DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2312091

一种新型液压导管应变测量装置设计与研究*

李泽函,廖昕昕,黄 浩,何清波
(上海交通大学机械与动力工程学院 上海 200240)

摘 要:针对飞行器液压导管应变测量环境复杂,传统有线测量设备传感器布置困难、引线多等问题,提出了一种新型液压导管应变测量方法。该方法基于频响函数法建立测量装置与导管的动力学模型,研究了两者之间的应变映射关系,设计了可拆卸式测量装置,实现传感器非接触测量导管应变;结合理论计算和有限元仿真,研究了测量装置对导管模态及应变的影响,优化了装置设计及相关尺寸参数;通过试验验证有限元仿真结果,检验了装置非接触测量液压导管应变方法的有效性。结果表明,测量装置对导管应变影响微弱,300 Hz 以下应变重构相对平均偏差为 6.2%,证明测量装置能够有效测得导管应变,该方法和装置有望解决复杂测量环境下飞行器液压导管应变的快速准确测量问题。

关键词: 液压导管;应变测量;频响函数;可拆卸式
中图分类号: TH823 **文献标识码**: A **国家标准学科分类代码**: 460.4020

Design and research of a new strain measuring device for hydraulic pipe

Li Zehan, Liao Xinxin, Huang Hao, He Qingbo
(*School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China*)

Abstract: In response to the complicated measurement environment of the aircraft hydraulic pipes, and the problem of the difficult layout of the sensors of the traditional wired measuring equipment, this article proposes a new kind of strain measuring device for hydraulic pipes. Based on the frequency response function method, dynamical models of the pipe and the measuring device are established to study the mapping relationship between their strains. The device is detachable and specifically designed for realizing non-contact measurement of the pipe's strain. Combined with theoretical calculation and finite element simulation, this work studies the measuring device's influence on the mode and strain of the pip and optimizes the design of the measuring device including size parameters. The accuracy of finite element simulation and the effectiveness of the non-contact measurement method are evaluated by experiments whose results show that the influence of the measuring device on the pipe is weak, with a 6.2% relative average deviation of strain reconstruction below 300 Hz. The method and device are expected to solve problems for rapid and accurate measurement of the hydraulic pipe strain in the aircraft under complicated measurement environments.

Keywords: hydraulic pipe; strain measurement; frequency response function; detachable type

0 引 言

随着航空航天领域等战略性新兴产业的发展,通过结构健康监测技术对飞行器结构识别损伤种类,预测结构健康状态和可靠性评估成为该研究领域的热点[1]。结构健康监测系统通常由智能传感器网络、信号驱动与采集硬件、控制与信号处理软件 3 部分组成[2-3]。智能传感器网络是一种由传感器节点构成的网络,依据结构力学原理进行优化布设,能够实时地监测、感知和采集节点部署区的物理或环境状况。其中,结构健康监测中常用传感器测量的物理量包括位移、加速度、应变、温度和风速等,其中应变测量是其中重要的一种,尤其是在飞行控制和防滑制动系统动力来源的液压系统健康监测中,液压导管的应变测量能够直观明确地表征飞行器结构健康状况,辅助维修与维护决策。

收稿日期:2023-10-30 Received Date: 2023-10-30
*基金项目:芜湖市科技计划重点研发与成果转化项目(2023yf013)、上海市优秀学术带头人计划项目(22XD1421700)资助

航空领域目前针对应变检测最常用的传感器就是电阻应变片[4],通过电阻应变片将导管应变转换为电阻变化,再利用惠斯通电桥输出成电势差变化[5]。但在实际工程应用中还存在一些问题:由于飞行器的液压导管结构复杂,测量空间狭小,受限于导管空间限制,电阻应变片的安装需要将待测导管卸下后进行粘贴固化,然后再与电阻应变仪连接,引线众多,操作繁琐且耗时长[6]。

目前针对有线测试设备引线问题,普遍采用应变测量与无线系统结合的方式,基于 WiFi、蓝牙、GPRS 和 ZigBee 等技术研发相应的应变数据采集系统[7-10],解决传统有线应变测试仪应变数据传输距离有限和布线复杂的问题;另外应变测量与无线射频识别技术(RFID)的设计结合[11-12],实现了应变传感器无源、非接触的技术优势,但目前多处于试验室阶段或者大型土木工程结构的管养与维护,受限于飞行器中液压导管空间环境紧凑复杂和传感器安装困难的问题,仍然需要新的设计思路来解决。

基于频响函数法的装置结构健康监测在机床加工与发动机转子应变检测等多领域有所应用和发展,朱显达等[13]通过频响函数建立转子叶片已知测点应变与不可测位置应变映射关系,实现的转子叶片动应变重构结果相对误差小于 10%。Zhao 等[14]则通过建立定制数据驱动的非线性自回归模型结合频率响应函数监测转子状态。邓聪颖等[15]结合频响函数与传统切削稳定性预测方法构建切削优化模型,在机床零件加工实例研究中验证了方法的有效性。Tominaga 等[16]使用频率响应函数作为评价参数,结合应变测量和压力采集建立了一套航天器推进系统异常检测方法。因此,频响函数法与应变测量结合的非接触测量方法在飞行器液压导管应变监测领域应用将是一条解决问题的新思路。

本文以飞行器的液压导管为对象,基于频响函数法设计了一种新型液压导管应变无线测量装置,装置操作简便,易拆卸,对测量空间适应性强。通过理论计算与仿真模拟的方法,针对影响导管模态和应变传递关系的装置外形和参数等因素进行了研究,建立了测量装置与导管之间的应变传递数学模型,并进行导管应变重构试验,验证了重构结果的准确性。

1　原理与设计

1.1　测量系统架构

液压导管应变测量系统包含应变传感器、感知梁、夹具、电路模块和上位机几部分组成,如图 1 所示,应变传感器布置在感知梁上,通过夹具固定在待测液压导管上与导管非接触;在发动机不同开车状态下,应变传感器采集液压导管传递到感知梁上的振动信号,经过电路模块放大和滤波等预处理后以无线传输方式发送至上位机分析。

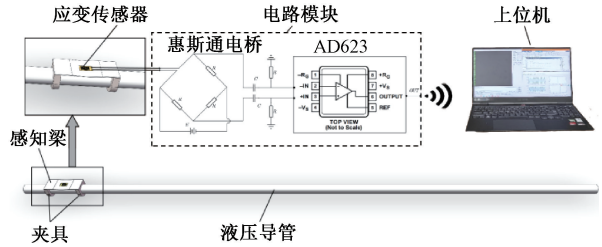


图 1　结构应变无线测量装置

Fig. 1　Wireless measuring device for structural strain

其中,应变传感器选择振动应力测试中常用的箔式电阻应变片[17],粘贴固定在感知梁上与待测液压导管非接触。感知梁作为应变传感器的搭载平台设计为弧形梁,能够保证测量装置处于平稳状态下测量导管应变,还能减小测量装置对导管应变影响。夹具将感知梁安装固定在待测液压导管上,整体可拆卸,使用方便,操作便捷。电路模块包含应变转换电路、放大电路、数据采集模块和无线模块,应变转换电路采用应变片和 120 Ω 电阻组成的惠斯通电桥,将电阻应变片的阻值波动转化为电势差变化;放大芯片选择单电源、高精度的仪表放大器 AD623,提高信号输出功率;数据采集模块和无线模块选用 nRF52832 作为主控芯片,这是一款低功耗、支持蓝牙 5.0 技术的蓝牙芯片,内置 12 bit 模数转换模块,既可作为处理器对数据采集、无线通讯和电源模块进行控制管理,也可作为蓝牙通信单元将数据发送给上位机。最终结合基于频响函数法得到的输出响应比,通过采集测量装置上的振动信号,间接得到待测导管构件部位的应力应变情况。

1.2　测量系统动力学模型

液压导管工况复杂恶劣,振源类型多样且会相互耦合[18],多种振动类型叠加的结果可近似看做不同频率不同幅值的正弦信号线性叠加的效果。应变传感器测量的位置是测量装置中感知梁的的一点,同时测量装置固接在导管上,可以将整个测量装置等效成集中质量,结合导管安装情况可以将系统看做是一端固支一端自由的带集中质量的均质等截面悬臂梁结构,测量装置等效为附加在梁上的集中质量块。如图 2 所示,其弯曲自由振动微分方程为:

$$[k + m\delta(x - x_1)]\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + EJ\frac{\partial^2 y}{\partial x^4} = 0 \tag{1}$$

式中:k 为梁单位长度的质量;E 为材料的弹性模量;J 为梁的横截面形心主惯性矩;x_1 为集中质量的坐标;δ 为脉冲函数;$y=y(x,t)$ 为梁的横向位移。

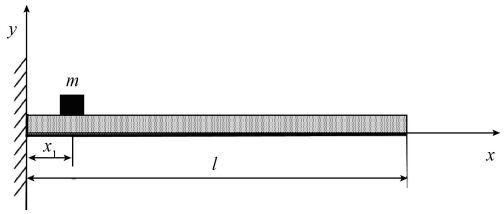


图 2 带集中质量梁的横向振动模型

Fig. 2 Transverse vibration model of a beam with concentrated mass

设 μ 表示集中质量在梁上的相对位置,数学表达为 $\mu=x_1/l$,根据谐振特性,将横向位移幅值设为 $Y(\mu)$,得到梁横向位移公式为:

$$y = Y(\mu)\sin\omega t \tag{2}$$

代入式(1)的弯曲自由振动微分方程,化简可得:

$$Y''''(\mu) - \sigma^4 Y(\mu) = \sigma^4\tau Y(\mu)\delta(\mu-\mu_1) \tag{3}$$

式中:

$$\sigma^4 = \frac{kl^4}{EJ}\omega_n^2,\ \tau = \frac{m}{kl} \tag{4}$$

式中:σ 和 τ 是与梁的固有特性和长度有关的物理量。对式(3)进行拉氏变换和逆变换处理后可得:

$$Y(\mu) = Y(0)P(\sigma\mu) + Y'(0)Q(\sigma\mu) + Y''(0)R(\sigma\mu) + Y'''(0)N(\sigma\mu) + \sigma^4\tau Y(\mu_1)N[\sigma(\mu-\mu_1)]u(\mu-\mu_1) \tag{5}$$

式中:μ_1 为 $x=x_1$ 时 μ 的取值,$u(\mu-\mu_1)$ 为单位阶跃函数,$P(\sigma\mu)$、$Q(\sigma\mu)$、$R(\sigma\mu)$ 和 $N(\sigma\mu)$ 为 Krylov 函数。

$$\left.\begin{aligned} P(\sigma\mu) &= \frac{1}{2}(\mathrm{ch}\sigma\mu + \cos\sigma\mu) \\ Q(\sigma\mu) &= \frac{1}{2\sigma}(\mathrm{sh}\sigma\mu + \sin\sigma\mu) \\ R(\sigma\mu) &= \frac{1}{2\sigma^2}(\mathrm{ch}\sigma\mu - \cos\sigma\mu) \\ N(\sigma\mu) &= \frac{1}{2\sigma^3}(\mathrm{sh}\sigma\mu - \sin\sigma\mu) \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

结合梁的边界条件,一端固定一端自由,即:

$$\begin{aligned} Y(0) &= Y'(0) = 0 \\ Y''(1) &= Y'''(1) = 0 \end{aligned} \tag{7}$$

将边界条件式(7)代入振型函数式(5)可得:

$$Y(\mu_1) = Y''(0)R(\sigma\mu_1) + Y'''(0)N(\sigma\mu_1) \tag{8}$$

$$\begin{bmatrix} P(\sigma) + \sigma^4\tau Q[\sigma(1-\mu)]R(\sigma\mu)Q(\sigma) + \sigma^4 N(\sigma) + \sigma^4\tau P[\sigma(1-\mu)]R(\sigma\mu)P(\sigma) + \sigma^4\tau Q[\sigma(1-\mu)]N(\sigma\mu) \\ \sigma^4\tau P[\sigma(1-\mu)]N(\sigma\mu) \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Y''(0) \\ Y'''(0) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{9}$$

假设集中质量在梁的 μ_1 位置,由式(4)可知梁单位长度的质量、弹性模量、梁的长度和主惯性矩在系统固定后为常量,固有频率 ω_n 只与 σ 有关,令:

$$\xi = \frac{1}{l^2}\sqrt{\frac{EJ}{k}} \tag{10}$$

结合式(6)和(9)分别得到无集中质量时($\tau_1=0$)和集中质量为梁质量的 5% 时($\tau_2=0.05$)的前四阶固有频率,结果如表 1 所示。比较两种情况下的均质梁固有频率,可见该动力学模型中质量比为 5% 的集中质量导致的均质梁系统固有频率偏移量较小,前两阶固有频率基本无变化,证明测量装置的安装对导管系统特性影响很小。

表 1 有无集中质量时液压导管固有频率

Table 1 Hydraulic pipe natural frequency table with or without lumped mass Hz

$\tau_1=0$ 时固有频率	$\tau_2=0.05$ 时固有频率
3.52 ξ	3.52 ξ
22.03 ξ	22.03 ξ
61.70 ξ	61.69 ξ
120.90 ξ	120.82 ξ

1.3 测量系统响应与应变重构方法

频响特性是管路结构系统的固有特性,基于频响函数法进行系统动态响应分析是针对系统动态特性分析的重要方法。根据振型叠加法,可计算动力学模型中集中质量的响应为:

$$\Psi = \sum_{n=1}^{4} Y_n(\mu_1)\Phi_n \tag{11}$$

式中:$Y_n(\mu_1)$ 为第 n 阶固有频率下 μ_1 位置的模态振型;Φ_n 为受迫振动下梁的第 n 阶稳态响应,可由杜哈美积分求得。

$$\Phi_n = \frac{Y(1)}{kb(\omega_n^2-\omega^2)}F\sin\omega t \tag{12}$$

式中:ω 为激励频率;F 为激励力;b 为常量。

$$b = \int_0^1 Y^2(\mu_1)\,\mathrm{d}\mu_1 \tag{13}$$

前四阶固有频率可以通过式(8)求得该频率下的模态振型,将式(12)计算得到的各阶固有频率下梁的稳态响应和各频率下的模态振型代入式(11),可以求得不同激励频率下不同集中质量在 μ_1 位置处的最终响应。当 $\tau_1=0$ 时,集中质量不存在,此时 $\Psi_{\tau 1}$ 为 μ_1 位置处的响应,当 $\tau_2=0.05$ 时,集中质量为均质梁质量的 5%,此时集中质量处的响应为 $\Psi_{\tau 2}$。

通过设定均质梁长度、材料和集中质量位置等参数,计算有无集中质量的情况下 μ_1 位置处集中质量与均质梁对应位置的输出响应比,即:

$$H(\omega) = \frac{\Psi_{\tau 1}(\mu_1\omega)}{\Psi_{\tau 2}(\mu_1\omega)} \tag{14}$$

得到输出响应比与激励频率的关系如图 3 所示。由图 3 可知,本文建立的动力学模型中集中质量上的应变与无集中质量时对应位置导管的应变之比(响应比)处在一个固定值附近,证明本文研究设计的基于频响函数

法的应变测量方法能够通过测量装置上的应变逆推重构出对应位置导管的应变值。由于输出响应存在响应零点,会导致响应比在该零点处存在波动,因此在设计测量系统时目标测量频率需要规避此类响应比极点。

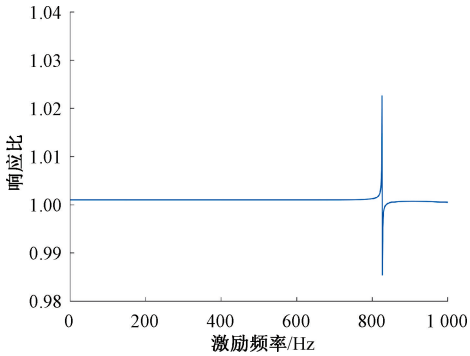


图 3　输出响应比与激励频率关系

Fig. 3　Relationship between output response ratio and excitation frequency

在实际工程应用中安装好导管系统后,通过锤击法或扫频法来得到测量装置与液压导管对应位置两点的应变输出响应比,最终结合该输出响应比和测量装置上的应变输出就可以得到导管对应位置的应变值。

2　装置仿真研究

为了验证测量装置对导管自身固有频率、应变和两者应变响应比例的影响,以 500 mm 长 ϕ8 mm×1 mm 规格的导管为试验样件,导管材料为 1Cr18Ni10Ti,应变传感器选择箔式电阻应变片,测量装置质量根据理论计算结果不超过导管质量的 5%,研究不同设计尺寸与形状的测量装置对导管上的应变变化规律和应变输出响应比变化的影响。

2.1　测量装置对导管振型影响

为验证测量装置对导管振型的影响,避免安装测量装置使管系动态特性产生变化,进而让测量结果产生偏差,测量装置的结构设计以尺寸小、重量轻为原则,总质量不超过导管质量的 5%,夹具材质选择强度大、重量轻的硬铝合金,感知梁材料与导管材料一致为 1Cr18Ni10Ti。

在对感知梁和夹具的有限元建模仿真中,感知梁的形状如图 4 所示,设计成向导管方向有一定弯曲的弧形梁,相较于平板梁,弧形梁能够保证测量装置一直处于平稳状态下测量导管振动应变,除了避免失稳情况发生外,还能减小测量装置对导管应变影响。表 2 是有限元仿真下有无测量装置时导管的固有频率对比结果,由表可知,测量装置的安装导致的导管固有频率偏移量较小,与动力学模型计算结果相印证。

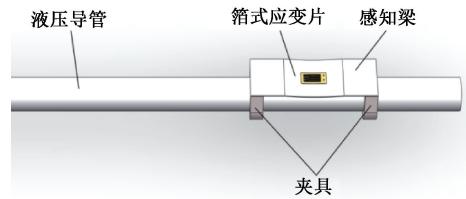


图 4　测量装置简化仿真模型

Fig. 4　The simplified simulation model of measuring device

表 2　有无测量装置时液压导管固有频率

Table 2　Hydraulic pipe natural frequency table with or without measuring device　Hz

无测量装置时导管固有频率	有测量装置时导管固有频率
28. 26+0. 71i	28. 36+0. 71i
28. 26+0. 71i	28. 43+0. 71i
176. 77+4. 42i	177. 11+4. 42i
176. 78+4. 42i	177. 35+4. 43i
493. 44+12. 33i	493. 67+12. 33i
493. 45+12. 33i	493. 99+12. 34i
962. 65+24. 05i	961. 36+24. 02i
962. 66+24. 05i	961. 53+24. 02i

2.2　感知梁形状对导管应变影响

为研究感知梁形状对导管应变影响规律,测试弧形感知梁的设计效果,有限元仿真中导管模型设置为一端固定约束,另一端在 Y 方向有 0. 1 N/m^2 的边界载荷,分析在非共振频率 50 Hz 激励下不同形状感知梁导致的导管各点应变值变化情况。

应变测试结果如图 5 所示,图 5 包含在无测量装置、安装平板感知梁的测量装置和安装弧形感知梁测量装置 3 种情况下,500 mm 的导管在 50 Hz 激励下各处位置的应变值。对比 3 种结果,测量装置的安装对导管整体应

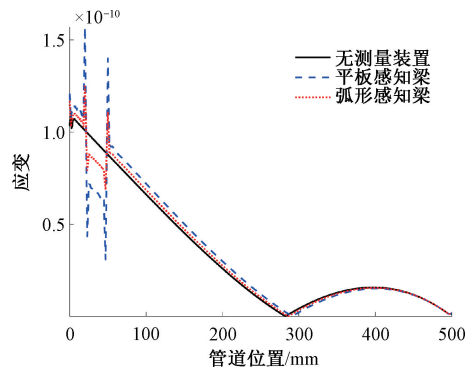


图 5　感知梁形状对液压导管应变影响结果

Fig. 5　The results of the effect of sensing beam shape on hydraulic pipe strain

变变化规律影响微弱，只有导管被夹持部分（横坐标 20~47 mm）的应变小于无测量装置的导管应变，这是由于测量装置对导管应变的抑制效果。另外，通过平板感知梁与弧形感知梁的结果对比，可以看到安装了弧形感知梁测量装置的导管应变更趋近于无测量装置下的导管真实应变，证明弧形感知梁相较于平板感知梁对导管应变影响更小。

为进一步研究感知梁的形状对导管应变传递影响效果，如图 6 所示对弧形感知梁的直梁段长度 A 和弧形深度 B 进行了参数优化与调整，仿真验证这两个参数调整对导管应变传递的影响，参数 A 设置 5、6、7 和 8 mm 4 个分量，参数 B 设置 0.4、0.5 和 0.6 mm 3 个分量。仿真结果如图 7 所示，导管应变整体变化规律不变，安装测量装置后非夹持部分导管应变略有提升。综合图 7(a)和(b)的结果，弧形感知梁形状参数变化规律呈直梁段长度越长、弧形深度越深对导管应变影响越小的趋势。

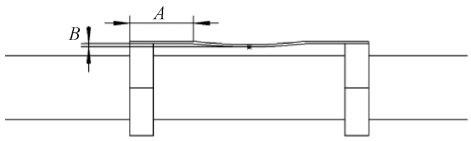
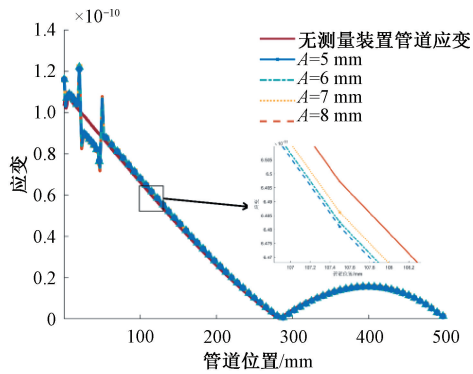


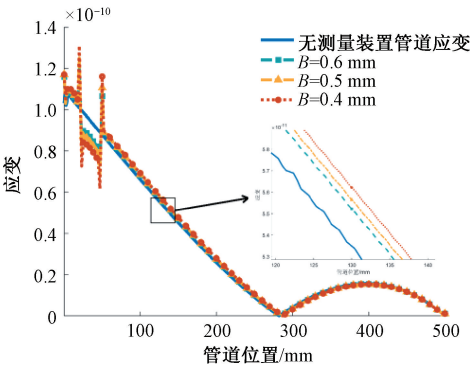
图 6 弧形梁参数示意图

Fig. 6 Parameter diagram of curved beam



(a) 参数A对导管应变影响

(a) The effect of parameter A on pipe strain



(b) 参数B对导管应变影响

(b) The effect of parameter B on pipe strain

图 7 弧形梁参数调整效果

Fig. 7 Effect drawing of curved beam parameter adjustment

2.3 感知梁尺寸参数对应变响应比影响

为了研究测量装置参数的影响效果，如图 8 所示，基于应变传感器的尺寸，对感知梁的长 L、宽 W、厚度 T 和感知梁与导管间距 S 等参数进行仿真优化，其余边界条件设置不变，边界载荷设置增加 10~1 000 Hz 的频率范围，研究感知梁上应变与导管对应位置应变之间的输出响应比随激振频率变化的规律。

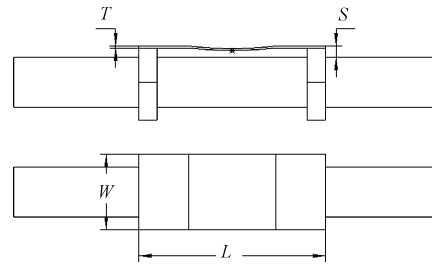


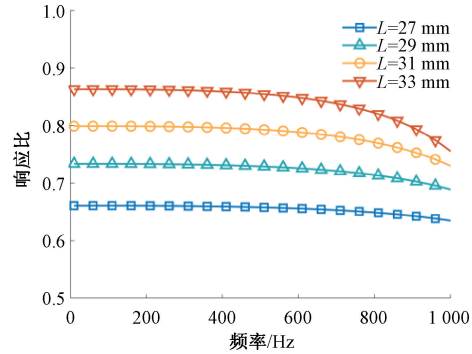
图 8 感知梁参数标识示意图

Fig. 8 Schematic diagram of sensing beam parameters

图 9 所示为感知梁不同参数调整后在不同激振频率下感知梁上应变与导管对应位置应变的响应比。受实际导管直管段长度和应变片粘贴空间需求的综合限制，感知梁长度分别设置为 27、29、31 和 33 mm，由图 9(a)可知，感知梁长度越长，应变响应比整体越大，但是应变响应比存在随频率增加而下降的趋势，即感知梁长度越长稳定性越差，因此综合比值大小和稳定性，感知梁长度选用 27 mm。

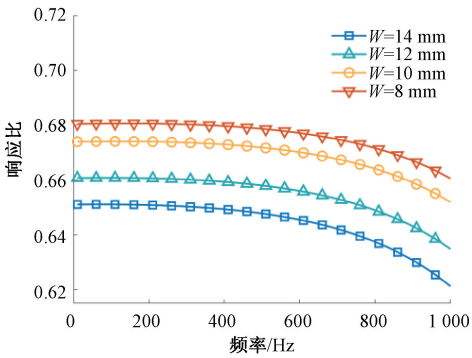
图 9(b)和(c)分别是在感知梁的宽度和厚度两个方面进行参数调整得到的应变响应比结果，宽度设置了 8、10、12、14 mm 4 个分量，厚度设置了 0.1、0.2、0.3、0.4 和 0.5 mm 5 个分量，从仿真结果来看，感知梁的宽度越窄、厚度越厚，应变响应比越大，稳定性越差。由图 9(b)感知梁宽度变化对应变响应比影响较小，宽度变化 6 mm，比例只改变了 0.03，考虑应变片安装的空间需求和测量装置的整体体积，感知梁宽度选择 12 mm。图 9(c)中感知梁厚度变化与应变响应比关系非等差变化，厚度提高导致的应变响应比增加不明显，稳定性变化也不大，感知梁厚度太厚还会增加系统负载，感知梁厚度太薄又太容易变形，因此综合以上考虑，感知梁厚度尺寸选择 0.4 mm。

图 9(d)是感知梁与导管的间距变化对应变响应比的影响，间距范围从 1.25~2.25 mm，增量 0.25 mm。由图可知间距越大，应变响应比越大。综合考虑弧形梁安装使用中与导管可能存在的干涉情况和整体测量装置体积问题，感知梁与导管的间距选择 1.5 mm。



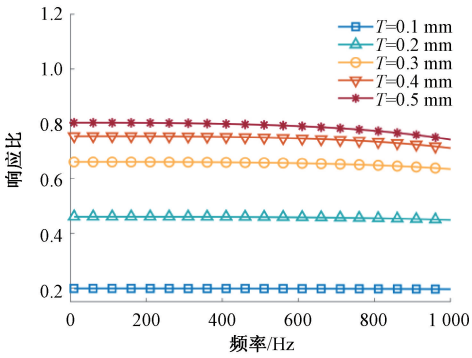
(a) 感知梁长度对应变响应比影响

(a) The effect of the sensing beam length on the strain ratio



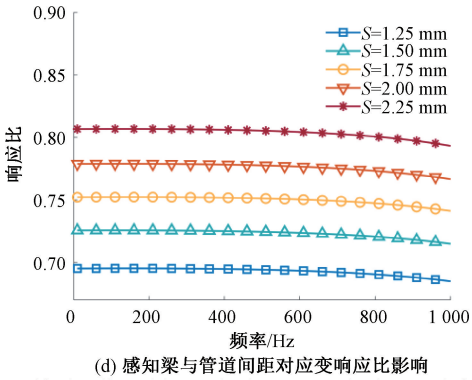
(b) 感知梁宽度对应变响应比影响

(b) The effect of the sensing beam width on the strain ratio



(c) 感知梁厚度对应变响应比影响

(c) The effect of the sensing beam thickness on the strain ratio



(d) 感知梁与管道间距对应变响应比影响

(d) The effect of the spacing between sensing beam and pipe on the strain ratio

图 9　测量装置不同参数对应变响应比影响

Fig. 9　The effect of the different parameters of the measuring device on strain ratio

综上分析,一旦结构参数确定后,应变响应比基本处在一恒定值,受频率影响不大,这也是基于频响函数法的理论基础,考虑到实用安装和占空间体积等问题,为了能够精准测量导管应变,测量装置的结构参数选择应变传递比例较大、稳定性好的结果,让应变动态测量时变化更明显,受噪声影响也更小,数据重构准确性更高。

3　试验验证与分析

3.1　测量装置对导管应变影响验证试验

为了验证动力学模型与有限元仿真中测量装置对导管的影响结果,试验装置布置及导管安装如图 10 所示,信号发生器设置激励信号,通过功率放大器放大后经由激振器传递给液压导管,导管安装方式为悬臂梁形式,导管一端通过直角连接件与激振器连接,另一端悬空,测量装置安装在靠近振源位置。根据仿真研究结果,感知梁设计了两种梁,a 梁为 27 mm×12 mm×0.4 mm 平板梁,b 梁为 27 mm×12 mm×0.4 mm 弧形梁,测量装置整体质量为导管质量的 4.6%,针对这两种感知梁进行有无测量装置对导管应变影响效果对比分析。

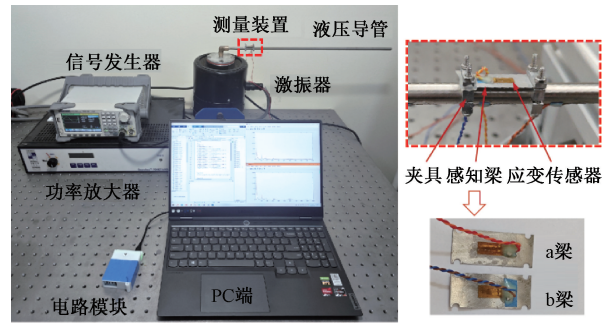


图 10　测量装置及导管安装示意图

Fig. 10　Measuring device and pipe installation diagram

图 11 所示为两组感知梁在有无测量装置的导管应变对比测试中的结果。综合对照结果可知,在偏差效果

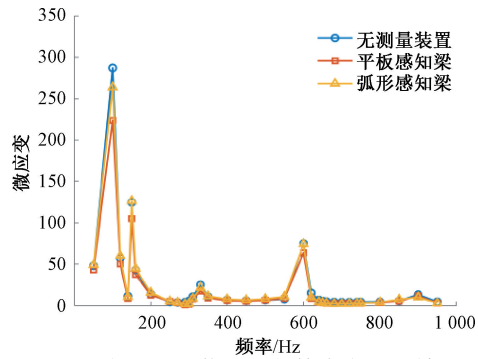


图 11　有无测量装置的导管应变对比效果

Fig. 11　Comparison effect diagram of pipe strain with or without measuring device

最明显的共振状态下，平板感知梁的应变相对误差最大为 22.1%，弧形感知梁相对误差最大为 8.1%。整体而言，安装弧形感知梁的测量装置测得的导管应变相较于平板感知梁更趋近于无测量装置的导管应变，与有限元仿真研究结果相互印证。

3.2 导管应变重构效果测试试验

为验证测量装置对导管应变的重构效果，应变传感器布置如图 12 所示，分别标记为点 *C* 与点 *D*，点 *C* 为感知梁上应变，点 *D* 为对应位置导管应变，感知梁选用仿真和试验验证中对导管应变影响最微弱的弧形梁 b 梁。

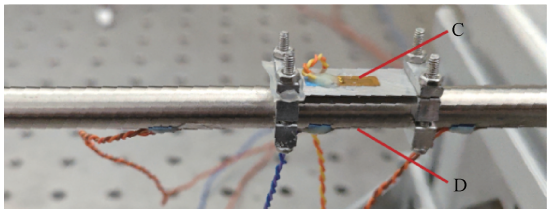
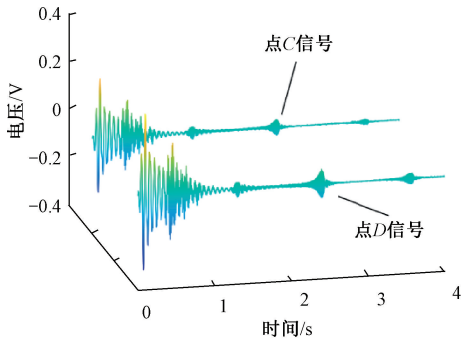


图 12 应变片安装位置示意图

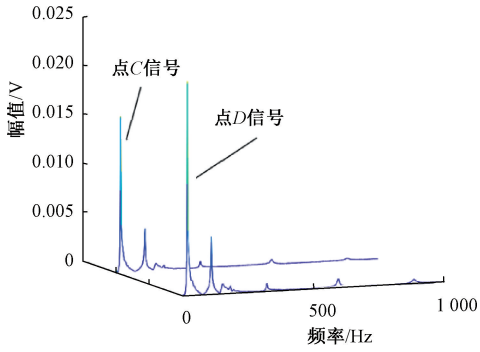
Fig. 12 Diagram of the strain gauge installation position

信号发生器设置扫频信号的频率范围为 10～1 000 Hz，扫描时间为 4 s。图 13(a)和(b)分别是点 *C* 和点 *D* 采集到的扫频信号时域图和频域图，图 13(c)为点 *C* 和点 *D* 在频域中的输出响应比，在频域幅值小的地方有波动，但基本处在一恒定值附近，这与理论分析和仿真研究中得到的结论是相符的。



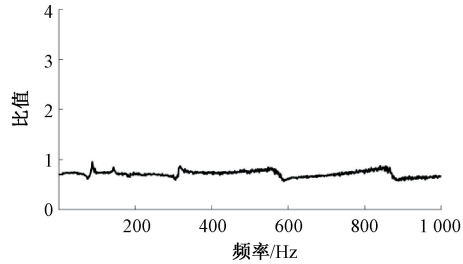
(a) 扫频信号时域图

(a) Time-domain diagram of the sweep signal



(b) 扫频信号频域图

(b) Frequency-domain diagram of the sweep signal



(c) 输出响应比

(c) The output response ratio

图 13 导管扫频信号时频图及频响函数图

Fig. 13 Time-frequency diagram and frequency response function diagram of pipe sweeping signal

通过扫频得到的输出响应比矩阵将不同单频激振频率下点 *C* 应变结果重构出点 *D* 应变，然后与在点 *D* 实测的应变对比，得到导管应变重构效果如图 14 所示。由图可知，经由点 *C* 重构出的应变与点 *D* 应变相近，在 300 Hz 以下的导管应变值较大，应变重构相对平均偏差为 6.2%，这说明基于频响函数法的无线测量装置测得的导管应变值精度可以满足实际测量需求；300 Hz 以上的导管应变值较小，由环境噪声和电路等带来的波动使得 1 kHz 以内的相对平均偏差为 19.4%。验证了本文提出的基于频响函数法的无线测量装置是有效的。

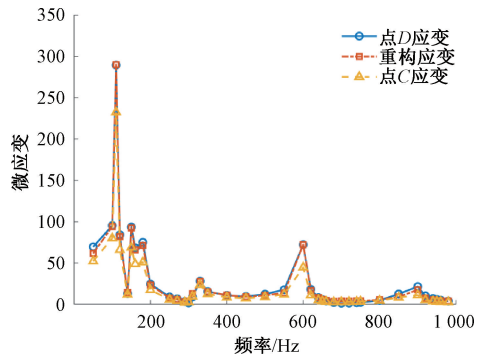


图 14 导管应变重构效果

Fig. 14 Effect diagram of the pipe strain reconstruction

4 结 论

本文基于频响函数法设计制作了一种可拆卸式新型液压导管应变测量装置，建立了测量装置与液压导管之间响应输出的动力学模型，研究了测量装置与液压导管之间的应变映射关系，实现了应变传感器非接触测量导管应变，结合无线传输系统，解决了飞行器液压导管应变测量中传统有线测量设备传感器布置困难、引线多和作业复杂等问题。

通过有限元仿真模拟,优化测量装置的感知梁形状、长度、宽度、厚度和与导管间距等参数,研究了对导管模态和自身应变影响微弱,应变传递比例稳定的测量装置。采用扫频法,获得测量装置与导管应变之间映射关系的频率响应函数矩阵,通过试验测得的装置应变重构导管真实应变,在 300 Hz 以下应变重构相对平均偏差在 6.2%,证明测量装置能够通过该方法有效测得液压导管应变。该方法和测量装置也有望解决复杂测量环境下飞行器液压管系应变的快速准确测量问题。

参考文献

[1] 张卫方,何晶靖,阳劲松,等. 面向飞行器结构的健康监控技术研究现状[J]. 航空制造技术,2017,60(19):38-47.
ZHANG W F, HE J J, YANG J S, et al. Research status on structural health monitoring technology for aircraft structures[J]. Aviation manufacturing technology, 2017, 60(19):38-47.

[2] 卿新林,王奕首,赵琳. 结构健康监测技术及其在航空航天领域中的应用[J]. 实验力学,2012,27(5):517-526.
QING X L, WANG Y SH, ZHAO L. Structural health monitoring technology and its application in aeronautics and astronautics [J]. Journal of Experimental Mechanicals, 2012, 27 (5): 517-526.

[3] 史红梅,孙傲雨. 一种传感器优化布置的高能有效独立法[J]. 仪器仪表学报,2022,43(11):53-61.
CHEN H M, SUN A Y. High energy efficient independent method for optimal sensor placement[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022,43(11): 53-61.

[4] 杨静思. 某航空液压导管振动应力值超标故障研究[J]. 航空维修与工程,2021(4):74-75.
YANG J S. Research on fault of vibration stress exceed for an aero hydraulic pipe[J]. Aviation Maintenance & Engineering, 2021(4):74-75.

[5] 梁伟,韦铁平,杨晓翔,等. 应变片排布位置对柱式力传感器输出影响[J]. 仪器仪表学报,2019,40(5):132-143.
LIANG W, WEI T P, YANG X X, et al. Influence of strain gauge layout on the output of column type force transducer[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2019,40(5):132-143.

[6] 种玉配,王其昂,张诚,等. 基于 RFID 技术的结构应变传感器研究综述[J]. 自然灾害学报,2021,30(6):13-20.
ZHONG Y P, WANG Q A, ZHANG CH, et al. Research review of structural strain sensor based on RFID technology [J]. Journal of Natural Disasters, 2021, 30 (6): 13-20.

[7] GAO S, DAI X, LIU Z, et al. High-performance wireless piezoelectric sensor network for distributed structural health monitoring[J]. International Journal of Distributed Sensor Networks, 2016, DOI: 10.1155/2016/3846804.

[8] HEO G, JEON J. A smart monitoring system based on ubiquitous computing technique for infra-structural system: Centering on identification of dynamic characteristics of self-anchored suspension bridge [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2009, 13: 333-337.

[9] PANTHATI S, KASHYAP A. Design and implementation of structural health monitoring based on IoT using lab VIEW[J]. International Journal & Magazine of Engineering, Technology, Management and Research, 2016, 3(2): 77-82.

[10] PANDEY S, HAIDER M, UDDIN N. Design and implementation of a low-cost wireless platform for remote bridge health monitoring [J]. International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, 2016, 6(6): 57-62.

[11] ZHANG Y, BAI L. Rapid structural condition assessment using radio frequency identification (RFID) based wireless strain sensor [J]. Automation in Construction, 2015, 54: 1-11.

[12] CHAKARAVARTHI G, LOGAKANNAN K P, PHILIP J, et al. Reusable passive wireless RFID sensor for strain measurement on metals [J]. IEEE Sensors Journal, 2018, 18(12): 5143-5150.

[13] 朱昱达,乔百杰,符顺国,等. 基于响应传递比的转子叶片动应变重构[J]. 航空动力学报,2021,36(8):1690-1701.
ZHU Y D, QIAO B J, FU SH G, et al. Dynamic strain reconstruction of rotating blade based on response transmissibility[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(8):1690-1701.

[14] ZHAO Y, ZHU Y P, HAN Q, et al. The evaluation of Nonlinear Output Frequency Response Functions based

on tailored data-driven modelling for rotor condition monitoring[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2023, 197: 110409.

[15] 邓聪颖,冯义,魏博,等. 基于 SVR-GA 算法的广义加工空间机床切削稳定性预测与优化研究[J]. 仪器仪表学报,2019,40(10):227-236.
DENG C Y, FENG Y, WEI B, et al. Research on the prediction and optimization of machine tool cutting stability in generalized manufacturing space based on support vector regression machine and genetic algorithm[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument,2019,40(10): 227-236.

[16] TOMINAGA K, FUJII G, NAGATA T, et al. Anomaly detection method for spacecraft propulsion system using frequency response functions of multiplexed FBG data[J]. Acta Astronautica, 2023, 212: 235-245.

[17] 朱萌,刘峰,许绝舞. 降低某型飞机液压导管应力研究[J]. 现代制造技术与装备,2021,57(11):1-4,12.
ZHU M, LIU F, XU Y W. Study on stress reduction of hydraulic pipe of a certain aircraft[J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2021, 57(11): 1-4,12.

[18] 刘鹏鹏,左洪福,付宇,等. 航空发动机碰摩故障在线监测与诊断研究[J]. 仪器仪表学报,2013,34(7): 164-169.
LIU P P, ZUO G F, FU Y, et al. Study of on-line monitoring and diagnosis of aero-engine rubbing fault[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2013,34(7): 164-169.

作者简介

李泽函,2017 年于上海交通大学获得学士学位,现为上海交通大学硕士研究生,主要研究方向为测试技术与装置。
E-mail:li0123@ sjtu. edu. cn

Li Zehan received his B. Sc. degree from Shanghai Jiao Tong University in 2017. He is currently a M. Sc. candidate at Shanghai Jiao Tong University. His main research interests include measurement techniques and devices.

何清波(通信作者),分别在 2002 年和 2007 年于中国科学技术大学获得学士学位和博士学位,现为上海交通大学教授,博士生导师,主要研究方向为机械装备动态监测、故障诊断与智能运维。
E-mail: qbhe@ sjtu. edu. cn

He Qingbo (Corresponding author) received his B. Sc. degree and Ph. D. degree both from University of Science and Technology of China in 2002 and 2007, respectively. He is currently a professor and a Ph. D. advisor at Shanghai Jiao Tong University. His main research interests include dynamic monitoring, fault diagnosis and intelligent maintenance of mechanical equipments.