倒装式石墨烯高压压力传感器设计及性能研究

尉升升[1,2,3], 陈前昆[4], 李盼菲[4], 李春缘[1,2,5], 苏宁宁[1,2,3], 王俊强[1,2,5,*], 李孟委[1,2,5,†]

(1. 中北大学 石墨烯传感材料与器件山西省重点实验室, 太原 030051; 2. 中北大学 前沿交叉科学研究院, 太原 030051; 3. 中北大学 半导体与物理学院, 太原 030051; 4. 中国船舶集团有限公司第七一三研究所, 郑州 450015; 5. 中北大学 仪器与电子学院, 太原 030051)

摘要: 微机电系统(microelectromechanical system, MEMS)压力传感器具有体积小、响应快和易集成等优势, 广泛应用于航空航天、动力装备及工业过程的压力监测。然而, 传统硅基压阻式压力传感器的膜片通常兼具承压与敏感功能, 难以在高压下兼顾结构强度与应变输出。针对上述问题, 本文提出一种倒装式石墨烯压阻高压压力传感器, 采用钢膜承压、中心突柱传力及硅基梁敏感的功能分离结构。通过有限元方法优化钢膜与梁的尺寸, 分析传感器在0～20 MPa压力范围内的响应特性、无预应力模态特性及z向等效静加速度载荷干扰, 并在理想应变传递且石墨烯应变因子K为2的条件下建立四分之一桥理论模型。结果表明, 该传感器的应变灵敏度为$1.337\,6\times10^{-4}$ MPa^{-1}, 压力-应变拟合优度为0.999 93, 一阶无预应力固有频率为198.80 kHz(仅作为共振频率裕度参考), 20 MPa下的理论归一化输出电压比为1.34×10^{-3}; 在非共振z向500g等效静加速度载荷作用下, 钢膜最大等效应力为0.729 MPa, 敏感区附加正应变为1.935×10^{-6}, 等效压力误差为0.072%FS(FS为满量程, full scale)。该结构实现了承压、传力与敏感功能的分离, 可为高压及高加速度环境下的压力传感器设计提供参考。

关键词: 倒装结构; 石墨烯; 高压压力传感器; 有限元分析

中图分类号: TP212.1　　**文献标志码:** A

DOI: 10.3724/jfmd.2607096　　CSTR: 32180.14.jfmd.2607096

Design and performance study of an inverted graphene high-pressure sensor

WEI Shengsheng[1,2,3], CHEN Qiankun[4], LI Panfei[4], LI Chunyuan[1,2,5], SU Ningning[1,2,3], WANG Junqiang[1,2,5,*], LI Mengwei[1,2,5,†]

(1. Shanxi Key Laboratory of Graphene Sensing Materials and Devices, North University of China, Taiyuan 030051, China; 2. Academy for Advanced Interdisciplinary Research, North University of China, Taiyuan 030051, China; 3. School of Semiconductor and Physics, North University of China, Taiyuan 030051, China; 4. The 713 Research Institute of CSSC, Zhengzhou 450015, China; 5. School of Instrument and Electronics, North University of China, Taiyuan 030051, China)

收稿日期: 2026−07−31;　　**修订日期:** 2026−09−16

作者简介: 尉升升(1994—), 男, 博士, 讲师, 研究方向为MEMS传感器与微纳器件(E-mail: sswei@nuc.edu.cn).

通信作者: 王俊强(1986—), 男, 教授, 研究方向为MEMS传感器与微纳器件(E-mail: wangjq210@nuc.edu.cn).

李孟委(1975—), 男, 教授, 研究方向为MEMS器件与系统(E-mail: lmw@nuc.edu.cn).

Abstract: Microelectromechanical system (MEMS) pressure sensors offer advantages such as compact size, fast response, and ease of integration, and are widely used for pressure monitoring in aerospace, power equipment, and industrial processes. However, in conventional silicon piezoresistive pressure sensors, the diaphragm typically serves both load-bearing and sensing functions, making it difficult to balance structural strength and strain output under high pressure. To address these challenges, we propose an inverted graphene piezoresistive high-pressure sensor with functionally separated load-bearing, force-transmission, and sensing components. The structure employs a steel diaphragm for pressure loading, a central post for force transmission, and silicon beams for strain sensing. Finite-element analysis is used to optimize the dimensions of the steel diaphragm and beams, evaluate the pressure response over 0–20 MPa, assess unprestressed modal characteristics and interference induced by *z*-direction equivalent static acceleration loads, and establish a theoretical quarter-bridge model under ideal strain transfer with a graphene gauge factor (*K*) of 2. The results demonstrate a strain sensitivity of 1.3376×10^{-4} MPa^{-1}, a coefficient of determination of 0.99993 for the pressure-strain fit, and a first unprestressed natural frequency of 198.80 kHz, which serves as a reference for the resonance-frequency margin. Additionally, the theoretical normalized output is 1.34×10^{-3} at 20 MPa. Under a non-resonant *z*-direction equivalent static acceleration load of 500 g, the maximum equivalent stress in the steel diaphragm is 0.729 MPa, the additional normal strain in the sensing region is 1.935×10^{-6}, and the equivalent pressure error is 0.072% of full scale (FS). By separating the load-bearing, force-transmission, and sensing functions, the proposed structure provides a reference for designing pressure sensors intended for high-pressure and high-acceleration environments.

Key words: inverted structure; graphene; high-pressure sensor; finite-element analysis

0 引言

微机电系统(microelectromechanical system, MEMS)压阻式压力传感器具有结构紧凑、工艺成熟和信号调理便捷等特点,已广泛应用于航空动力、车辆动力及工业过程等压力测量场景。相关综述及压阻机理研究表明,器件性能不仅取决于敏感材料,还受膜片结构、压阻系数、封装条件及环境干扰等因素的共同影响[1-5]。在0～20 MPa高压及高加速度环境中,敏感结构既需承受压力载荷,又需保持可辨识的应变输出;外部加速度产生的惯性变形可能叠加于压力响应之上。对于含油介质,敏感材料与电极直接暴露易受附着和污染影响。因此,高压压力传感器设计需统筹考虑承载、传力、敏感单元防护及抗振动干扰。

现有硅基压阻式压力传感器常通过绝缘体上硅(silicon-on-insulator, SOI)结构、膜片几何优化或梁-岛结构设计,以提高灵敏度、线性度及过载能力。Li等[6]通过结构化SOI设计改善了测量精度;Tran等[7]和Yu等[8]分别利用膜片及敏感结构设计提高了低压测量灵敏度;Meng等[9]则采用梁-膜-双岛结构协调了灵敏度与过载能力。这些工作阐明了几何参数与压力响应之间的关系,但硅膜片通常同时承担承压与敏感功能。当量程提高至20 MPa时,减薄膜片或增强局部应力会压缩强度裕度,低压结构参数无法直接移植。将金属承压元件与硅基敏感梁分离,虽可使承载能力与局部应变输出分别调节,但其尺寸匹配和传力效率仍需针对具体结构进行分析。

石墨烯可将机械应变转化为电阻变化。Smith等[10-11]利用悬浮石墨烯膜实现了压力-应变的直接压阻读出,并进一步研究了单轴和双轴应变下的压阻特性;Bae等[12]验证了化学气相沉积(chemical vapor deposition, CVD)石墨烯在应变测量中的可用性。Ren等[13]采用了蛇形石墨烯压阻条;Nag等[14-15]分别开展了多目标结构优化和杆梁集成设计;Dolleman等[16]还利用石墨烯膜的共振频移实现了压力检测。石墨烯原子膜对标准气体具有较高阻隔性[17],但其电阻易受表面吸附分子

影响[18]。这提示在含油介质中, 将石墨烯及电极布置于结构内侧, 有助于降低介质附着对电学输出的潜在影响。上述石墨烯研究主要面向低压、柔性应变或微型膜片, 较少涉及金属承压膜—传力突柱—硅梁分离结构在高压下的传力关系。另一方面, 加速度不敏感压力传感器与飞行动态载荷测量研究表明, 结构布局及安装条件会影响振动环境中的压力读数[19-20]。因此, 除高压结构设计外, 还需结合结构的轴向传力方向, 量化加速度载荷引起的压力测量误差。

基于上述问题, 本文从 3 个方面开展研究。首先, 设计倒装式石墨烯压阻高压压力传感器。钢膜位于介质侧承受 0～20 MPa 压力, 中心突柱向内侧硅基梁传力, 石墨烯拟布置区和电极位于结构内侧, 以减少与含油介质的直接接触。其次, 通过有限元参数扫描优化钢膜与梁尺寸, 分析压力-应变关系及石墨烯应变因子取 2 时的四分之一桥理论输出。最后, 提取前六阶固有频率, 并分析 z 向 10g～500 g 等效静加速度载荷工况下的钢膜应力、敏感区附加应变及等效压力误差。

1 传感器结构与有限元分析方法

1.1 结构与工作原理

传感器主要由上层钢膜、中心传力突柱、下层硅基梁、中心岛、外框、石墨烯压阻条、金属引线及焊盘等部分组成, 其半幅立体结构、倒装传力结构与梁根局部敏感单元分别如图 1(a)~(c)所示。其中, 钢膜位于结构顶部, 直接承受外界压力并提供主要承载强度; 中心突柱连接钢膜与梁中心岛, 将膜片挠曲产生的集中力沿轴向向下传递; 硅基梁四端固支于外框, 中心岛悬于四梁交汇处, 构成梁-岛敏感结构。这种“上承压、下敏感、中传力”的倒装布局, 使高压载荷主要由钢膜与外框承担, 而石墨烯压阻条位于相对低压、高应变的梁根区域工作。由此, 结构承压能力主要由钢膜尺寸控制, 敏感输出则由梁局部弯曲决定, 使得量程提升时不必完全依赖减薄敏感梁或增大梁根应力来获得输出。

其工作过程如下: 当外界压力作用于钢膜上表面时, 膜片产生向下挠曲, 并经中心突柱将载荷集中传递至梁中心岛; 中心岛带动四条梁发生弯曲,

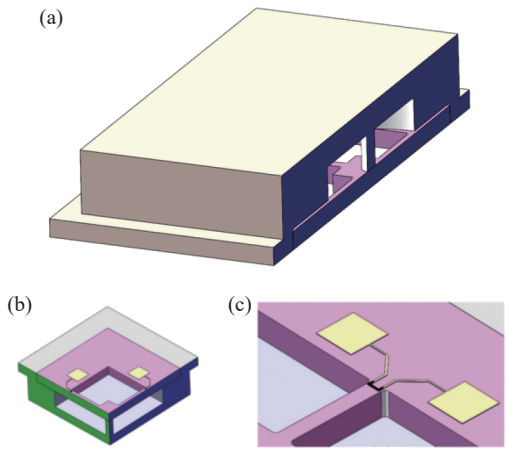

图 1 倒装式石墨烯压阻高压压力传感器结构示意图。(a)半幅立体结构; (b)倒装传力结构; (c)局部敏感单元

Fig. 1 Structural schematic of the inverted graphene piezoresistive pressure sensor for high-pressure measurement. (a) Three-dimensional half-view of the structure; (b) inverted force-transmission structure; (c) local sensing unit

在梁根固支端附近形成显著的轴向拉压应变。石墨烯压阻条沿梁长方向布置于梁根高应变区, 作为四分之一惠斯通电桥中的敏感桥臂接入测试电路。外加恒定激励电压后, 压力载荷引起的梁根轴向应变使石墨烯压阻条电阻发生变化, 导致电桥失衡并输出差分电压。本文以敏感路径最大正应变表征结构的压力响应能力, 并在 2.4 节进一步建立该特征应变与石墨烯电阻变化及四分之一桥输出之间的力电转换关系。

1.2 有限元模型、载荷与评价指标

有限元模型由钢膜、中心传力突柱、硅基梁及外框四部分构成。钢膜选用 40CrMnSiMoV 超高强度钢, 相关研究[21-22]给出了该牌号的力学参数, 并将 40CrMnSiMoVA(GC-4)归入航空超高强度钢体系; 梁、中心岛、中心传力突柱及外框均采用单晶硅。主要材料参数与数值筛选阈值如表 1 所示, 其中 E、ν 和 ρ 分别为弹性模量、泊松比和密度, C 为法向对角刚度分量。

文献 [21] 给出的钢膜屈服强度约为 1950 MPa, 本文有限元模型采用 1945 MPa 作为设计输入(与文献值偏差约 0.26%)。其中, 钢膜屈服强度设定为 1945 MPa, 筛选阈值取屈服强度的 75%(1458.75 MPa), 对应名义安全系数 n≈1.33。该阈值仅用于有限元方案筛选, 不等同于标准规定的许

表 1　有限元模型材料参数与数值筛选阈值

Table 1 Material parameters and numerical screening thresholds used in the finite-element model

材料	弹性参数与密度	强度参数与数值阈值
40CrMnSiMoV 钢[21-22]	E=193 GPa ν=0.260 ρ=7 780 kg·m^{-3}	屈服强度: 1945 MPa 筛选阈值: 1 458.75 MPa
单晶硅(各向异性)[23-25]	ρ=2 330 kg·m^{-3} C_{11}=166 GPa C_{12}=64 GPa	有限元筛选上限: 7 000 MPa (非材料强度)

用应力; 硅结构的 7 000 MPa 仅作为有限元数值筛选上限, 不作为材料强度参数使用。

单晶硅采用立方晶体各向异性弹性模型, 其刚度参数与密度如表 1 所示[23-25]。模型直接输入该刚度矩阵, 未采用各向同性等效弹性参数。石墨烯压阻条布置于梁根表面, 因其厚度远小于主体结构尺寸, 对整体刚度影响较小, 故在力学模型中不单独划分石墨烯实体, 而是提取压阻条布置区域沿梁长方向的正应变, 用于四分之一桥理论输出估算。钢膜与突柱、突柱与中心岛之间均采用绑定连接, 忽略界面间隙与相对滑移。

在载荷与边界条件方面, 对外框底部安装面施加固定约束, 并在钢膜上表面施加 0～20 MPa 均布压力以模拟静态压力加载。z 向与压力载荷方向及钢膜-中心突柱-中心岛的轴向传力方向一致。为分析该方向外部加速度产生的惯性干扰, 沿 z 向分别施加 10g、50g、100g 和 500g 的等效静加速度载荷。结果评价指标包括钢膜最大等效应力、梁最大应力、中心敏感路径最大正应变、前 6 阶固有频率与振型, 以及 z 向等效静加速度载荷引起的附加正应变和等效压力误差。

为兼顾计算精度与效率, 模型整体采用二阶实体单元 SOLID186/187 进行离散, 并在梁根、突柱连接处等应力-应变梯度较大的区域进行局部加密。为验证有限元结果对网格密度的依赖性, 对最终结构在 20 MPa 压力载荷下进行了网格无关性分析, 分别设置局部网格尺寸为 10.0 μm、5.0 μm 和 2.5 μm, 并提取中心敏感路径最大正应变作为收敛性评价指标, 结果如表 2 所示。

为确保不同工况下结果口径一致, 在梁表面沿石墨烯压阻条拟布置方向设置中心敏感路径, 并取该路径上的最大正应变作为特征应变。静态压力响应、加速度扰动及后续力电转换均基于同一路径和同一应变分量。该指标表征石墨烯拟布置区可获得的局部峰值应变, 不等同于压阻条全长范围内的平均应变。该指标的网格收敛性结论仅适用于敏感路径应变, 不能直接外推至钢膜、连接处或圆角处的局部峰值应力。

表 2　网格无关性验证结果

Table 2 Mesh-independence verification results

局部网格尺寸/μm	路径最大正应变	相对最细网格误差/%
10.0	$2.679\,0\times10^{-3}$	0.131
5.0	$2.673\,9\times10^{-3}$	0.060
2.5	$2.675\,5\times10^{-3}$	0.000

由表 2 可知, 当局部网格尺寸由 10.0 μm 加密至 2.5 μm 时, 中心敏感路径最大正应变分别为 $2.679\,0\times10^{-3}$、$2.673\,9\times10^{-3}$ 和 $2.675\,5\times10^{-3}$; 以 2.5 μm 网格结果为基准, 3 组网格结果的最大相对误差仅为 0.131%, 表明计算结果对网格密度不敏感, 所采用网格能够满足本文敏感路径应变分析的精度要求。

为定量评价 z 向等效静加速度载荷对测量结果的影响, 将惯性加速度施加于整体结构, 并提取同一敏感路径上由惯性力引起的附加正应变。记 20 MPa 满量程(full scale, FS)压力下的路径最大正应变为 ε_{FS}, 某一 z 向等效静加速度载荷引起的附加正应变为 ε_a, 则等效压力误差 δ_a 定义为该附加应变相对于满量程应变的占比:

$$\delta_a = \frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_{FS}} \times 100\% \tag{1}$$

最终模型的 ε_{FS} 为 $2.675\,5\times10^{-3}$。式(1)用于将不同量级的 z 向非共振惯性扰动折算至压力输出尺度。

2　结构参数优化与性能分析

2.1　钢膜参数优化

钢膜是结构的主要承压元件, 其直径与厚度直接决定结构的承载安全裕度及传递至下层梁的载荷水平: 直径越大、厚度越小, 钢膜在相同压力下的挠曲越显著, 传递至梁的应变越大, 但钢膜自身

的最大应力也随之升高, 导致承载安全裕度下降。为平衡二者, 以钢膜直径和厚度为设计变量进行参数化扫描, 范围分别为直径 1 800～3 000 μm、厚度 200～300 μm, 并以钢膜最大应力和梁最大应变为响应量。图 2 给出了相应的响应面, 其中图 2(a)为钢膜最大应力, 图 2(b)为梁最大应变。可以看出, 二者随直径增大、厚度减小均呈上升趋势, 即应变输出的提高以承载安全裕度的下降为代价。综合考虑钢膜设计应力阈值(1 458.75 MPa)与梁应变输出, 最终选取钢膜直径约 2 400 μm、厚度 200 μm 作为推荐参数, 使结构在满足强度约束的前提下获得较高应变输出。

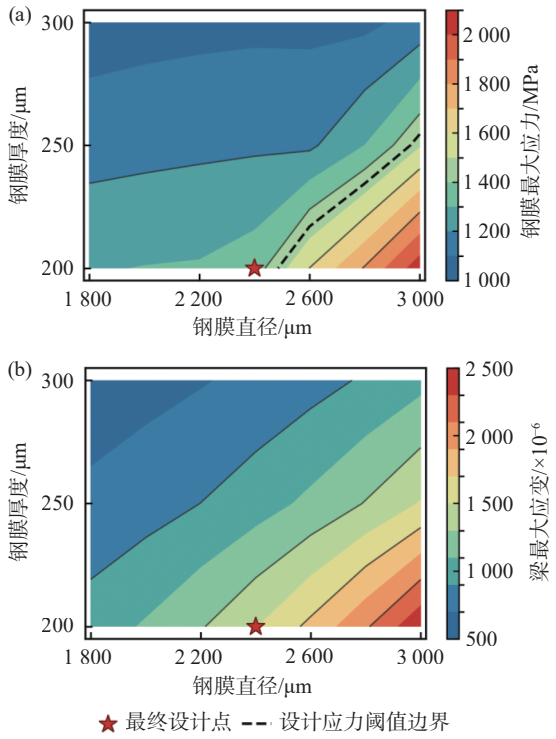

图 2　钢膜参数对最大应力及梁最大应变的影响。(a)钢膜最大应力; (b)梁最大应变

Fig. 2 Effects of steel-diaphragm parameters on the maximum diaphragm stress and maximum beam strain. (a) Maximum diaphragm stress; (b) maximum beam strain

2.2　梁参数优化

梁是实现载荷转换与应变集中的核心敏感结构, 其长度与厚度决定了梁根的弯曲刚度、应变输出及结构应力水平。以梁长和梁厚为设计变量进行参数化扫描, 扫描范围分别为梁长 1 040～1 440 μm、梁厚 40～80 μm, 响应量选取梁根最大应变与梁最大应力。由图 3 可知, 梁参数变化显著影响敏感区应变和梁内应力分布。在扫描范围内, 当梁长为 1 040 μm、梁厚为 80 μm 时, 中心敏感路径最大正应变达到 $2.675\,5\times10^{-3}$, 对应的梁最大等效应力为 761.2 MPa, 钢膜最大等效应力为 1 342.7 MPa, 均低于本研究设定的数值约束。因此, 综合考虑应变输出与结构安全性, 最终选取梁长 1 040 μm、梁厚 80 μm 作为推荐参数, 该点在图 3 中以五角星标出。需要指出, 钢膜最大等效应力约占设计应力阈值的 92.0%, 安全裕度较小; 后续应对钢膜峰值应力开展独立网格收敛分析, 并校核圆角尺寸、材料离散及加工偏差对强度裕度的影响。

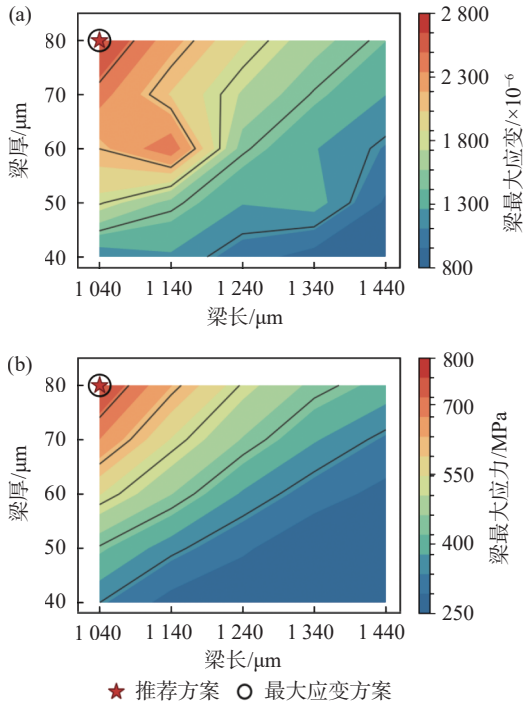

图 3　梁参数对梁最大应变及最大应力的影响。(a)梁最大应变; (b)梁最大应力

Fig. 3 Effects of beam parameters on maximum strain and stress. (a) Maximum beam strain; (b) maximum beam stress

2.3　压力-应变线性响应

在确定钢膜与梁的推荐参数后, 对最终结构在 0～20 MPa 范围内进行参数化静力分析, 并沿中心敏感路径提取各压力点的最大正应变, 以考察其压力响应特性。如图 4 所示, 中心敏感路径的最大正应变随压力近似线性增长, 在 20 MPa 时达到 $2.675\,5\times10^{-3}$。对仿真数据进行线性拟合, 得到中心敏感路径最大正应变 ε=133.76P−14.48(ε 以 10^{-6} 记;

P 为施加压力，MPa），拟合优度 R^2=0.999 93。由拟合斜率可知，结构应变灵敏度为 1.337 6×10^{-4} MPa^{-1}。

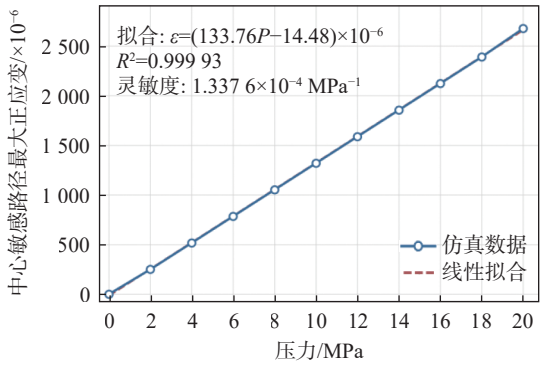

图 4　压力加载下中心敏感路径最大正应变的线性响应

Fig. 4　Linear response of the maximum normal strain along the central sensing path under applied pressure

该线性关系源于结构在设计量程内工作于小变形及线弹性范围：钢膜挠曲、突柱传力与梁根弯曲均与外加压力近似成正比，致使输出应变随压力呈线性变化。拟合直线的截距−1.448×10^{-5} 相对于满量程 2.675 5×10^{-3} 约为 0.5%，这可能归因于拟合数据的离散性及零点附近的数值误差，实际器件可通过零点标定进行修正。按端点法估算，结构在 0～20 MPa 范围内的非线性误差约为 0.68%FS；迟滞与重复性误差仍需通过后续实测予以评定。

2.4　力电转换与四分之一桥输出

为建立结构仿真结果与石墨烯压阻读出的对应关系，本文选取石墨烯拟布置路径上的最大正应变 $\varepsilon_{p,max}$ 作为力电转换模型的机械输入。鉴于未建立石墨烯薄膜及界面的实体模型，计算中假定硅梁表面与石墨烯压阻条之间实现完全应变传递，并忽略界面滑移和接触电阻的影响，所得结果用于表征理想条件下的理论上限。石墨烯压阻条的相对电阻变化可表示为：

$$\frac{\Delta R}{R} = K \cdot \varepsilon_{p,max} \tag{2}$$

式中，R 为石墨烯压阻条的初始电阻，ΔR 为压力载荷引起的电阻变化量，K 为石墨烯应变因子（gauge factor），$\varepsilon_{p,max}$ 为敏感路径的最大正应变。将石墨烯压阻条作为有源桥臂接入四分之一惠斯通电桥，在小信号条件下，归一化输出近似为：

$$\frac{V_{out}}{V_{in}} \approx \frac{K \cdot \varepsilon_{p,max}}{4} \tag{3}$$

式中，V_{in} 为电桥激励电压，V_{out} 为差分输出电压。石墨烯应变因子受层数、缺陷、界面状态及电极接触的影响[10-12]。为避免基于未实测器件参数过度外推结论，本文取 K=2 进行基准估算。在 20 MPa 应力下，当 $\varepsilon_{p,max}$ 为 2.675 5×10^{-3} 时，相对电阻变化、满量程归一化输出电压比及输出灵敏度如表 3 所示。

表 3　K=2 及理想应变传递条件下四分之一桥理论估算结果

Table 3　Theoretically estimated quarter-bridge output at K = 2 under ideal strain transfer

石墨烯应变因子K	$\Delta R/R$/%	满量程输出电压比	输出电压灵敏度/MPa^{-1}
2	0.535	1.34×10^{-3}	6.69×10^{-5}

基于压力-应变拟合斜率理论，推导得到 K=2 时的压力与归一化电桥输出关系，如图 5 所示。在小信号近似和理想应变传递条件下，输出随压力呈近似线性增长；在 20 MPa 满量程下，归一化输出电压比为 1.34×10^{-3}，输出电压灵敏度为 6.69×10^{-5} MPa^{-1}。该结果为石墨烯压阻条与读出电路的基准量程匹配提供了依据。

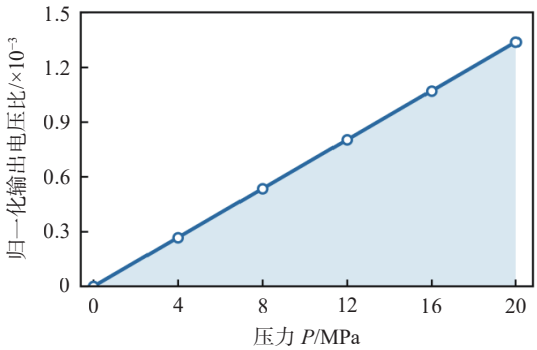

图 5　K=2 及理想应变传递条件下压力与归一化电桥输出的理论估算关系

Fig. 5　Theoretically estimated relationship between pressure and normalized bridge output at K = 2 under ideal strain transfer

需要指出，表 3 和图 5 以敏感路径峰值应变为特征输入，并假定应变完全传递，因此属于结构设计阶段的理想输出估算，不代表器件经制备、封装和标定后的实测电压灵敏度。实际输出还受石墨烯质量、界面黏附、接触电阻、残余应力、环境吸附及工艺离散等因素影响。

2.5 无预应力模态特性与共振频率裕度

为评估结构的共振频率裕度, 对最终方案进行无预应力模态分析, 固定外框安装面并提取前 6 阶固有频率及振型, 结果如图 6 所示。第一阶模态(198.80 kHz)为中心敏感结构主导的整体弯曲振型, 中心岛与四梁同相上下振动; 第 2、3 阶(283.24 kHz 和 283.25 kHz)为由结构四重对称性形成的一对近简并非对称振型; 第 4～6 阶频率为 319.56～337.33 kHz, 对应更高阶的梁扭转与局部振动。模态分析给出的是固有频率和振型, 并不等同于幅频响应; 上述结果仅表明, 当外部激励频带远低于 198.80 kHz 时, 结构具有较大的共振频率裕度, 完整频率响应仍需通过谐响应扫频或动态试验获得。此外, 工作压力产生的预应力可能引起固有频率偏移, 本文无预应力结果仅作为频率裕度基准, 仍需通过预应力模态分析、谐响应扫频和动态试验进一步校核。

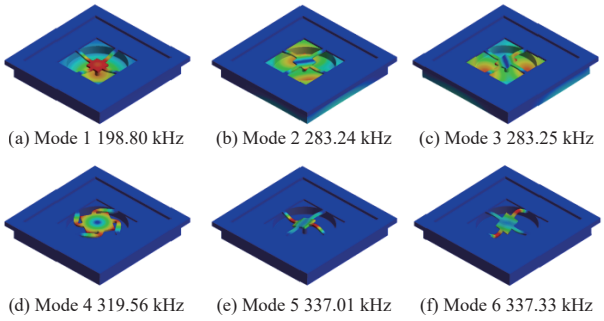

图 6　压力传感器前六阶模态振型。(a)一阶模态, 198.80 kHz; (b)二阶模态, 283.24 kHz; (c)三阶模态, 283.25 kHz; (d)四阶模态, 319.56 kHz; (e)五阶模态, 337.01 kHz; (f)六阶模态, 337.33 kHz

Fig. 6 The first six mode shapes of the pressure sensor. (a) First-order mode shape at 198.80 kHz; (b) second-order mode shape at 283.24 kHz; (c) third-order mode shape at 283.25 kHz; (d) fourth-order mode shape at 319.56 kHz; (e) fifth-order mode shape at 337.01 kHz; (f) sixth-order mode shape at 337.33 kHz

2.6 *z* 向等效静加速度载荷下钢膜等效应力及敏感区附加应变分析

在高加速度环境中, 传感器随安装基座运动, 外部加速度通过结构质量转化为惯性载荷。对于本文的倒装结构, *z* 向与压力载荷方向以及“钢膜-中心突柱-中心岛-梁根”敏感区的轴向传力方向一致。惯性力既可能改变钢膜的应力状态, 也可能在梁根处产生叠加于压力响应的附加应变。为直接评价结构沿该传力方向的响应, 在不考虑共振放大的等效静力条件下, 沿 *z* 向分别施加 10*g*、50*g*、100*g* 和 500*g* 的等效静加速度载荷。本节首先考察钢膜的最大等效应力, 随后分析敏感区的附加正应变及其引起的等效压力误差。需注意, 该分析仅适用于非共振等效静加速度工况, 不能直接代表三轴随机振动或共振状态下的动态响应。

图 7 展示了 *z* 向 10*g*～500*g* 等效静加速度载荷下钢膜的最大等效应力。随着加速度增大, 最大等效应力近似线性增加; 在 500*g* 时仅为 0.729 MPa, 约占钢膜设计应力阈值 1.46×10^3 MPa 的 0.050 0%, 且远低于 20 MPa 压力载荷下的 1 342.7 MPa。因此, 在所分析的非共振等效静加速度范围内, *z* 向惯性载荷并非控制钢膜结构强度的主要载荷。

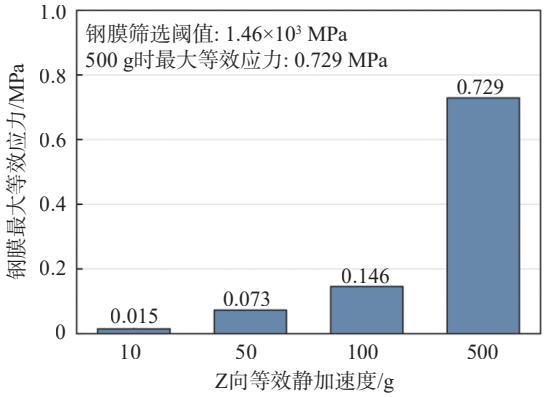

图 7　*z* 向等效静加速度载荷下钢膜的最大等效应力

Fig. 7 Maximum equivalent stress of the steel diaphragm under *z*-direction equivalent static acceleration loads

在确认钢膜具有足够强度裕度后, 进一步考察相同 *z* 向等效静加速度载荷经轴向传力链在梁根敏感区产生的测量干扰。图 8 给出了敏感路径附

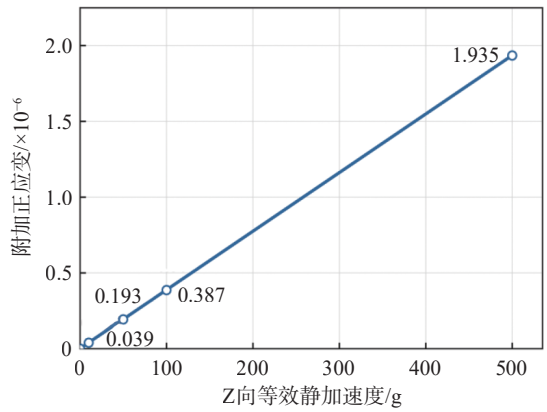

图 8　*z* 向等效静加速度载荷下敏感区的附加正应变

Fig. 8 Additional normal strain in the sensing region under *z*-direction equivalent static acceleration loads

加正应变，由式(1)换算得到的等效压力误差如表 4 所示。附加正应变随加速度近似线性增加，表明在不考虑共振放大的条件下，结构惯性响应主要受载荷幅值控制。在 500 *g* 时，敏感区附加正应变为 1.935×10^{-6}，等效压力误差为 0.072%FS，对应误差斜率约为 1.45×10^{-4} %FS/g；按 K=2 及理想应变传递估算，归一化电桥附加输出电压比约为 0.968×10^{-6}。由此可见，z 向等效静加速度载荷在该范围内主要表现为压力测量干扰，而非结构强度风险。

表 4　z 向不同等效静加速度载荷下的附加正应变、等效压力误差及钢膜最大等效应力

Table 4　Additional normal strain, equivalent pressure error, and maximum equivalent stress in the steel diaphragm under different z-direction equivalent static acceleration loads

z向等效静加速度	附加正应变	等效压力误差/%FS	钢膜最大等效应力/MPa
10*g*	0.039×10^{-6}	0.001	0.015
50*g*	0.193×10^{-6}	0.007	0.073
100*g*	0.387×10^{-6}	0.014	0.146
500*g*	1.935×10^{-6}	0.072	0.729

3　结论

针对 0～20 MPa 高压测量中的承载、敏感输出及加速度干扰问题，本文构建了钢膜承压、中心突柱传力及硅基梁敏感的倒装功能分离结构。优化后的结构参数为：钢膜直径 2400 μm、厚度 200 μm，梁长 1040 μm、梁厚 80 μm。在 20 MPa 压力下，钢膜与硅梁的最大等效应力分别为 1342.7 MPa 和 761.2 MPa，均满足强度约束。敏感路径的满量程正应变为 2.6755×10^{-3}，应变灵敏度为 1.3376×10^{-4} MPa^{-1}，压力-应变拟合优度达 0.99993。在 K=2 及理想应变传递条件下，四分之一桥理论满量程归一化输出电压比为 1.34×10^{-3}，该值并非器件实测灵敏度。无预应力模态分析显示一阶固有频率为 198.80 kHz，仅作为共振频率裕度参考。非共振 z 向 10*g*～500*g* 等效静加速度载荷分析表明，500*g* 时钢膜最大等效应力为 0.729 MPa，敏感区附加正应变为 1.935×10^{-6}，等效压力误差为 0.072%FS。结果表明，功能分离设计在满足高压承载要求的同时，可获得可辨识的局部应变输出，并量化了非共振 z 向等效静加速度载荷引起的压力测量误差。本文电学输出基于理想应变传递假设，动态特性采用无预应力模态与等效静加速度分析；后续需通过石墨烯器件制备、谐响应扫频及压力—加速度联合试验进行验证。

数据可用性声明：

本论文的关联数据可在科学数据银行（ScienceDB）数据库中访问、获取（https://doi.org/10.57760/sciencedb.j00273.0002m）。

参考文献：

[1] 汪康, 喻研. 柔性压阻式压力传感器应用与展望 [J]. 功能材料与器件学报, 2022, 28(1): 68-78.
Wang Kang, Yu Yan. Applications and prospects of flexible piezoresistive pressure sensors[J]. Journal of Functional Materials and Devices, 2022, 28(1): 68-78.

[2] Song Peishuai, Ma Zhe, Ma Jing, et al. Recent progress of miniature MEMS pressure sensors[J]. Micromachines, 2020, 11(1): 56.

[3] Barlian A A, Park W T, Mallon J R, et al. Review: semiconductor piezoresistance for microsystems[J]. Proceedings of the IEEE, 2009, 97(3): 513-552.

[4] Kumar S S, Pant B D. Design principles and considerations for the 'ideal' silicon piezoresistive pressure sensor: a focused review[J]. Microsystem Technologies, 2014, 20(7): 1213-1247.

[5] Kanda Y. Piezoresistance effect of silicon[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 1991, 28(2): 83-91.

[6] Li Chuang, Cordovilla F, Jagdheesh R, et al. Design optimization and fabrication of a novel structural SOI piezoresistive pressure sensor with high accuracy[J]. Sensors, 2018, 18(2): 439.

[7] Tran A V, Zhang Xianmin, Zhu Benliang. Mechanical structural design of a piezoresistive pressure sensor for low-pressure measurement: a computational analysis by increases in the sensor sensitivity[J]. Sensors, 2018, 18(7): 2023.

[8] Yu Huiyang, Huang Jianqiu. Design and application of a high sensitivity piezoresistive pressure sensor for low pressure conditions[J]. Sensors, 2015, 15(9): 22692-22704.

[9] Meng Xiawei, Zhao Yulong. The design and optimization of a

highly sensitive and overload-resistant piezoresistive pressure sensor[J]. Sensors, 2016, 16(3): 348.

[10] Smith A D, Niklaus F, Paussa A, et al. Electromechanical piezoresistive sensing in suspended graphene membranes[J]. Nano Letters, 2013, 13(7): 3237-3242.

[11] Smith A D, Niklaus F, Paussa A, et al. Piezoresistive properties of suspended graphene membranes under uniaxial and biaxial strain in nanoelectromechanical pressure sensors[J]. ACS Nano, 2016, 10(11): 9879-9886.

[12] Bae S H, Lee Y, Sharma B K, et al. Graphene-based transparent strain sensor[J]. Carbon, 2013, 51: 236-242.

[13] Ren Xincheng, Liu Xianyun, Su Xin, et al. Design and optimization of a pressure sensor based on serpentine-shaped graphene piezoresistors for measuring low pressure[J]. Sensors, 2022, 22(13): 4937.

[14] Nag M, Pratap B, Kumar A. Multi objective design optimization of graphene piezoresistive MEMS pressure sensor using design of experiment[J]. International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization, 2022, 13: 27.

[15] Nag M, Singh J, Kumar A, et al. A high sensitive graphene piezoresistive MEMS pressure sensor by integration of rod beams in silicon diaphragm for low pressure measurement application[J]. Microsystem Technologies, 2020, 26(9): 2971-2976.

[16] Dolleman R J, Davidovikj D, Cartamil-Bueno S J, et al. Graphene squeeze-film pressure sensors[J]. Nano Letters, 2016, 16(1): 568-571.

[17] Bunch J S, Verbridge S S, Alden J S, et al. Impermeable atomic membranes from graphene sheets[J]. Nano Letters, 2008, 8(8): 2458-2462.

[18] Schedin F, Geim A K, Morozov S V, et al. Detection of individual gas molecules adsorbed on graphene[J]. Nature Materials, 2007, 6(9): 652-655.

[19] Szczerba Z, Szczerba P, Szczerba K, et al. Acceleration-insensitive pressure sensor for aerodynamic analysis[J]. Energies, 2023, 16(7): 3040.

[20] Raab C, Rohde-Brandenburger K. Dynamic flight load measurements with MEMS pressure sensors[J]. CEAS Aeronautical Journal, 2021, 12(4): 737-753.

[21] Mao Shunyuan, Wang Hui, Wu Xiaomao, et al. Impact buffering characteristics of one-dimensional elastic-plastic composite granular chain[J]. Materials, 2023, 16(3): 1282.

[22] 刘晓坤, 王建军, 金石. 用慢拉伸法研究 GC-4 超高强度钢的应力腐蚀开裂敏感性 [J]. 航空学报, 1989, 10(9): A479-A486.

Liu Xiaokun, Wang Jianjun, Jin Shi. The investigation of stress corrosion cracking characte- ristics of gc-4 ultra-high strength steel using slow strain rate technique[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 1989, 10(9): A479-A486.

[23] Wortman J J, Evans R A. Young's modulus, shear modulus, and Poisson's ratio in silicon and germanium[J]. Journal of Applied Physics, 1965, 36(1): 153-156.

[24] Petersen K E. Silicon as a mechanical material[J]. Proceedings of the IEEE, 1982, 70(5): 420-457.

[25] Hopcroft M A, Nix W D, Kenny T W. What is the Young's modulus of silicon?[J]. Journal of Microelectromechanical Systems, 2010, 19(2): 229-238.