

doi: 10.11823/j.issn.1674-5795.2016.01.03

气动热效应地面模拟装置光学窗口设计与评价

王国名¹, 董登峰¹, 崔成君^{1,2}, 范达¹, 明星¹, 周维虎¹

(1. 中国科学院光电研究院, 北京 100094; 2. 长春理工大学, 吉林 长春 130022)

摘要: 气动热效应地面模拟装置是航空载荷成像性能地面检测设备的核心部分。本文设计了一种光学窗口用于气动热效应地面模拟装置, 使用理论计算与模型仿真相结合的方式, 严谨地阐述气动环境下光学窗口的设计理论。首先使用计算流体动力学理论(Computational Fluid Dynamics, CFD)进行仿真, 计算给定条件下的气动压力和温度值, 给出最严苛的条件值; 然后根据经典强度理论和断裂力学理论, 提出光学材料加工工艺要求, 并设计窗口满足安全使用要求的厚度; 最后依据流固热耦合仿真分析, 验证设计的合理性, 并依据导致载荷光学成像质量下降程度的变形量优化窗口的厚度。

关键词: 光学窗口; 设计; 强度理论; 断裂力学; 仿真分析

中图分类号: TB93; TH823.02; O346 **文献标识码:** A **文章编号:** 1674-5795(2016)01-0009-06

The Design and Evaluation of Optical Window for the Aerodynamic Heating Effect Simulation Device

WANG Guoming¹, DONG Dengfeng¹, CUI Chengjun^{1,2}, FAN Da¹, MING Xing¹, ZHOU Weihu¹

(1. Academy of Opto-electronics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100094, China;

2. Changchun University of Science and Technology, Changchun 130022, China)

Abstract: Aerodynamic heating effect simulation device on the ground is the key part of ground testing equipment for aero-load imaging performance. An optical window for aerodynamic heating effects simulation device is designed. Using the combination of theoretical calculation and simulation model, we elaborate optical window design theory in the aerodynamic environment. First, we use the theory of Computational Fluid Dynamics(CFD) to do a simulation, and achieve the toughest condition value by computing pressure and temperature values. Then according to the classical strength theory and fracture mechanics, we propose the requirements of optical materials processing, and design the thickness of the window meeting the security requirements. At last, we verify that it is a rational design by means of the coupled simulation of fluid-solid thermal, and optimize the thickness of the window according to optical imaging quality.

Key words: optical window; design; strength theory; fracture mechanics; simulation analysis

0 引言

航空光学载荷的成像性能检验是一个亟待解决的问题。使用地面风洞试验有条件严苛、高超声速气流难以稳定持续、噪声难以降低等缺点; 而飞机装载实测试验则成本高、环境复杂不可控, 难以全面检测航空载荷的各项参数, 所以研究基于半物理仿真模拟的高空高速航空载荷成像性能地面检测设备成为有效的

解决办法。气动热效应地面模拟装置是整个地面检测装置的核心部分, 其原理是利用利用模拟仿真的方式获得高空高速环境下的压力、温度, 再按照所得结果在实际装置中纳入高温高压气流, 光学窗口内外表面直接建立近似气动环境下的压差与温差环境, 评估高空高温高速环境下对载荷光学系统成像质量的影响。

满足高空高速气动条件要求的光学窗口的设计是气动热效应地面模拟装置的核心部分。一方面, 通过气动热效应窗口实际变形模反映高空高速环境, 可以作为航空载荷地面模拟试验真实性的主要依据, 来检验光学载荷气动环境下的成像性能。另一方面, 可以通过将不同高度、速度和攻角的温度和压力作用于窗口, 检验光学载荷窗口的设计性能。

收稿日期: 2016-01-04

基金项目: 中国科学院科研装备研制项目资助(yz201309)

作者简介: 王国名(1986-), 男, 研究实习员, 硕士, 研究方向为光机系统设计与仿真、空间环境模拟方面的工作; 周维虎(1962-), 男, 研究员, 博士, 博士生导师, 研究方向为光电系统总体设计与集成测试、光电精密测量技术和大尺寸几何量计量测试技术。

1 基于 CFD 的高空高速气动环境仿真

高空高速环境下的窗口(航空载荷)会受飞行高度、飞行速度以及飞行攻角等众多因素综合影响^[1]。为了模拟航空载荷在高空高速环境下的环境情况,首先要建立高空高速气动环境下的实际温度和压力。

目前在气动光学仿真数值计算中,仍然以基于雷诺平均方程(RANS)的雷诺应力模型和建立在大涡理论的大涡模拟方法(LES)为主,随着计算机水平的提高,基于 N-S 方程的直接数值模拟计算获得应用,但是过大的仿真数据量仍然限制这种方法在超复杂环境下的仿真应用。本文采用的是雷诺模型中的两方程 $\kappa-\omega$ SST 模型。

本文要求航空载荷位于 5~30 km 高度,飞行马赫数为 0.5~3,攻角为 0°~30°。载荷飞行的过程是大气环境静态和动态结合的结果,仿真结果如图 1, 2, 3, 4 所示。图 1 所示的曲线表明不同高度下温度与速度关系;图 2 所示的是不同高度下压力与速度关系;图 3 所示的是不同高度下温度与高度的关系;图 4 所示的是不同高度下压力与高度关系。

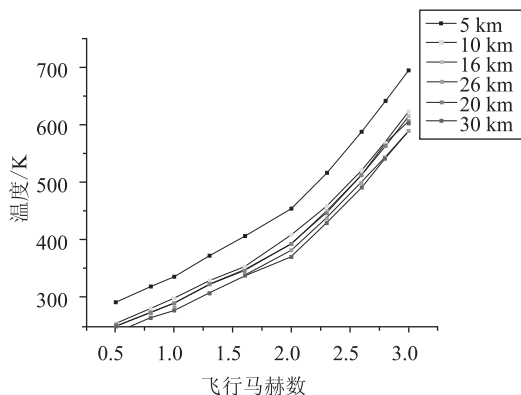


图 1 温度与速度关系

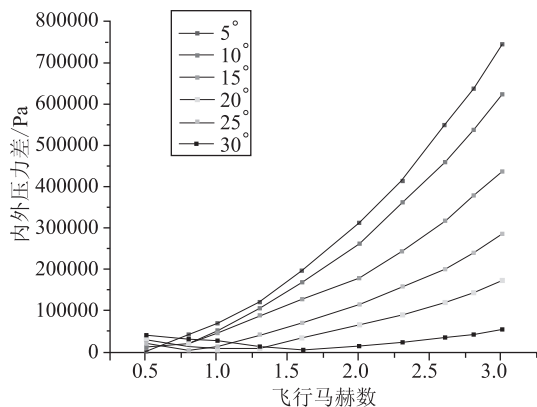


图 2 压力与速度关系

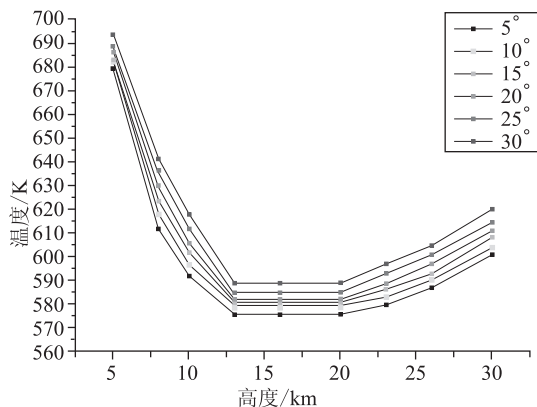


图 3 温度与高度关系

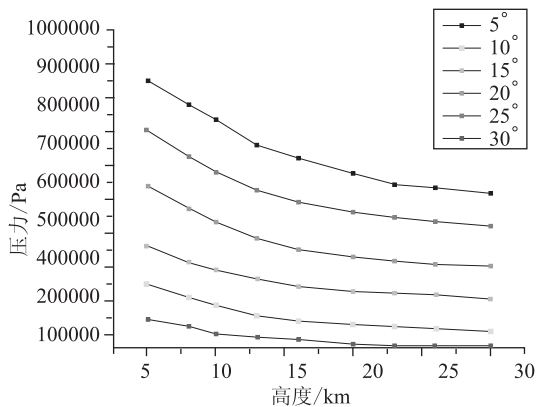


图 4 压力与高度关系

由以上分析可知,在 5 km 高度、马赫数为 3、30° 攻角条件下,光学窗口产生最严苛的气动条件,此时窗口产生由外向内的 0.89 MPa 压力差,内外的温度差 709 K。

2 光学窗口设计

以上气动环境的仿真和分析,是光学窗口设计的基础。光学窗口的设计主要考虑两个方面^[2],一是平面窗口要保证安全性与可靠性的要求,即设计的窗口要满足高空高速环境下强度要求;另一方面则要考虑气动压力和热效应对光学窗口的影响,即光学窗口的形变和折射率变化造成的载荷光学成像质量下降应限制在可以接受程度内。

2.1 基于经典强度理论的窗口尺寸设计

根据计算流体力学仿真知,高空高速飞行稳定飞行过程中,窗口表面的气动压力可以近似看做均匀的压力载荷,可以简化为表面受力均匀四周固支的力学模型^[3]。假设模型置于以 r, z, θ 为变量的坐标系,如图 5 所示。图 5 中, p 表示压力载荷; R 为窗口半径。

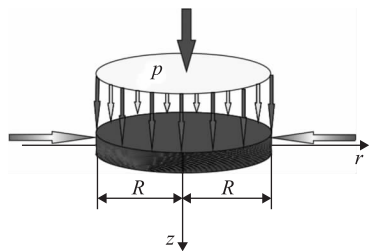


图5 四周固支的圆板受力模型

载荷均匀分布时圆板平面的弯曲微分方程为

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \frac{dw}{dr}) \right] = \frac{pr}{2D'} \quad (1)$$

式中： w 为沿 z 轴的挠度； $D' = \frac{Et_z^3}{12(1-\mu)}$ ，其中 E 为材料弹性模量， t_z 为窗口沿 z 轴的厚度， μ 为泊松比。按照如图5所示的坐标，对 r 进行连续积分，得到弯曲方程的积分式为

$$\begin{cases} \frac{d^2 w}{dr^2} = \frac{3pr^2}{16D'} + \frac{C_1}{2} \\ \frac{dw}{dr} = \frac{pr^3}{16D'} + \frac{C_1 r}{2} + C_2 \\ w = \frac{pr^4}{64D'} + \frac{C_1 r^2}{4} + C_2 \ln r + C_3 \end{cases} \quad (2)$$

式中： C_1, C_2, C_3 均为积分常数。

对于圆平板在板中心处($r=0$)，挠曲面斜率与挠度均为有限值，因而要求积分常数 $C_2=0$ ，在圆板周边固支情况下， $r=R, w=0, dw/dr=0$ ，则由式(2)方程可以解得

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{pR^2}{8D'} \\ C_3 = \frac{pR^4}{64D'} \end{cases} \quad (3)$$

圆板截面的弯矩方程为

$$\begin{cases} M_r = -D \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \frac{dw}{dr} \right) \\ M_\theta = -D' \left(\frac{1}{r} \frac{dw}{dr} + \mu \frac{d^2 w}{dr^2} \right) \end{cases} \quad (4)$$

式中： M_r 为径向弯矩； M_θ 为周向弯矩。

则将(2)，(3)式代入方程组(4)，可得圆板的弯矩方程为

$$\begin{cases} M_r = \frac{p}{16} [R^2(1+\mu) - r^2(3+\mu)] \\ M_\theta = \frac{p}{16} [R^2(1+\mu) - r^2(1+3\mu)] \end{cases} \quad (5)$$

由圆板材料弯矩与应力的关系，可知

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{12M_r}{t_z^3} z \\ \sigma_\theta = \frac{12M_\theta}{t_z^3} z \end{cases} \quad (6)$$

将式(5)代入式(6)，可得 r 处两侧板面($z=r/2$ 时)的应力表达式，有

$$\begin{cases} \sigma_r = \mp \frac{3}{8} \frac{p}{t_z^2} [R^2(1+\mu) - r^2(3+\mu)] \\ \sigma_\theta = \mp \frac{3}{8} \frac{p}{t_z^2} [R^2(1+\mu) - r^2(1+3\mu)] \end{cases} \quad (7)$$

由上可知，在固支条件下，圆平板最大应力出现在板边缘上下表面，最大应力为 $(\sigma_r)_{\max} = \pm \frac{3pR^2}{4t_z^2}$ ，符号代表受力方向。最大挠度出现在板中心，最大挠度为 $w_{\max}^f = \frac{pR^4}{64D'}$ ，强度校核公式为

$$(\sigma_r)_{\max}^f \leq [\sigma] \quad (8)$$

式中： $(\sigma_r)_{\max}^f$ 为临界应力； $[\sigma]$ 为石英玻璃的抗拉强度。当 $(\sigma_r)_{\max} = (\sigma_r)_{\max}^f$ 时，将 $(\sigma_r)_{\max} = \pm \frac{3pR^2}{4t_z^2}$ 代入式(8)，得

$$(\sigma_r)_{\max} = \frac{3pR^2}{4t_z^2} \leq [\sigma] \quad (9)$$

$$t \geq \sqrt{\frac{3pR^2}{4[\sigma]}} \quad (10)$$

光学窗口的孔径为 300 mm，则 $R=150$ mm，实际计算中，压力载荷 p 表征为光学窗口内外压力差，由气动环境的仿真可知， $p=0.89$ MPa，石英玻璃的抗拉强度为 $[\sigma]=36.5 \sim 59.2$ MPa，从安全角度考虑取最小值，则临界应力 $(\sigma_r)_{\max}^f = [\sigma] = 36.5$ MPa，由公式(10)计算窗口最小厚度为 $t=20.28$ mm，最终取玻璃厚度为 25 mm。

2.2 基于断裂力学理论的窗口玻璃性能要求

基于经典力学强度理论计算得出的玻璃最小厚度只是理想材料的结果，实际上，光学窗口不仅有高应力下的失效，还有由于材料缺陷引起的低应力下的失效^[4]，所以传统强度理论无法全面反映窗口的临界失效条件，故还需从断裂力学角度，从材料自身特性角度出发，从微观裂纹观点分析获得材料满足厚临界厚度条件时的材料性能要求，这为玻璃窗口的选用和加工提供了理论支撑，为窗口设计的可靠性提供了保障。

由断裂力学观点知，窗口的断裂失效根本原因在于材料自身缺陷的扩张。对于玻璃窗口，其缺陷主要

是气泡、麻点、划痕、开口气泡和破边等,所以要保证静力学计算出的临界厚度能够满足宏观强度要求,还要保证玻璃窗口材料自身性能达到材料性能的要求。

根据材料断裂判据:

$$K = \alpha \sigma \sqrt{\pi a} \leq K_{ic} \quad (11)$$

式中: $\alpha = f(\frac{a}{w})$ 是裂纹尺寸 a 和构件几何(如 w) 的函数; K_{ic} 是断裂韧性(材料抗断指标); σ 为材料屈服应力。

通常材料自身的缺陷有两种,一种是材料内部的深埋缺陷,一种是位于外部的表面缺陷。

1) 玻璃窗口的气泡杂质等属于深埋缺陷。对于深埋缺陷, Green 和 Senddon 将其按照求解无限大物体中的椭圆片状裂纹问题来计算。假设椭圆缺陷所在平面受垂直均匀拉应力作用,椭圆缺陷的长轴为 $2c$, 短轴为 $2a$, 则裂纹边界点 P 满足椭圆方程:

$$\frac{x_p^2}{c^2} + \frac{y_p^2}{a^2} = 1 \quad (12)$$

将式(12)化为极坐标表示,有

$$x_p = a \cos \theta, y_p = c \sin \theta \quad (13)$$

P 点的应力强度因子 K_i 可以求出:

$$K_i = \alpha \sigma \sqrt{\pi a} \quad (14)$$

$$\alpha = \frac{1}{E(k)} (1 - k^2 \cos^2 \theta)^{\frac{1}{4}} \quad (15)$$

式中: $k^2 = 1 - (\frac{a}{c})^2$, $E(k) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta} d\theta$ 当 a

$= c$ (圆片状裂纹) 时, 则 $E(k) = \frac{\pi}{2}$, 所以, 此时圆片状裂纹前缘各点处的应力强度因子 K_{ic} 相等。玻璃的断裂强度离散性大, 强度的测定与测试条件(如加载方式、加载速率、持续时间等)密切相关^[5]。

由于实际的断裂强度远小于理论强度, 所以通常在理论计算中添加统计安全系数。采用统计分析方法推断出玻璃强度的估算公式, 给出设计安全系数与失效概率关系^[6], 如表1所示。

表1 安全系数与失效概率的关系

安全系数	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.3
失效概率/%	50	9	1	0.1	0.01	0.003

令 $\sigma_i = \sigma_{ic}$, 则当 $K_i = K_{ic}$ 时, 将式(16)添加安全系数 F 后得光学玻璃窗口的气泡及杂质等内部缺陷尺寸公式为

$$a = \pi \cdot \left(\frac{K_{ic}}{2F\sigma_i} \right)^2 \quad (16)$$

根据试验测试知, 石英玻璃 $K_{ic} = (0.753 \pm 0.03)$ MPa · m^{1/2}, 均匀应力 $\sigma_i = 0.89$ MPa, 根据表1 选用安全系数 3.3, 则内部缺陷尺寸应不大于 $a = 0.0516$ mm。

2) 光学玻璃窗口的划痕、麻点和破边等属于表面缺陷。表面缺陷的计算可以在深埋缺陷的基础上加以修正就可。即将假设的椭圆片状缺陷所在的无限大平面沿椭圆长轴截成二维半无限大平面, 因此需在上述深埋缺陷计算的基础上添加修正系数加以修正。修正系数 M_1 的表达式为

$$M_1 = \left[1.0 + 0.12 \left(1 - \frac{a}{2c} \right)^2 \right] \quad (17)$$

工程上通常使用 M_1 修正值为 1.12, 于是半无限大表面半椭圆裂纹最深点 A 处的应力强度因子近似表达式及修正值为

$$K_i = M_1 \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} = 1.12 \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} \quad (18)$$

若裂纹背面与体表面比较接近的时候, 需设置修正系数 M_2 , 其表达式及应力强度因子可表示为

$$M_2 = \left[\frac{2w \tan \frac{\pi a}{2w}}{\pi a} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (19)$$

$$K_i = M_1 \cdot M_2 \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} = M \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} \quad (20)$$

式中: M 为弹性校正因子或弹性修正系数。

工程上近似计算, 也常用如下公式

$$K_i = 1.1 \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} \quad (21)$$

同上所述, 添加统计安全系数, 则表面缺陷尺寸为

$$a = \left(\frac{K_i \cdot E(k)}{1.1 \times F\sigma} \right)^2 \cdot \frac{1}{\pi} \quad (22)$$

假设裂纹为圆形裂纹, 即 $E(k) = \pi/2$, $\sigma = 0.75$ MPa, $K_{ic} = (0.753 \pm 0.03)$ MPa · m^{1/2}, 则 $a = 0.0427$ mm。

3 基于热力学理论的窗口光机结构设计

超声速气动环境下, 光学窗口表面的温度急剧上升, 这对窗口的性能同时产生两个方面的影响: 一是玻璃折射率受温度影响发生变化; 二是窗口受材料热膨胀影响将发生变形。

在波长一定条件下, 玻璃的折射率是关于温度的函数^[7-8], 即

$$\frac{\partial n}{\partial t} = N \frac{\partial d}{\partial t} + d \frac{\partial N}{\partial t} \quad (23)$$

式中: t 为温度变量; N 为氧化物分子折光度; d 为密度; $\frac{\partial d}{\partial t}$ 为玻璃热膨胀随温度的变化率; $\frac{\partial R}{\partial t}$ 为折光度随温度的变化率。石英玻璃的热膨胀系数非常小, 所以, 石英玻璃的折射率变化主要体现在分子折光度 N 的变化。

在实际工程试验中, 先测定一个基准温度下的折射率, 然后再根据函数关系来计算一定温度下的实际折射率, 即实际折射率可近似表示为

$$n_T = n_i + \delta(t - T) \quad (24)$$

式中: n_T 为实际折射率; n_i 为基准温度折射率; δ 为折光率变化系数, 通常试验值为 $3.5 \times 10^{-4} \sim 5.5 \times 10^{-4}$, 一般取 4×10^{-4} 计算; T, t 为实际温度和基准温度。当基准温度 $t = 20^\circ\text{C}$ 时, 选定测试波长为 587 nm , $n_i = 1.4586 \pm 4 \times 10^{-4}$, 最高马赫数为 3 时的温度最高, $T = 436^\circ\text{C}$, 则由式(24)知, 此时的折射率 $n_T = 1.6232$ 。

在折射率变化的同时, 窗口的尺寸也发生变化。则发生热膨胀的窗口尺寸为

$$L_T = \beta L_i (T - t) + L_i \quad (25)$$

式中: L_T 为膨胀后玻璃厚度; L_i 为标准温度下玻璃厚度; β 为石英玻璃的热膨胀系数。

膨胀线尺寸变化量由式(26)得到, 有

$$\Delta L = L_T - L_i \quad (26)$$

$0 \sim 1000^\circ\text{C}$, 石英玻璃的热膨胀系数 β 约为 $5.0 \sim 6.35 \times 10^{-7} \text{ K}^{-1}$, 马赫数为 3、攻角为 30° 时的温度 $T = 436^\circ\text{C}$, 基准温度 $t = 20^\circ\text{C}$, 则轴向厚度取 $L_{i1} = 25 \text{ mm}$, 切向尺寸 $L_{i2} = 300 \text{ mm}$, 故轴向 $\Delta L_1 = 6.6 \times 10^{-6} \text{ m}$, 切向 $\Delta L_2 = 79.25 \times 10^{-6} \text{ m}$ 。

光机结构设计时, 充分考虑玻璃热膨胀效应的影响, 切向玻璃和边框留有 0.01 mm 的间隙, 轴向密封圈压紧时边框与玻璃留有 0.1 mm 的间隙。设计的光机结构^[9]图如图 6 所示。

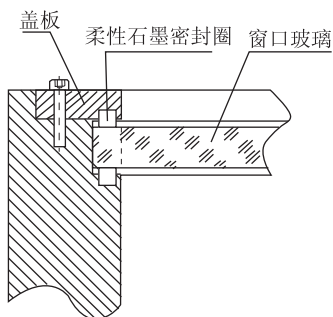


图 6 窗口光机结构图

故设计的结构轴向可看做是固定约束, 切向通过

间隙配合形成自由约束, 这样对于切向的较大膨胀不加约束, 防止变形过大造成大应力断裂。轴向固定约束添加柔性石墨密封圈, 在固定玻璃的同时避免了玻璃窗口与盖板金属直接硬接触造成玻璃表面的划伤和破损^[10]。石墨密封圈最高工作温度 650°C , 这样足以满足窗口气动热产生的温度条件。

4 光学窗口设计分析与评价

4.1 光学窗口的强度与形变分析

光学窗口的形变主要由两方面引起^[11]: 一是压力差产生应力弯曲; 另一种是由气动热玻璃膨胀变形。不同光机结构设计由于对玻璃的约束不同, 会产生不同的玻璃微形变, 根据上述的理论计算和结构设计, 仿真模型的边界约束采用位移约束, 玻璃切向给予 0.08 mm 的位移约束, 轴向给予 0.005 mm 的位移约束。玻璃表面载荷由气动分析获得的压力和温度场分布提供, 玻璃在流场对立面给予一个大气压的舱内气压值。根据实验要求建立仿真模型, 玻璃孔径 300 mm , 实际选取玻璃厚度为 25 mm , 玻璃四周添加上述的位移约束, 通过有限元流热固耦合分析, 获得气动热和气动压力共同条件下玻璃窗口表面的形变, 如图 7 和图 8 所示。

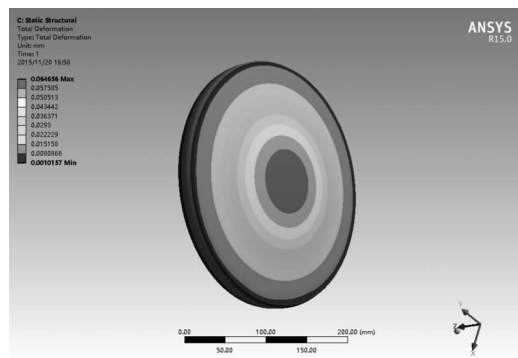


图 7 总形变分布图

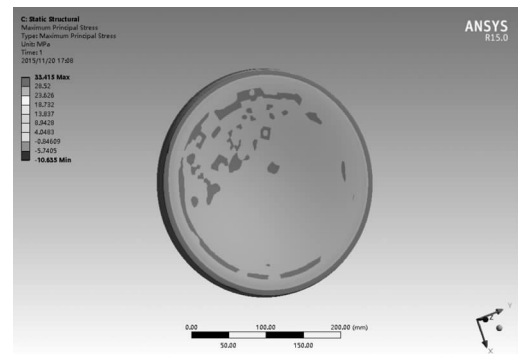


图 8 最大应力图

光学窗口变形趋于向外凸的状态, 变形大小呈径

向梯度变化,变形最大位置发生在窗口中心处,最大值为 0.079 mm。设计的光机结构的最大应力产生在约束处,最大应力为 8.94 MPa,远小于石英玻璃抗拉强度 $[\sigma] = 36.5 \sim 59.2$ MPa 的要求,故所设计的结构能够满足高空高速环境飞行中最严苛条件的安全性要求。根据缺陷统计学失效分析公式

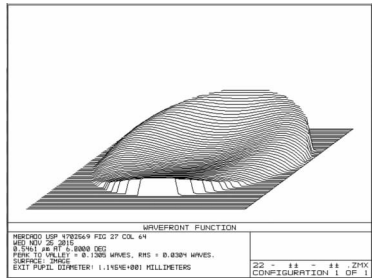
$$P_{\omega(x)} = 1 - \exp[-(\sigma/[\sigma])^m] \quad (27)$$

其中,指数 $m = 4.54$,抗拉强度 $[\sigma] = 36.5 \sim 59.2$ MPa,根据上述仿真结果,窗口的失效率 $P_{\omega(x)} = 0.0001 \sim 0.00168$,满足窗口可靠性要求。

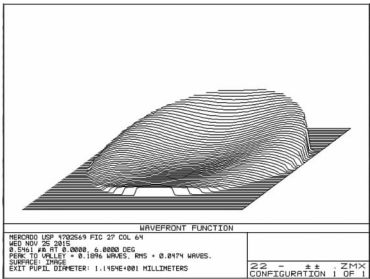
4.2 窗口形变引起的光学性能下降的分析

气动环境引起窗口的形变将直接引起整个光学系统的光焦度变化^[12],造成载荷光学成像质量的下降,所以光学窗口的设计不但要满足强度的要求,还要满足光学性能的要求。由气动压力和气动热以及光机结构约束造成了窗口表面的弯曲变形,温度的变化造成光学玻璃的折射率发生变化,这些变化使得平面窗口形成一个具有特定条件特征的“窗口透镜”。窗口的光学性能分析就是分析“窗口透镜”对于载荷光学系统成像质量的影响。

在保证安全可靠性的同时,窗口对载荷成像质量影响如果在允许的范围内,则认为设计的窗口满足实际的使用要求。根据上述仿真出的面型变形量和根据热力学理论计算得出的新的材料折射率,在光学系统中添加“窗口透镜”,利用光线追迹的方法来获得光学系统的波像差,对比原始的系统波像差,来分析窗口透镜对整个系统的成像质量影响。图 9(b)给出的是 300 mm 口径、25 mm 厚度的窗口在 5 km 高度、马赫数为 3、30°攻角的气动环境下的波像差,对比图 9(a)变形前的波像差,在光学系统边缘视场 6°的波像差增加了 0.017,最终波像差远远低于瑞利判据的要求,系统成像质量依然良好。从表 2 给出的 4 个视场前后波像差值可以看出,波像差最大的变化量为测试波长的 0.0474 倍,远远小于瑞利判断要求的波像差小于测试波长 1/4 倍的标准,其它各视场波像差变化量都在可以接受的范围内。



(a) 变形前波像差



(b) 变形后波像差

图 9 6°视场窗口前后的波像差变化

表 2 变形窗口前后主波长在四个视场的波像差及其变化值

Wavefront error	Field: 0°	Field: 2°	Field: 4°	Field: 6°
Original/ λ	0.0124	0.0099	0.0145	0.0304
Add wavefront/ λ	0.0255	0.0192	0.0185	0.0474
Change value/ λ	-0.0131	-0.0093	-0.004	-0.017

5 结论

本文设计了一种用于航空光学载荷成像性能地面检测设备的光学窗口,结合经典强度理论和断裂力学理论,严谨阐述气动光学窗口设计的理论及分析方法。所设计的光学窗口不仅满足高空高速环境的安全性可靠性要求,而且对于航空载荷的光学成像质量的影响也在可接受范围内,能够满足 5~30 km 高度、飞行马赫数为 0.5~3、攻角为 0°~30°的使用要求。

参 考 文 献

[1] 殷兴良. 气动光学原理[M]. 北京:中国宇航出版社,2003.

[2] 李延伟,张洪文,詹磊,等. 高空环境对航空遥感器光学窗口的影响[J]. 激光与红外,2012,42(9):1035-1036.

[3] 张容,韩建军. 太阳模拟器窗口设计[J]. 航天器环境工程,2004,21(2):39-48.

[4] 保罗·约德. 光机系统设计[M]. 周海宪,程云芳,译. 北京:机械工业出版社,2008:281-282.

[5] 龙文志. 玻璃结构初论[C]//第四届全国现代结构工程学术研讨会论文集. 天津:全国现代结构工程学术研讨会学术委员会,2004.

[6] 刘小根. 玻璃幕墙安全性能评估及其面板失效检测技术[D]. 北京:中国建筑材料科学研究总院,2010.

[7] 王雷. 空间相机光学窗口的热光学、热环境和热控制研究[D]. 长春:中国科学院长春光学精密机械与物理研究所,2005.

[8] Li M, Wu W Q, Yu F. Optimization of optical window glass thickness based on the thermal optical analysis[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(1): 210-213. (下转第 20 页)

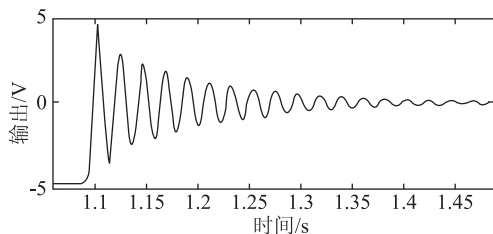


图 18 悬臂梁系统阶跃响应

可得需要完成的补偿单元传递函数为

$$H_{4c}(s) = -\frac{7.641 \times 10^5 (s^2 + 50.544s + 81796)}{(s^2 + 923.9s + 2.5 \times 10^5)(s^2 + 382.7s + 2.5 \times 10^5)} \quad (19)$$

式(19)可以分解为以下两式，有

$$H_{4c1}(s) = \frac{7.641 \times 10^4}{s^2 + 923.9s + 2.5 \times 10^5} \quad (20)$$

$$H_{4c2}(s) = -\frac{10(s^2 + 50.544s + 81796)}{s^2 + 382.7s + 2.5 \times 10^5} \quad (21)$$

将式(20)，(21)分别用图4所示的二阶分节电路对比进行参数计算，所有电容取1 μF，计算结果如表4所示，表中电阻单位为kΩ。

表 4 悬臂梁补偿滤波器参数计算结果

aR_1	aR_2	aR_7	aR_8	aR_{10}	bR_1	bR_2	bR_7	bR_8	bR_{10}
1	0.8	3.1	/	10	2.6	0.8	7.3	3	50

按照上述计算结果及表1通过数控系统输入相应数字电位器、电容单元和继电器的值或状态，则可完成式(19)所对应的补偿单元电路。

将配置好的模拟滤波器接入实验系统，给悬臂梁系统一个阶跃的输入，同样取采样频率为15 kHz，通过数采系统采集补偿后的阶跃响应曲线如图19所示。

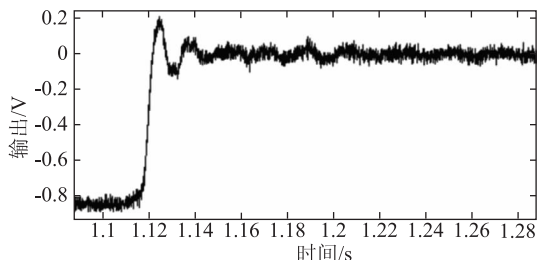


图 19 悬臂梁系统动态特性补偿阶跃响应曲线

对比图18和图19可以发现，补偿后的阶跃响应达到稳定用时大约0.3~0.4 s，补偿前的阶跃响应达到稳定用时大约0.7~0.8 s；补偿前阶跃幅度约为0.5 V，振荡最大幅度达到了0.45 V以上，补偿后的阶跃幅度大约为0.8 V，此时的最大振荡幅度不超过0.2 V。虽然由于运放的供电模块存在一定的纹波，造成了一定的噪声信号，且数字系统部分对电路参数的调节和对原系统的辨识存在一定的偏差^[8]，但是在可以接受的范围内。由此证明该滤波器对悬臂梁系统的动态特性补偿有效。

5 总结

实验表明，该可编程动态特性模拟补偿滤波器可以实现对一阶系统和悬臂梁测量系统的动态特性补偿，且补偿效果较为明显。可以期待该系统对于一般机电测量系统进行动态特性补偿的有效性。

该系统可以减少传感器(测量系统)动态特性补偿滤波器的实现成本，具有较好的实用价值。

参 考 文 献

- [1] 朱明武, 李永新, 卜雄洙. 测试信号处理与分析[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2006.
- [2] 朱明武, 李永新. 动态测量原理[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1993.
- [3] 徐科军. 传感器动态特性的实用研究方法[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1999.
- [4] 黄俊钦. 静、动态数学模型的实用建模方法[M], 北京: 机械工业出版社, 1988.
- [5] 孟晓风, 黄俊钦, 王效葵. 动态补偿滤波器的一种设计方法[J]. 计量学报, 1996, 17(1): 61-66.
- [6] Lunca E, Damian C, Petrisor D, et al. Programmable active filters based on digital potentiometers[C]// 2012 International Conference and Exposition on Electrical and Power Engineering. Romania: IEEE, 2012: 787-791.
- [7] 周玲, 张记龙, 苏世栋. 基于X9241M数字电位器的程控滤波器设计[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2008, 29(1): 84-87.
- [8] 刘正士, 王勇, 陈恩伟, 等. 传感器建模误差对其动态性能补偿效果影响的定量分析[J]. 计量学报, 2006, 27(7): 250-253.

电技术应用, 2007, 22(4): 24-26.

- [11] 方煜, 相里斌, 吕群波, 等. 光学窗口厚度设计及形变对相机性能影响[J]. 光学学报, 2013, 33(4): 201-217.
- [12] 石进峰, 吴清文, 张建萍. 高空高速航空相机光学窗口的热光学分析[J]. 光学学报, 2012, 32(4): 1-9.

(上接第14页)

- [9] 李延伟, 杨洪波, 程志峰. 航空遥感器光学窗口光机热一体化设计[J]. 红外与激光工程, 2012, 41(8): 2102-2106.
- [10] 张英屹, 苏文. 基于多变环境下的光学窗口设计[J]. 光