 4 倍,采用现有的方法固定安装,尽管增加了光机胶粘面积,但是由于近红外

基金项目:国家自然科学基金(No. 41005019),中科院西部交叉团队(No. E1294301)

第一作者:孙剑, sunjian@opt.ac.cn

通讯作者:冯玉涛, fytciom@opt.ac.cn

收稿日期:2023-05-18;录用日期:2023-06-18

<http://www.photon.ac.cn>

差分干涉仪组件 800 Hz 基频偏低,随机振动试验(3.635 Grms)过程中仍然出现了光学件与结构件开胶的现象。同样增大光机胶粘面积,也会提高光学件与结构件的传热系数,不利于差分干涉仪的温度稳定性设计^[11]。

本文以某星载测风载荷非共光路近红外差分干涉仪稳定性结构为研究对象,提出一种可以固定支撑不同尺寸差分干涉仪的方法,从力学稳定性和温度稳定性两个因素考虑,优化光学材料热补偿,建立数学模型,优化结构参数,设计弹性系数,调整组件基频,提高组件的力热稳定性。有限元分析和环境试验表征,计算结果与有限元分析及试验结果一致,试验前后干涉条纹频率未发生变化,且结构热应力带来的干涉图畸变可忽略,满足星载环境条件。该方法也可适用于不同尺寸的棱镜式干涉仪的稳定性支撑。

1 差分干涉仪技术原理

多普勒差分干涉仪是在对称式空间外差干涉仪基础上发展起来的一种非对称式差分干涉仪,通过引入一个大的非对称量,实现高的相位灵敏度,从而可以探测到目标谱线的多普勒频移反演出目标视线风速。图 1 为多普勒差分干涉技术原理示意图。分光棱镜将入射光线分成两束光线,通过视场展宽棱镜在闪耀光栅处发生衍射,由于两路光路存在一个固定的非对称量 $2\Delta d$,因此两束光线在出口处存在两个交叉夹角 2γ 的出射波前,从而在探测器前形成 Frizeau 条纹^[12]。

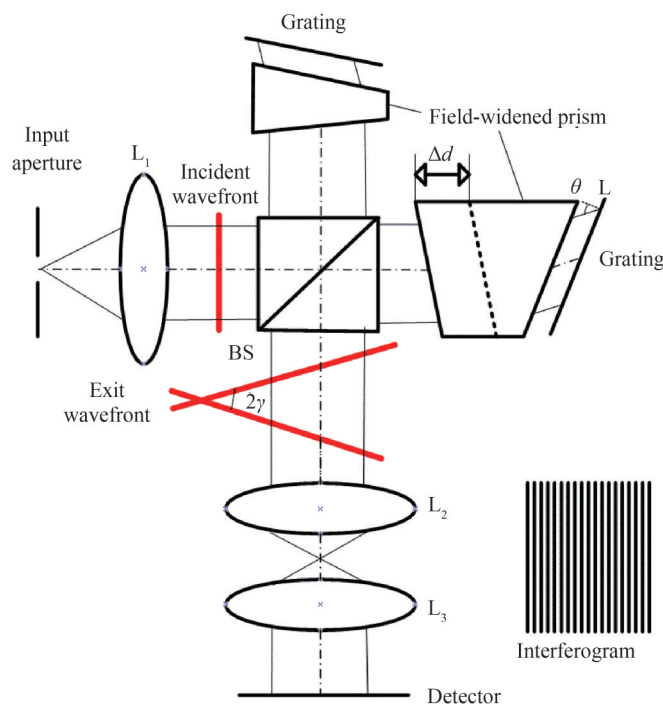


图 1 多普勒差分干涉技术原理示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the DASH interferometer technique

当入射谱线由于风速 v 引入 Doppler 频移,则干涉图相位 $\varphi(x)$ 为^[13]

$$\varphi(x) = 2\pi [4(\sigma_0 + \Delta\sigma - \sigma_L) \tan \theta_L x + 2(\sigma_0 + \Delta\sigma) \cdot \Delta d] \quad (1)$$

式中, $\Delta\sigma$ 为光谱分辨率, σ_L 为 Littrow 波数, θ_L 为 Littrow 角, σ_0 为光束中心波数, x 为探测器上位置坐标 ($x=0$ 即为探测器中心)。

由式(1)可以看出,其相位由两部分组成,其中一部分与零风速波数 σ_0 相关的部分,另一部分与中心波数变化量 $\Delta\sigma$ 相关,则式(1)可写为

$$\varphi(x) = \varphi_0(x) + \Delta\varphi(x) \quad (2)$$

式中, $\varphi_0(x) = 2\pi [4(\sigma_0 - \sigma_L) \tan \theta_L x + 2\sigma_0 \times \Delta d]$ 为基准相位; $\Delta\varphi(x) = 2\pi [4 \tan \theta_L x + 2\Delta d] \Delta\sigma$ 为风速引

起的相位变化量。

通过相位反演去除基准相位,获得多普勒相位变化量 $\Delta\varphi$,视线风速 v 可由式(2)得出^[14]

$$v = \frac{\Delta\varphi \cdot c}{4\pi\Delta d \cdot \sigma_0} \quad (3)$$

式中, $c=3 \times 10^8$ m/s为光在真空中的速度。

由式(3)可以得出,非对称量 Δd 越大,相同的视线风速引起的相位灵敏度越高,风速测量精度越高。但非对称量越大会导致差分干涉仪的外形尺寸也越大。

同样,由相位变化量 $\Delta\varphi(x)$ 可以看出,光谱分辨率 $\Delta\sigma$ 与相位变化量成正比。光谱分辨率提高也可以提高相位变化量,从而提高风速测量精度。多普勒差分干涉仪光谱分辨率由式(4)确定

$$\Delta\sigma = \frac{1}{4W \sin \theta_L} \quad (4)$$

式中, W 为光栅尺寸。

由式(4)可知,光谱分辨率提高会增大光栅尺寸,这样同样带来干涉仪主截面尺寸的增大。比如可见光(557 nm)差分干涉仪光谱分辨率设计值为 1 cm^{-1} ,近红外(867 nm)差分干涉仪光谱分辨率设计值则为 0.32 cm^{-1} ,因此相比于可见光差分干涉仪($91.5 \text{ mm} \times 85.5 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$),近红外差分干涉仪的尺寸达到 $110.5 \text{ mm} \times 101.5 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ 。

2 差分干涉仪稳定性结构研究

2.1 稳定性结构研究思路

差分干涉仪总体结构采用“三明治”形式的固定支撑结构,底座、盖板和支柱组成差分干涉仪的结构框体,为差分干涉仪提供支撑结构,柔性结构(上)、柔性结构(下)与干涉仪光学件通过环氧胶粘接组成负载,柔性结构(上)与柔性结构(下)为弹性件,柔性结构分别与底座和盖板通过螺钉连接,图2为柔性结构的模型示意图。

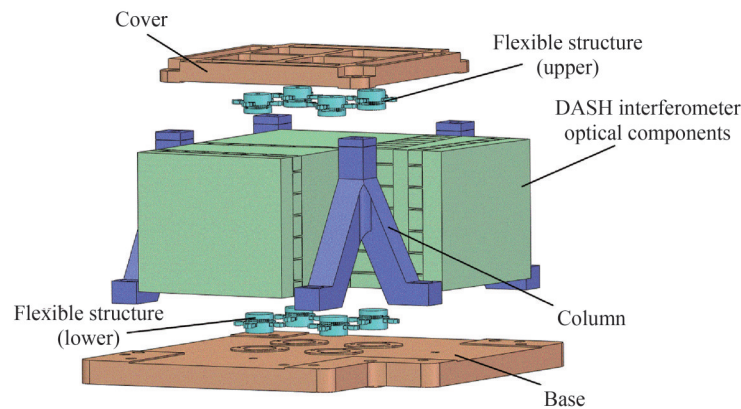


图2 差分干涉仪支撑结构示意图

Fig. 2 Diagram of the DASH interferometer structure

以柔性结构最大结构应力和粘接面最大剪切应力为优化目标,差分干涉仪柔性结构研究从以下几点开展分析:1)差分干涉仪由不同材料的光学元件粘接而成的实体干涉仪,因此首先需要材料热补偿设计提高光学件的温度稳定性^[15];2)建立数学模型优化设计柔性结构参数,合理设计弹性系数 K ,调整差分干涉仪组件基频,降低粘接面最大剪切应力。3)柔性结构最大结构应力须小于材料的许用应力,光学件与柔性结构胶粘面、光学件内部胶粘面应力须小于粘接胶的许用应力,且有一定的安全裕度;4)支撑结构能够降低热传导,且外界环境变化产生的热应力不会引起面形变化。

图3列出了支撑结构优化设计的具体思路。

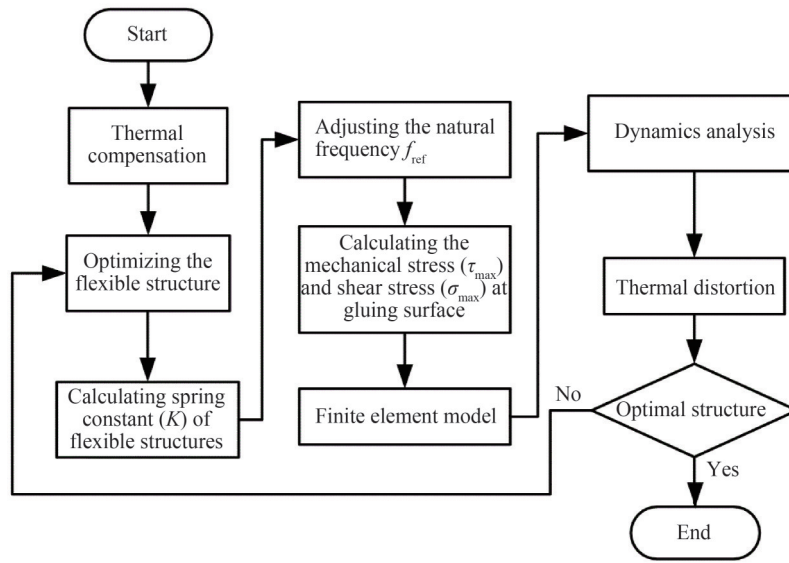


图3 参数优化过程

Fig. 3 Optimization process of parameters

2.2 光学参数热补偿设计

图4为差分干涉仪光学件结构示意图,差分干涉仪包含分光棱镜(BS1、BS2)、视场展宽棱镜(P1、P2)、楔形间隔元件(S1、S2)、平行间隔元件(PPS)和光栅(G1、G2)等。视场展宽棱镜可以改变入射和出射角度,从而改变基础光程差(非对称量)^[16],因此优化设计视场展宽棱镜的材料和中心厚,以及楔形间隔元件(S1、S2)材料和中心厚度可以补偿两臂随外界环境变化产生的热漂移^[8]。

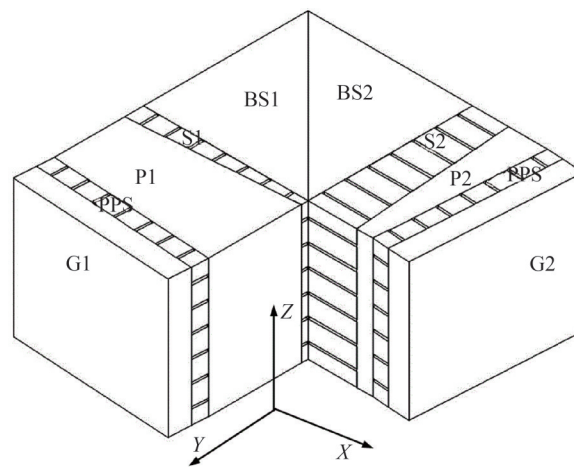


图4 差分干涉仪

Fig. 4 DASH Interferometer

差分干涉仪的基础光程差 OPD 与光学元件中心厚度及材料折射率相关,当环境温度发生变化 ∂T ,则基础光程差随温度变化量为

$$\frac{\partial \text{OPD}}{\partial T} = 2 \left[\left(\frac{\partial S_1}{\partial T} \cdot n_0 + \frac{\partial L_1}{\partial T} \cdot n + \frac{\partial n}{\partial T} \cdot L_1 \right) - \left(\frac{\partial S_2}{\partial T} \cdot n_0 + \frac{\partial L_2}{\partial T} \cdot n + \frac{\partial n}{\partial T} \cdot L_2 \right) \right] \quad (5)$$

式中, $n_0=1$ 为真空介质折射率, S_1 和 S_2 为长短臂间隔元件中心厚度, n 为视场展宽棱镜的光学材料折射率, L_1 和 L_2 为长短臂视场展宽棱镜中心厚度。

线膨胀系数 α_m 与材料的中心厚 l_m 关系为

$$\alpha_m \cdot l_m = \frac{\partial l}{\partial T} \quad (6)$$

则式(5)可改写为

$$\frac{\partial \text{OPD}}{\partial T} = 2 \left[\left(\alpha_{S1} \cdot S_1 \cdot n_0 + \alpha_{L1} \cdot L_1 \cdot n + \frac{\partial n}{\partial T} \cdot L_1 \right) - \left(\alpha_{S2} \cdot S_2 \cdot n_0 + \alpha_{L2} \cdot L_2 \cdot n + \frac{\partial n}{\partial T} \cdot L_2 \right) \right] \quad (7)$$

式中, α_{S1} 为长臂间隔元件材料线膨胀系数, α_{L1} 为长臂视场展宽棱镜材料线膨胀系数, α_{S2} 为短臂间隔元件材料线膨胀系数, α_{L2} 为短臂视场展宽棱镜材料线膨胀系数。

依据式(7)优化差分干涉仪的光学材料 and 设计参数, 降低了基础光程差(非对称量)受环境温度的影响。表1为近红外差分干涉仪光学设计参数,

表1 差分干涉仪设计参数
Table 1 DASH interferometer design parameters

Element	Material	Design parameters	Value
Beam Splitter(BS1&BS2)	Fused silica	Size	60 mm×60 mm×50 mm
Wedged Spacers(S1)	Fused silica	Thickness @center	4.73 mm
Wedged Spacers(S2)	CaF ₂	Thickness @center	15.66 mm
Prism (P1)	N-SF57	Thickness @center	10.14 mm
Prism(P2)	N-SF57	Thickness @center	29.72 mm
Parallel Spacers (PPS)	Fused silica	Thickness @center	6 mm
Grating (G1&G2)	Fused silica	Size	60 mm×60 mm×8 mm

2.3 稳定性支撑结构优化设计

差分干涉仪与支撑结构通过柔性结构与分光棱镜(环氧胶 8217)粘接固定, 依据结构材料和光学材料线膨胀系数一致的原则, 分光棱镜光学材料选用融石英(热膨胀系数 $0.5 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$), 柔性结构采用低膨胀系数的 Invar 材料(热膨胀系数为 $0.6 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$)。柔性结构由两部分组成, 粘接面和圆周的四个翅膀。柔性结构的弹性系数 K 分成两部分, 翅膀位置弹性系数 K_1 和粘接面位置弹性系数 K_2 。图5为柔性结构示意图。

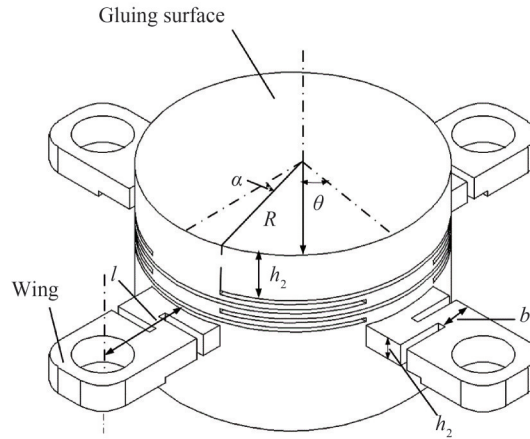


图5 柔性结构示意图

Fig.5 Schematic showing geometry of the flexure

因此柔性结构弹性系数 K 可表示为

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2} = \frac{2l^3}{nY_z b h_1^3} + \frac{3(R \cdot \cos \theta - R \cdot \sin \alpha)^3}{2Y_z h_2^3 \cdot (2R \cdot \sin \theta)} \quad (8)$$

式中, Y_z 为材料杨氏模量, h_1 为翅膀厚度, b 为翅膀宽度, l 为翅膀长度, n 为翅膀组数, α 为隔板角度, R 为粘接面半径, h_2 为粘接面厚度, θ 为粘接面所占的角度, 如图5所示。

差分干涉仪光学件与柔性结构粘接固定, 随机试验过程中, 粘接面会发生弯曲变形。图6显示了粘接面

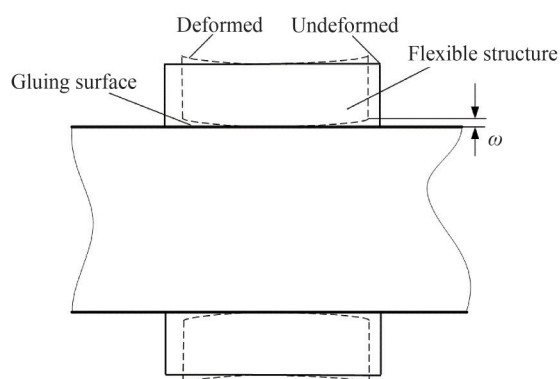


图6 粘接面弯曲变形示意图

Fig.6 Schematic illustration of the bonding surface bowing effect

发生弯曲变形的示意图。优化粘接面的厚度 h_2 从而减小粘接面形变 ω ($\leq 1 \mu\text{m}$) 导致的粘接面脱胶现象, 粘接面的厚度由式(9)优化得出

$$h_2^3 = \frac{3 F_{\max} R^2 \cdot \cos^2 \theta}{8 Y_z \omega} \quad (9)$$

式(9)代入式(8), 则柔性结构弹性系数 K 变为

$$K = \frac{1}{\frac{l^3}{Y_z b h_1^3} + \frac{2\omega(\cos \theta - \sin \alpha)^3}{F_{\max} \cdot \sin \theta}} \quad (10)$$

底部柔性结构尺寸: $Y_z = 145 \times 10^3 \text{ MPa}$, $h_1 = 1.5 \text{ mm}$, $h_2 = 1.75 \text{ mm}$, $b = 1.6 \text{ mm}$, $\alpha = \pi/10$, $l = 2.43 \text{ mm}$, $n = 2$, $\theta = \pi/4$; 顶部柔性结构尺寸: $h_1 = 1 \text{ mm}$, $h_2 = 1.5 \text{ mm}$, $b = 1.3 \text{ mm}$, $\alpha = \pi/13$, $l = 2.43 \text{ mm}$, $n = 2$, $\theta = \pi/4$ 。

因此, 底部柔性结构的弹性系数 $K_{\text{lower}} = 52\,000 \text{ N/mm}$, 顶部柔性结构的弹性系数 $K_{\text{upper}} = 12\,400 \text{ N/mm}$, 由于底部柔性结构还起定位作用, 因此在 Z 方向上 K_{lower} 大于 K_{upper} 。

依据柔性组件系数 K_T 和固有频率关系 $f_{\text{res}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_T}{m}}$, 优化组件弹性系数可以调节组件的基频 f_{res} , 其中, $K_T = K_{\text{lower}} \cdot K_{\text{upper}} / (K_{\text{lower}} + K_{\text{upper}})$, 从而控制光学件的加速度响应不高于 30 Grms 。

表2 三个方向的基频

Table 2 Natural frequencies in three directions.

Parameter	Value
f_x	666.65 Hz
f_y	681.61 Hz
f_z	1 007.72 Hz

按照 3σ 要求, 则光学件承受加速度 $a = 90g$, 依据振型有效质量因子, 单个柔性结构受力(最大受力) $F_{\max} = 62.7 \text{ N}$, 代入式(11), 单个柔性结构承受的最大剪切应力 τ_{\max} 及柔性结构与分光棱镜粘接面的最大剪切应力 σ_{\max} 为

$$\begin{cases} \tau_{\max} = \frac{3 F_{\max}}{2 b h_1} \\ \sigma_{\max} = \frac{m a}{8 \pi R^2} \end{cases} \quad (11)$$

则单个柔性结构承受的最大剪切应力 $\tau_{\max} = 48 \text{ MPa}$, 远远小于 Invar 的材料许用应力, 柔性结构与分光棱镜粘接面的最大剪切应力为 $\sigma_{\max} = 1.4 \text{ MPa}$, 远远小于 8 217 环氧胶的粘接强度。

3 有限元分析及试验验证

3.1 有限元分析

3.1.1 力学稳定性分析

建立差分干涉仪组件有限元模型,分析干涉仪组件基频及随机振动,验证理论分析的正确性,表3列出了差分干涉仪结构件和光学件材料参数表。

表3 材料参数
Table 3 Material properties

Material	Density/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	Yong's modulus/ GPa	Possion ratio	Coefficient of thermal expansion/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$	Thermal conductivity/ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$)
TC4	4 400	109	0.28	9.1×10^{-6}	7.4
Invar	8 100	145	0.25	0.6×10^{-6}	13.9
Fused silica	2 200	73.1	0.2	0.5×10^{-6}	1.31
CaF ₂	3 180	75.8	0.28	1.876×10^{-5}	9.71
N-SF57	3 500	96	0.26	8.48×10^{-6}	0.99

分析差分干涉仪组件的基频,表4为差分干涉仪组件三个方向基频的有限元分析值,三个方向的基频均大于100 Hz,满足星载力学环境要求。

表4 有限元分析三个方向基频
Table 4 Natural frequencies of FEM in three directions

Direction	Natural frequency/Hz
X	634
Y	686
Z	942

从统计学角度分析随机振动条件下的组件响应及动力学特性。表5为随机振动试验输入条件。输入条件依据测风载荷设备在卫星力学试验条件下,差分干涉仪组件安装面处的加速度响应值

表5 随机振动输入条件
Table 5 Random vibration test conditions

Frequency range/Hz	Acceleration power spectral density /($\text{g}^2\cdot\text{Hz}^{-1}$)	Direction
20~190	0.003 35	X, Y, Z
190~500	0.015	
500~750	0.011 25	
750~2 000	0.000 5	

有限元分析计算得出,结构件最大应力(τ_{\max})为65.56 MPa,发生在柔性结构翅膀处,与理论计算结果一致,光学元件最大应力为0.56 MPa,均小于材料的抗拉强度。表6列出了随机振动条件下的应力分析值。

表6 应力分析值
Table 6 Stress of FEM

Direction	Maximum shear stress between the structure and optical elements /MPa	Maximum shear stress between optical elements /MPa	Maximum mechanical stress of structure/MPa	Maximum mechanical stress of optical elements/MPa
X	2.8	0.16	31.26	0.4
Y	2.6	0.15	31.04	0.38
Z	3.4	0.2	35.56	0.56

柔性结构胶粘处最大剪切应力(σ_{\max})为3.4 MPa,相较于结构胶粘处环氧胶(8 217)抗剪强度14 MPa,安全系数3.4,安全系数大于1。同理,光学胶粘处最大剪切应力0.2 MPa,相较于光学胶粘处所用的紫外光敏胶(NO A61)抗剪强度20 MPa,安全裕度为83.3,安全系数大于1。因此柔性结构有较高的安全裕度。

3.1.2 温度稳定性分析

柔性结构与盖板和底座通过柔性结构的翅膀连接,相比现有结构接触面积减小了75%,同时盖板和基座材料由Invar改为导热系数更低的钛合金材料,因此柔性结构的热阻提高了7.5倍,降低了传热效率,提高差分干涉仪的被动绝热温控。但是由于柔性结构与盖板的结构材料不同,且差分干涉仪的工作温度要高于测风载荷主体温度约5℃,因此需要分析环境温度变化5℃工况下,温度变化带来的热应力对差分干涉仪的面形的影响,尤其是分光棱镜将一束光分切成两路光线,若分光棱镜两路出射面的面形随着环境温度发生变化,产生畸变导致干涉条纹弯曲,进而引入额外的多普勒频移从而影响测风精度^[9]。图7分别为长臂和短臂分光棱镜出射面的面形云图。表7列出了温度变化5℃分光棱镜长短臂处出射面的面形PV和RMS值。由于面形RMS最大变化1.671 nm(1/519工作波长),因此,支撑结构的热应力对面形产生的畸变可忽略^[17]。

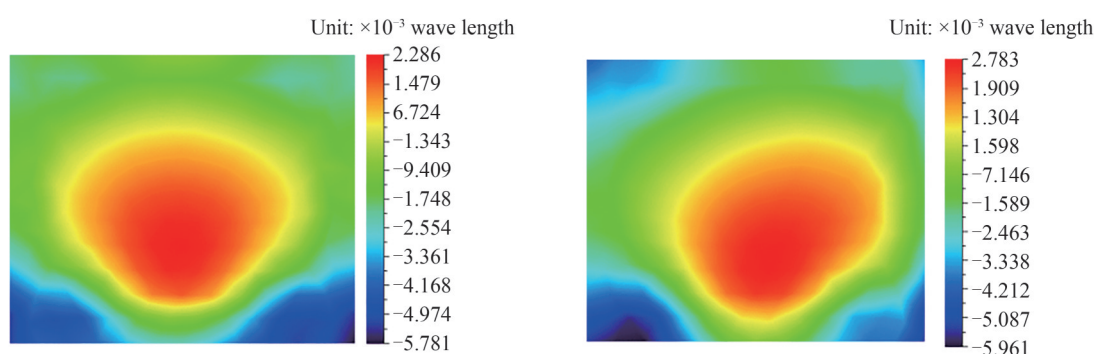


图7 近红外差分干涉仪组件的面形变形云图

Fig.7 Surface shape cloud picture of the DASH interferometer assembly in near-infrared

表7 PV值和RMS值
Table 7 PV and RMS

Optical component	RMS	PV
Long arm	1.55 nm	6.467 nm
Short arm	1.671 nm	7.850 nm

3.2 力学试验验证

为了进一步了解差分干涉仪的力学稳定性,验证理论计算与有限元分析的合理性和准确性,设计了一个包含正弦扫频和随机振动的试验,正弦扫频用于了解差分干涉仪组件的三个方向固有频率,随机振动用于了解差分干涉仪的力学性能。正弦扫频输入条件依据卫星对测风载荷设备的正弦扫频输入条件。差分干涉仪两臂端部分别贴有三向加速度传感器,用于监测差分干涉仪光学件加速度响应情况,图7是差分干涉仪测点位置图片。测点1和测点2的位置相对支撑点有一定的臂长,在随机试验过程中,作为负载会产生额外的力矩。因此,增加三向加速度传感器模型,修正有限元模型,表8为有限元分析和0.2 g扫频试验的三个方向基频结果对比,与力学试验值相比,有限元分析值偏差小于4%。

设计X、Y、Z三个方向的随机振动试验,重点关注两臂端部加速度响应值,相比于输入的加速度均方根值(3.535 Grms),试验结果显示X、Y、Z三个主振方向的加速度均方根分别为17.71 Grms、23.4 Grms和28.91 Grms。其中最大加速度响应与数学模型计算分析的加速度输入条件一致。随机试验前后,扫频数据曲线一致,光学件和结构件间胶合面未开胶,差分干涉仪组件完好。

力学试验前后,通过光路测试差分干涉仪的干涉条纹频率,通过对比干涉条纹频率,判断光学元件间胶合面状态,光学测试结果表现为力学前后干涉条纹空间频率发生变化(50个条纹数),光学元件间胶合面未开胶。因此差分干涉仪柔性支撑结构满足力学环境条件。图9显示了差分干涉仪测试光路示意图、干涉条纹及试验前后干涉条纹空间频率对比。图9(c)中的相位差异是由差分干涉仪组件复位安装精度引起的。

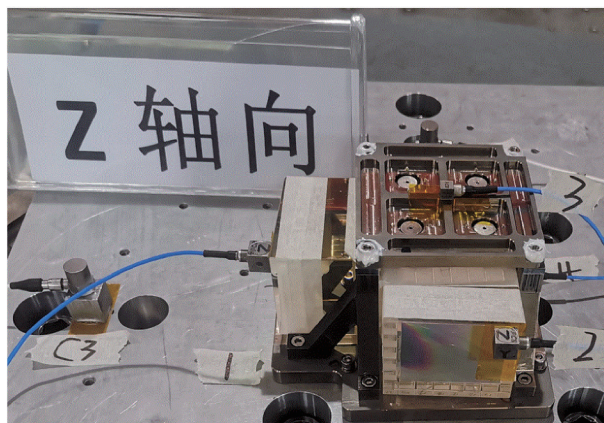


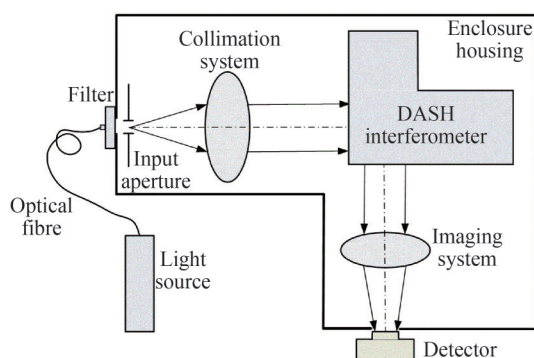
图8 近红外差分干涉仪振动试验

Fig.8 Vibration testing of the DASH interferometer assembly in near-infrared

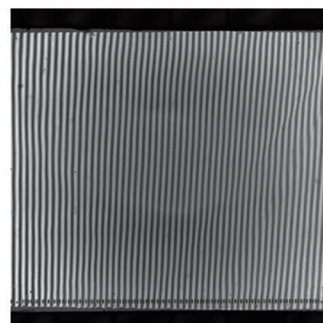
表8 有限元分析的三个方向基频和扫频试验结果对比

Table 8 Comparison of natural frequencies of modal analysis and test

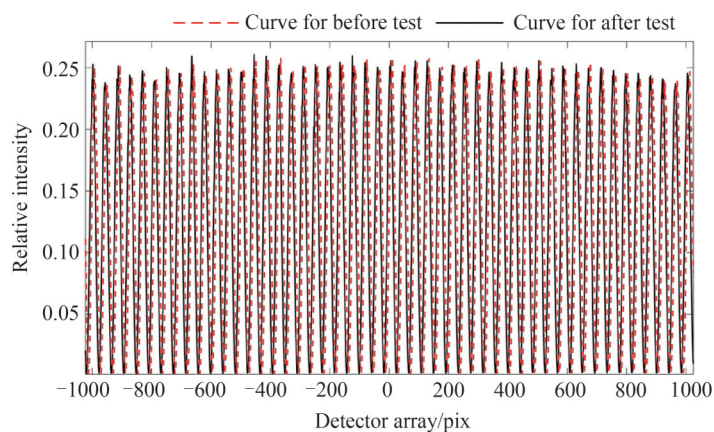
Direction	Natural frequency/Hz		Error
	FEM	Test	
X	634	649.7	2.4%
Y	686	669.8	2.4%
Z	942	979.2	3.8%



(a) Schematic of optical test



(b) Interference fringe



(c) Fringe frequencies before and after the tests

图9 力学前后光学测试示意图

Fig. 9 Schematic of optical test before and after the tests

4 结论

随机振动试验的能量主要集中在低频范围,因此,为了提高组件的力学性能,需要将组件的基频设计值提高。差分干涉仪现有支撑结构是通过增加粘接面积的方法提高组件的力学性能,当干涉仪尺寸增大,需要增大粘接面积,这就和增加热阻相悖。同时近红外差分干涉仪支撑结构,出现了力学试验过程中光机粘接面开胶现象。针对这个问题,本文以近红外差分干涉仪的稳定性结构为研究目标,采用材料热补偿方法完成了高热稳定性的差分干涉仪光学设计,并提出了一种优化设计柔性结构弹性系数调整组件的基频方法,从而降低粘接面的粘接应力。该方法以柔性结构机械应力和光机粘接表面粘接力小于许用应力为优化目标,通过建立数学模型,优化近红外差分干涉仪柔性结构的材料和尺寸,相较于差分干涉仪现有固定支撑方法,解决了大尺寸差分干涉仪的高稳定性绝热支撑问题,柔性结构的热阻提高了7.5倍。有限元分析结果表征,结构件和光学元件间,及光学元件间的环氧胶粘处的粘接应力具有一定的安全裕度,环境温度变化5℃工况下,支撑结构的热应力支撑结构的热应力带来的干涉图畸变可忽略。力学振动试验表征了差分干涉仪支撑结构满足航天力学适应性,该方法同样适用于棱镜式干涉仪稳定性支撑结构。

参考文献

- [1] HAYS P B, ABREU V J, DOBBS M E, et al. The high-resolution Doppler imager on the upper atmosphere research satellite [J]. *Journal of Geophysical Research*, 1993, 98(D6): 10713-10723.
- [2] TIMOTHY L K, WILBERT R S, ROBERTA M J, et al. TIMED Doppler interferometer (TIDI) [C]. SPIE, 1999, 3756: 289-301.
- [3] SHEPHERD G G. Application of Doppler Michelson imaging to upper atmospheric wind measurement: WINDII [C]. *Applied Optics*, 1996, 35(16): 2764-2773.
- [4] ENGLERT C R, BABCOCK D D, HARLANDER J M. Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne spectroscopy (DASH): concept and experimental demonstration [J]. *Applied Optics*, 2007, 46(29): 7297-7307.
- [5] XIAO Yang, FENG Yutao, WEN Zhenqing, et al. Doppler asymmetric spatial heterodyne interferometer for wind measurement in middle and upper atmospheric wind-field detection(Invited) [J]. *Acta Photonica Sinica*, 2022, 51(8): 0851516.
肖畅, 冯玉涛, 文镇清, 等. 中高层大气风场探测多普勒差分干涉仪技术(特邀)[J]. *光子学报*, 2022, 51(8): 0851516.
- [6] ENGLERT C R. Compression assembly of Spatial Heterodyne Spectrometer (SHS). US Patent 0.7535572 [P]. 2009-05-19.
- [7] HARLANDER J M, ENGLERT C R, BABCOCK D D, et al. Design and laboratory tests of a Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne (DASH) interferometer for upper atmospheric wind and temperature observations [J]. *Optics Express*, 2010, 18: 26430-26440.
- [8] CHANG Chenguang, FU Di, ZHAO Hengxiang, et al. Research on thermal stability of monolithic near-infrared Doppler asymmetric spatial heterodyne interferometer [J]. *Optical Engineering*, 2023, 62(1): 015104.
- [9] FU Di, CHANG Chenguang, SUN Jian, et al. Separating and testing method for influencing factors of phase stability of Doppler asymmetric spatial heterodyne interferometer for atmospheric wind-field detection [J]. *Acta Optica Sinica*, 2022, 42(18): 1801003.
傅頔, 畅晨光, 孙剑, 等. 大气风场探测多普勒差分干涉仪相位稳定性影响因素分离测试方法研究[J]. *光学学报*, 2022, 42(18): 1801003.
- [10] BAI Yulong, SUN Jian, HAO Xiongbo, et al. Design of stable satellite-borne doppler asymmetric spatial heterodyne interferometer support structure [J]. *Acta Photonica Sinica*, 2018, 47(9): 0922002.
白玉龙, 孙剑, 郝雄波, 等. 高稳定性星载多普勒差分干涉仪支撑结构设计[J]. *光子学报*, 2018, 47(9): 0922002.
- [11] 杨世铭, 陶文铨. *传热学*[M]. 北京: 高等教育出版社, 2016.
- [12] ENGLER C R, HARLANDER J M, BROWN C M, et al. Michelson Interferometer for Global High-Resolution Thermospheric Imaging (MIGHTI): Instrument design and calibration [J]. *Space Science Reviews*, 2017, 212: 553-584.
- [13] ZHANG Yafei, FENG Yutao, FU Di, et al. Dependence of interferometers phase on incident wavenumber and phase stability of Doppler asymmetric spatial heterodyne spectroscopy [J]. *Chinese Physics B*, 2020, 29(10): 104204.
- [14] ENGLER C R, BABCOCK D D, HARLANDER J M. Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne spectroscopy (DASH): concept and experimental demonstration [J]. *Applied Optics*, 2007, 46(29): 7297-7307.
- [15] MARR K D, ENGLER C R, HARLANDER J M, et al. Thermal sensitivity of DASH interferometers: The role of thermal effects during the calibration of an Echelle DASH interferometer [J]. *Applied Optics*, 2013, 52: 8082-8088.

- [16] FENG Yutao, BAI Qinglan, WANG Yongmei, et al. Theory and method for designing field-widened prism of spatial heterodyne spectrometer [J]. *Acta Optica Sinica*, 2012, 32(10): 1030001.
冯玉涛,白清兰,王咏梅,等.空间外差光谱仪视场棱镜设计理论与方法[J].*光学学报*, 2012, 32(10): 1030001.
- [17] ZHOU Guan, LI Libo, FU Di, et al. Analysis of influence of Doppler asymmetric spatial heterodyne interferogram [J]. *Acta Photonica Sinica*, 2022, 51(6): 0601001.
周冠,李立波,傅頔,等.多普勒差分干涉仪干涉图畸变对相位反演精度影响分析[J].*光子学报*, 2022, 51(6): 0601001.

Stable Structure of a Near-Infrared Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne Interferometer

SUN Jian^{1,2}, FENG Yutao¹, CHANG Chenguang^{1,2}, WANG Wei¹, LI Juan¹, HU Bingliang¹
(1 *Xi'an Institute of Optics and Precision Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Xi'an 710119, China*)
(2 *University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China*)

Abstract: The mounting for a space-borne Doppler Asymmetric Spatial Heterodyne (DASH) interferometer, which is a key part of the space-borne DASH wind instrument, should be able to withstand the mechanical and thermal conditions of being space-borne. As spectral resolution increases, the size of the DASH interferometer increases. The stable rugged support structure for a large-sized interferometer has become a key issue. By far, the vast majority of the vibrational energy is produced at lower frequencies. Therefore, in order to improve mechanical performance, an effort can be made to ensure that the lowest natural frequency of the mounting structure is as high as possible. In existing approaches, the natural frequency of the assembly can be increased by increasing the adhesive area. However, the (metal-to-glass) gluing surface tension breaks during the vibration tests because of the lower natural frequency. In this paper, a novel, and stable support structure is proposed, with its effectiveness exemplified for a Near-Infrared (NIR) DASH interferometer. Based on the principle of DASH interferometer technique, the materials and dimensions of the optical components were selected to compensate for the phase shift at the fringes as the arms expand with temperature, which improves the optical components' thermal stability. The mathematical model of a structure was established, and the detail optimization process was designed. Parameters affecting the spring constants were analyzed. The parameters of the structure were optimized by requiring the maximum mechanical stress of the structure and maximum shear stress at the gluing surface to be less than the strength value. The spring constants were designed to adjust the natural frequency of the DASH interferometer assembly and improve the mechanical stability. The mathematical model results show that the lower spring is much stiffer than the top spring. The maximum shear stress of the structure was 48 MPa. The maximum shear stress at the gluing surface was 1.4 MPa. The bending deformations of the gluing surfaces were less than 1 μm . The Finite Element Analysis (FEA) results show that the maximum stresses of mechanical components and optical components were 65.56 MPa and 0.56 MPa, which are less than the tensile strength of the material. The maximum shear stress at metal-to-glass gluing surfaces was 3.4 MPa. The safety margin was 3.4. The maximum shear stress at the glass-to-glass gluing surface was 0.16 MPa. The safety margin was 83.3. All values have a high safety margin. The FEA results were consistent with the model calculation results. As the DASH interferometer is thermally stabilized about 5 $^{\circ}\text{C}$ above the wind instrument temperature, the Finite Element Model (FEM) of the DASH interferometer assembly was established to analyze the thermal stability. Under the environmental temperature change of 5 $^{\circ}\text{C}$, the Surface Shape Error (RMS) of beam splitters was 1.671 nm. The interferogram distortion caused by thermal stress can be ignored. The vibration test results indicate that the relative error of natural frequencies between the FEM and sine sweep test was less than 4%. The results from FEA and vibration tests agree with the model calculation results. The optical results indicate that the fringe frequency did not change (the number of fringes is 50) before and after the vibration test, which

directly reveals that there was no breakage in the gluing surfaces (metal-to-glass gluing and glass-to-glass gluing), and the interferometer assembly remained undamaged. The phase shift was caused by the location accuracy of the DASH interferometer assembly in the optical system. Compared with existing methods, the mechanical performance was improved. The proposed structure can meet the requirements of the launch environment. Moreover, the proposed design of the stable support structure can be used in other interferometers. And the structure was used to mount a short infrared wave DASH interferometer, which is larger than NIR DASH interferometer.

Key words: Near-infrared Doppler asymmetric spatial heterodyne interferometer; Optimal structure; Mathematical model; Mechanical stress; Shear stress; Surface shape

OCIS Codes: 350.4600; 220.4830; 080.2720; 220.4840