

基于内凹六边形管状拉胀结构的高灵敏度柔性应变传感器

曹翔¹⁾ 程振烜¹⁾ 罗子晗¹⁾ 问磊^{1†)}

1) (南京林业大学信息科学技术学院、人工智能学院, 南京 210037)

摘 要

针对传统管状柔性传感器在轴向受拉时的径向收缩效应限制灵敏度(GF)提升的问题, 本文提出一种基于内凹六边形骨架的管状拉胀柔性应变传感器。首先, 通过有限元仿真, 研究了骨架关键结构参数对传感器性能的调控规律: 单胞内凹角的加深与线宽的适度增大, 可有效提升结构的传感灵敏度; 在固定管径约束下, 胞元密度的增加会引发运动学干涉, 导致灵敏度呈先增后减的变化趋势; 解除管径约束后, 灵敏度随单胞阵列数的增加呈单调递增趋势。基于上述规律, 本文确立了传感器的最优结构参数(内凹角 40° 、线宽 1.5 mm、周向 6 胞元), 并基于 Ecoflex-CNT 复合导电结构完成了传感器制备与机电测试。试验结果证实, 拉胀骨架将管壁受拉形变由径向收缩转为径向膨胀, 在 0~15% 应变范围内, 该传感器展现出优异的线性度($R^2=0.985$), 实测灵敏度达到 19.50, 是同尺寸无骨架空心套管($GF=6.23$)的 3.13 倍。本研究表明, 拉胀结构的引入能够有效诱导局部应变的放大, 进而提高器件灵敏度, 为高性能柔性传感器的开发提供了可靠的参考。

关键词: 柔性应变传感器, 拉胀超结构, 负泊松比, 管状结构, 力电增敏

***基金:** 南京林业大学大学生创新训练计划项目(项目编号: 2025NFUSPITP01)

同等贡献作者.

† 通信作者.E-mail: wenlei@njfu.edu.cn

第一作者.E-mail: 18052285020@163.com

1 引言

柔性应变传感器凭借其对微小机械形变的精准捕捉能力,已在人机交互、生物医学信号检测、智能穿戴设备等诸多场景中展现出重要应用价值^[1-4]。已开发的柔性应变传感器涵盖压阻式、电容式、压电式及摩擦电式等多种类型^[5],其工作机制大多依赖于机电界面的协同作用——将器件的机械变形高效转化为可检测的电信号变化。在此过程中,灵敏度是决定传感器对微弱信号解析能力的核心指标,直接决定器件在低应变、高精度检测场景下的性能上限^[6,7]。目前,提升柔性应变传感器灵敏度的策略主要分为敏感层材料微观改性与宏观结构设计两类。传统方法多聚焦于敏感层材料的优化,如通过涂覆不同的纳米复合材料来调节初始导电网络^[4],或构筑微裂纹^[8]、引入纳米褶皱^[9]。然而,这种基于物理化学改性的方法虽能在一定程度上调控灵敏度,但却面临着制备工艺繁琐、大规模良品率低的问题^[10,11],且会影响基体的可拉伸性和循环稳定性^[4]。相较之下,宏观层面的基体结构设计为突破传感性能上限提供了另一条有效途径。目前,大多数传感器基体仍采用具有正泊松比的弹性体材料,导致材料在轴向受压或受拉时,会产生径向收缩,迫使敏感层材料挤压而影响力电耦合,限制传感器灵敏度^[12,13]。为缓解这一问题,有的研究试图通过从实心基底向网格结构^[14]改进,来缓冲轴向受拉时的径向收缩效应,从而减轻对敏感层的挤压。然而,由于结构的正泊松比属性并未改变,此类几何优化仅能在有限程度上缓解问题。这时便可通过引入在纵向拉伸时会呈现横向扩张、压缩时呈现横向收缩的负泊松比拉胀结构来解决^[15,16]。

近年来,研究者围绕二维平面拉胀超结构开展了大量工作,通过设计内凹多边形、手性、星形以及类剪纸等拓扑单元,成功实现了可控的负泊松比效应与优异的力学响应特性,这些研究表明,引入拉胀效应能诱导传感区域在拉伸方向及

其正交方向上同步扩张，通过加剧内部导电网络的局部断裂，可将传感器的灵敏度提升数倍^[17]。目前，平面拉胀结构已被初步应用于柔性可穿戴设备^[18]、高缓冲能量吸收^[19]、软体机器人^[20]等领域。然而，在电子皮肤、智能穿戴等场景中，需要将二维的拉胀结构直接贴附到具有复杂曲率的非平面结构，当把二维薄膜直接贴附于具备复杂曲率的三维基底时，会不可避免地引入额外预应力，破坏原有胞元的协同变形机制，导致负泊松比效应难以充分发挥^[21]，实际传感性能与理论设计存在明显偏差；同时二维平面结构与基底间的物理耦合作用易引发局部的应力集中，限制了器件在紧凑贴合状态下对低模量弹性力学性能的发挥^[22]。相较于平面结构，三维管状拉胀拓扑能充分利用三维布局实现变形应力的均匀分布，在构型设计层面也可以适配曲面与封闭监测环境，避免二维转三维带来的力学失配问题^[22,23]。内凹六边形蜂窝状结构是典型的拉胀单元，具有结构简单、变形可控、负泊松比效应显著等优势，通过合理构筑可实现管状构型下泊松比的调控^[24,25]。与此同时，3D 打印技术凭借其在复杂三维微结构一体化成型方面的优势，为定制化、高精度拉胀骨架的制备提供了可靠途径^[26]。

基于此，本文提出了一种以内凹六边形为单元的拉胀管状柔性传感器。通过有限元仿真，研究了内凹六边形单元胞的几何参数以及整体拓扑阵列对结构泊松比和传感灵敏度的影响规律。采用 3D 打印制备拉胀骨架，采用 Ecoflex-CNT 复合导电结构作为套管，通过对比实验和性能测试验证了该拉胀管状结构在提升灵敏度方面的优势：在 0~15%应变范围内，该传感器的实测灵敏度为 19.50，为同尺寸无骨架套管(GF = 6.23)的 3.13 倍，且仍保持较好的线性度($R^2 = 0.985$)。该结果证实了拉胀管状结构在高灵敏度应变传感中的应用价值，也为高性能柔性曲面器件的设计提供了可直接借鉴的思路与实验依据。

2 实验与方法

2.1 有限元建模与机电耦合仿真

本文采用 COMSOL Multiphysics 建立多物理场有限元模型，分析基于内凹六边形结构三维管状超材料的形变特征与力电耦合特性。模型由内部承载骨架与外部传感基体构成（图 1a），内部骨架的高度 $H=86.36\text{ mm}$ ，初始外径 $D=31.4\text{ mm}$ ，胞元内凹角 $\theta=40^\circ$ ，线宽 $t=1.5\text{ mm}$ （图 1b），周向与轴向分别均匀排布 6 个与 5 个单胞；骨架外侧包覆一层厚度为 0.3 mm 的圆筒型传感套管。其中，内部骨架采用热塑性聚氨酯(TPU)，主要实现受载下的拉胀变形；外部传感层采用 Ecoflex-CNT 复合导电结构，用于感知外力并输出相应的电信号响应。

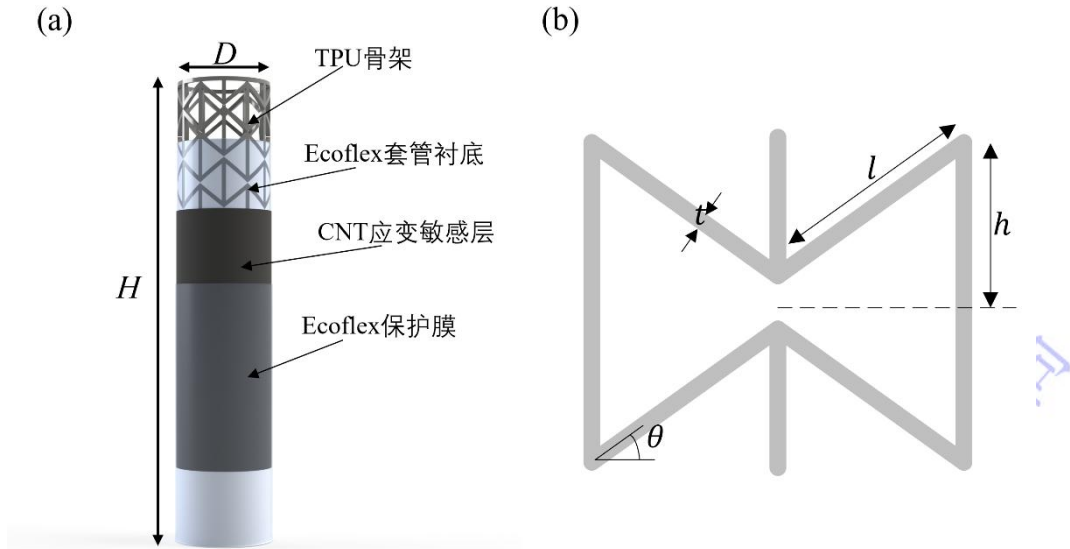


图 1 模型示意图 (a) 传感器模型示意图; (b) 内凹六边形胞元示意图

Fig.1. Model schematic: (a) schematic diagram of the sensor model; (b) schematic diagram of the re-entrant hexagonal cell.

两种基体材料均采用 Neo-Hookean 超弹性本构模型描述其力学行为。在管状结构两端分别设定固定与轴向拉伸位移边界条件，进行准静态模拟，计算中考虑几何非线性，以准确计算大变形下的结构形变与受力特征。此外，为消除管状

结构受拉扭转引起的刚体位移误差，在后处理中采用法向投影算法计算真实径向位移，具体计算公式为：

$$\Delta a = \frac{X}{a_0} u + \frac{Z}{a_0} v \quad (1)$$

式中， a_0 为圆管初始半径， X 与 Z 为节点初始横截面坐标， u 和 v 为对应方向的位移分量。基于上述真实径向位移 Δa ，管状结构的有效横向应变 ε_r 与轴向应变 ε_l 可分别定义为：

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta a}{a_0} \quad (2)$$

$$\varepsilon_l = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3)$$

式中， l_0 与 Δl 分别为管状结构的初始高度与施加的轴向拉伸位移。根据固体力学定义，该结构在轴向受拉状态下的泊松比 ν 计算公式为：

$$\nu = -\frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_l} \quad (4)$$

将有限元求解得到的节点位移数据代入上述公式，即可得到泊松比随轴向拉伸应变的动态演化曲线。

基于结构的形变特征计算结果，建立力-电单向耦合有限元模型。Ecoflex-CNT 传感基体的渗流网络导电由量子隧穿效应主导：受拉形变时，填料纳米间距的增加会使电子穿过绝缘势垒的概率呈指数级衰减^[27,28]，为将该微观导电机制引入有限元计算，将固体力学场求解得到的局部等效应变 ε_{eq} 作为空间变量。基于 Simmons 隧穿理论^[29]，材料的局部电导率 σ 可定义为 ε_{eq} 的指数函数：

$$\sigma(\varepsilon_{eq}) = \sigma_0 e^{-\gamma \varepsilon_{eq}} \quad (5)$$

式中， σ_0 为材料无应变时的初始电导率，仿真中设置为 10 S/m，结合 CNT 有效导电层厚度 3 μm ，可得实测电导率 $\sigma_{\text{exp}} \approx 8.85 \text{ S/m}$ ，与仿真设定值偏差小于 12%； γ 为应变敏感系数，取为 5，该参数表征 CNT 导电网络中相邻碳管间隧穿电阻对应变的指数响应强度，通过固定 γ ，在不同几何参数的仿真中能够排除材料属性波动对结果的干扰，使各几何参数下的结构增益倍数对比具备统一基准。电流场计算中，在模型两端施加 1 V 恒定电压边界条件，通过提取端子电流计算电阻相对变化率，以此表征结构的拉胀形变对传感响应特性的影响规律。

2.2 传感器实体制备

基于上述有限元仿真的参数寻优结果，本研究进一步制备了传感器实体，以验证其实际力电耦合性能。内部拉胀骨架采用热塑性聚氨酯(TPU)3D 打印制备。线宽、内凹角与阵列数与仿真模型保持一致(图 2a)。

外部传感套管采用同轴模具原位浇筑法制备，避免二次拼接导致的层间应力集中与界面缺陷^[30]。具体制备流程如下：首先组装同轴内外层圆柱模具，在模具间隙中浇筑按 A:B=1:1 配比的液态 Ecoflex 硅胶（图 2b），60 °C 预固化至表面微粘状态；随后，参考 CNT-Ecoflex 体系的柔性应变传感器研究中被证实的可靠方案^[31]，拆除外层模具后，用软毛刷在预固化的 Ecoflex 表面沿轴向均匀涂敷多壁碳纳米管(CNT，直径 8-15 nm，内径 3-5 nm，碳寻纳米)构建导电网络（图 2c），每件样品用约 30 mg 的 CNT 粉末（确保涂覆密度接近 3 mg/cm²），通过预固化硅胶表面的微粘性实现 CNT 的附着，最终得到一层厚度为 3-5 μm 的 CNT 导电层；在结构两端对称位置分别贴附导电胶带作为引出电极；最后，套入外侧模具进行二次 Ecoflex 浇筑，待完全固化后脱模，得到无缝的柔性传感套管（图 2d），

将套管同轴包覆于骨架外侧完成器件装配。此外，采用同种工艺浇筑了不含骨架的 Ecoflex 空心套管作为对照组。

要说明的是，受限于硅胶脱模易撕裂的工艺限制，实体套管厚度定为 0.6 mm，大于仿真中设定的 0.3 mm。考虑到 TPU 骨架模量（约 40 MPa）远高于 Ecoflex（约 0.05 MPa），根据复合材料力学的 Voigt 混合律^[32]，复合结构的等效轴向刚度可表示为

$$K_{eq} \approx E_{TPU} \cdot A_{TPU} + E_{Eco} \cdot A_{Eco} \quad (6)$$

式中 E 、 A 分别为各组分的弹性模量与横截面积，按实际几何计算，TPU 骨架对复合结构总刚度的贡献占比 99.7%，Ecoflex 基体仅占约 0.3%。即使将套管壁厚由 0.3 mm 增至实际值 0.6 mm，Ecoflex 的刚度贡献占比仍仅升至约 0.6%，远低于骨架刚度占比。因此，外部基体厚度的增加不会对结构的力学响应产生较大影响。

2.3 CNT 导电网络形貌表征

为表征 CNT 导电网络的形貌特征与均匀性，本文采用场发射扫描电子显微镜(SEM)对传感套管外表面的 CNT 分布进行了多尺度观测。低倍下 (1.00 KX，图 2e)，CNT 粉末在预固化 Ecoflex 表面实现了均匀铺展，没有明显团聚或大面积覆盖空白，整体形成连续的导电薄层；放大后(5.05 KX，图 2f)，CNT 相互搭接、交织形成三维网络，单根碳管之间相互接触构建出密集的电子传导路径；在更高倍数下(20.00 KX，图 2g)，图中发亮的丝状物即为 CNT，可见部分 CNT 已嵌入 Ecoflex 基体中，使导电层与基体之间形成良好的界面结合。多尺度 SEM 结果证实，本文采用的干粉涂覆工艺能够在柔性基体表面形成分布均匀、连通良好且界面稳固的 CNT 导电网络，是传感套管能够获得稳定力电响应的基础。

为定量验证涂覆工艺的可重复性，实验中制备了三组相同参数的传感样品，采用 TH2822D 数字电桥沿套管轴向均匀选取 3 个测试位置进行初始电阻测量，结果如表 1 所示。三组样品的组内相对标准差(RSD)均小于 1%，组间偏差小于 1%，表明本文所采用的工艺具有优异的均匀性与批次一致性，能够满足后续力电耦合性能测试对敏感层品质的要求。

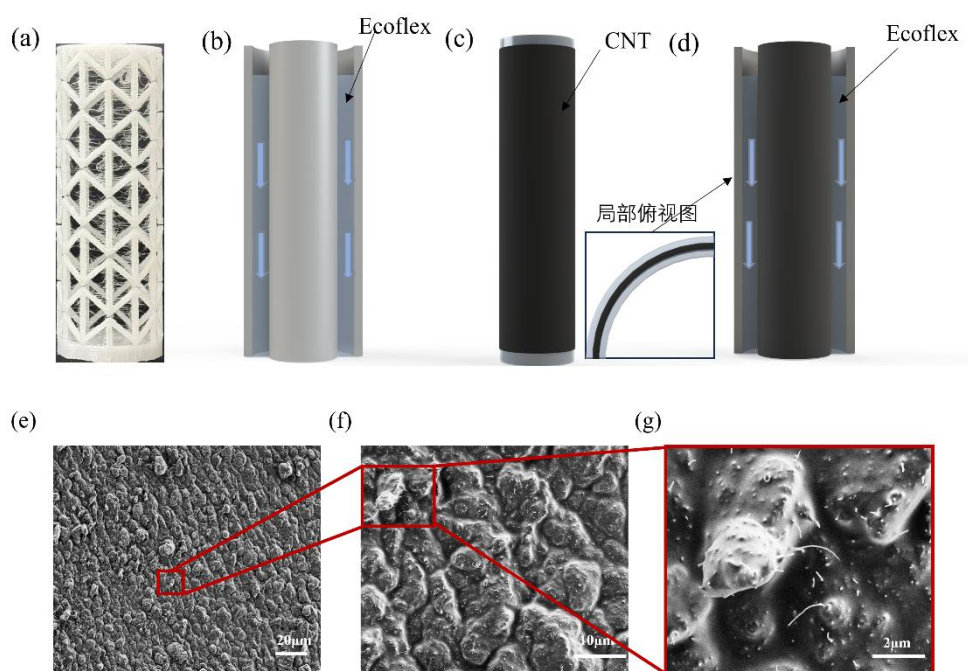


图 2 传感器体制备流程图 (a) 拉胀骨架打印成品；(b) 内层 Ecoflex 原位浇筑；(c) CNT 导电网络涂覆；(d) 外层 Ecoflex 二次浇筑与封装；(e) 低倍下 CNT 在 Ecoflex 表面的整体分布(1.00KX)；(f) 中倍下 CNT 交织形成的三维导电网络(5.05KX)；(g) 高倍下 CNT 与 Ecoflex 基体的界面嵌入形貌(20.00 KX)

Fig.2. Sensor fabrication process flow: (a) 3D-printed auxetic skeleton product; (b) Inner Ecoflex in-situ casting; (c) CNT conductive network coating; (d) Outer Ecoflex secondary casting and encapsulation. (e) overall distribution of CNTs on the Ecoflex surface at low magnification (1.00 KX); (f) three-dimensional conductive network

formed by interwoven CNTs at medium magnification(5.05KX); (g) interfacial embedding morphology between CNTs and the Ecoflex matrix at high magnification(20.00 KX).

表 1 三组独立样品初始电阻测试数据

Table 1. Initial resistance measurements of three independent samples.

样品编号	测量 1	测量 2	测量 3	均值/k Ω	RSD/%
1	32.82	33.34	33.26	33.14	0.85
2	33.46	32.98	33.51	33.32	0.88
3	32.89	32.77	32.69	32.78	0.31
总均值				33.08	组间 0.83

2.4 性能表征与测试平台

采用自主搭建的力-电同步测试平台表征器件的力电耦合性能。测试前需在传感器两端预先粘附圆环进行均匀包覆与固定,采用高精度万能材料试验机对器件施加轴向拉伸载荷。测试参数设置如下:位移加载步长 1 mm,最大轴向拉伸位移 14 mm;每完成一级位移加载后,保持载荷恒定 3~5 s,待结构形变完全稳定,利用竖式数显标尺与游标卡尺分别同步记录结构的轴向与径向形变数据。在电学信号采集端,传感器的两端通过导线接入 LCR 数字电桥(同惠 TH2822D),实时采集拉伸过程中的电阻变化。动态响应与长期循环稳定性测试则采用吉时利 4200-SCS 半导体参数分析仪(Keithley 4200-SCS),以毫秒级时间分辨率分别捕捉阶跃加载下的瞬态响应(提取 t_{rise} 、 t_{fall})以及 5500 次连续循环过程中的电阻波形。

3 结果与讨论

本节基于前文建立的多物理场有限元模型，分析了单胞内凹角、线宽、胞元阵列排布三类关键拓扑参数，对管状骨架力学特性与电学传感灵敏度的调控规律；结合有限元仿真参数寻优结果确定最优结构，制备对应的传感样品，并以同尺寸的无拉胀骨架的纯 Ecoflex 空心套管作为对照组，通过仿真与实验测试交叉验证拉胀骨架对传感性能的提升效果。

3.1 几何参数对拉胀管状超结构形变特征的影响

Gibson-Ashby 多孔固体力学模型已针对平面内凹蜂窝结构，建立了泊松比关于直臂高度 h 、斜臂长度 l 及内凹角 θ 的解析表达式^[33]。但对于三维管状结构，受圆柱面周期性边界条件限制，单胞周向宽度与周向胞元数量的乘积必须严格等于管体截面周长，这一约束使斜臂长度与内凹角满足 $l \propto 1/\cos\theta$ 的强制耦合关系。该耦合效应使结构受轴向拉伸时的泊松比变化，偏离了二维平面结构小变形下的恒定规律，呈现显著非线性响应。除受耦合约束的内凹角外，单胞线宽 t 与周向胞元阵列数 N ，同样是决定管状结构拉胀形变特性与力学响应的核心参数^[34]。因此，本节分析了上述参数对拉胀管状骨架形变特征的影响。

内凹角的影响：固定结构整体高度($L = 73.3 \text{ mm}$)、半径($D = 19.8 \text{ mm}$)线宽($t = 0.4 \text{ mm}$)及阵列拓扑，对比不同内凹角下的径向位移云图（图 3a）与泊松比-应变曲线（图 3b）可见：当 $\theta = 10^\circ$ 时，基体受拉产生的自然收缩掩盖了骨架的拉胀效应，导致结构表现出正泊松比；随着 θ 的增加，内凹六边形铰链不断展开并抵消基体收缩，斜臂弯曲变形逐渐占据主导，结构呈现出明显的径向膨胀。此外，三维管状骨架的泊松比演化受到严格的周向闭合约束^[21]，对于内凹六边形胞元，在 0~15% 应变范围内，结构初始阶段需先克服几何刚度，随后几

何展开效应随应变提升逐渐占据主导，横向扩展速率加快，最终使整体泊松比呈逐步递减趋势。

线宽的影响：固定整体高度($L = 73.3 \text{ mm}$)、半径($D = 19.8 \text{ mm}$)内凹角($\theta = 32.35^\circ$)及阵列拓扑，对比了线宽为 0.4 mm 、 1.0 mm 与 1.5 mm 时结构的形变特征。结合径向位移云图（图 3c）与泊松比-应变曲线（图 3d）可见：在 $0\sim 15\%$ 的应变区间内，随着几何线宽的增加，结构的负泊松比绝对值整体上呈现出下降趋势。根据多孔固体力学经典理论^[33]，单胞斜臂抗弯刚度与其截面惯性矩成正比 ($I \propto t^3$)，线宽的增加提升了结构节点的局部抗弯刚度，导致斜臂受拉展开时的机械阻力增加，限制了径向膨胀行为。

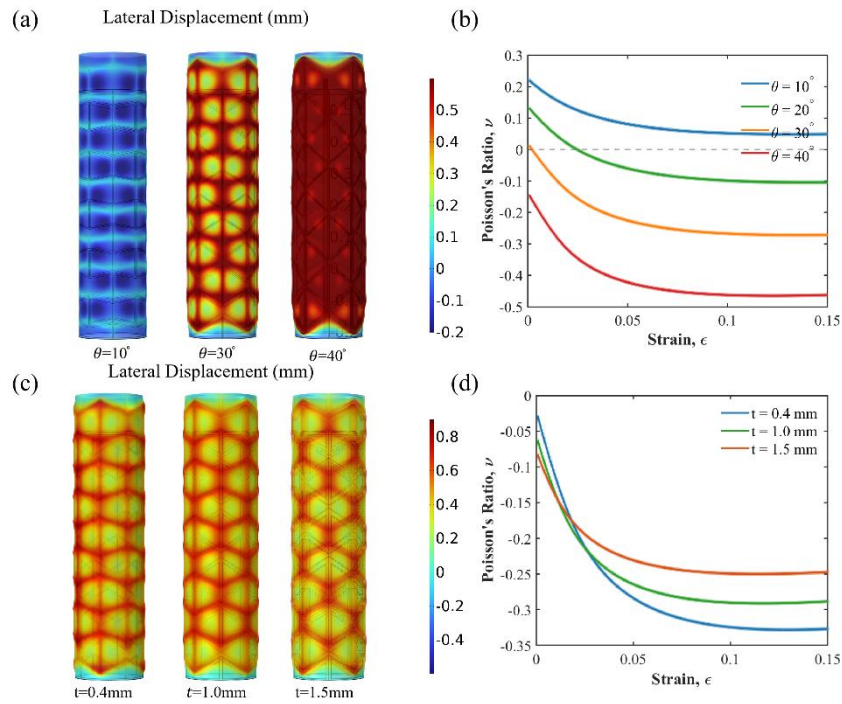


图 3 几何参数对结构形变与泊松比演化的影响 (a) 不同内凹角下(θ)的径向位移云图；(b) 对应的泊松比-应变曲线；(c) 不同线宽(t)下的径向位移云图；(d) 对应的泊松比-应变曲线

Fig. 3. Effects of geometric parameters on structural deformation and the evolution of Poisson's ratio: (a) radial displacement contour plots under different re-entrant angles (θ); (b) corresponding Poisson's ratio versus strain curves; (c) radial displacement contour plots under different strut widths (t); (d) corresponding Poisson's ratio versus strain curves.

限制半径下胞元阵列数的影响：在严格控制管状模型外径尺寸不变的条件下，对比了 N 分别为 3、6、9 时结构的形变特征。结合径向位移云图（图 4a）与泊松比-应变曲线（图 4b）可见：当 $N = 3$ 时，骨架无法提供均匀的周向支撑，轴向拉伸时出现明显局部收缩，初始泊松比为正值；随着胞元数量增加，结构周向变形更加均匀，拉胀效应逐渐显现。这是因为 $N = 3$ 时单胞跨度过大，受管体宏观曲率的约束，斜臂的铰链展开被几何边界严重限制^[35]。当 $N = 9$ 时，由于胞元密度过大，斜臂在拉伸初期便会发生相邻臂的运动学干涉，胞元提前进入局部密实状态，无法继续展开，抑制了径向膨胀，其泊松比绝对值随应变递减^[36]。相比之下， $N = 6$ 时结构在充分发生拉胀展开与过早发生干涉之间取得了平衡，负泊松比绝对值随应变增大呈现先升后降的变化规律，拉胀效应最优。

固定单胞尺寸下胞元阵列数的影响：若不限制管径约束，保持单胞绝对尺寸不变，增加阵列数量($N_c = 3、4、5、6、9$)，得到初始半径随阵列数递增的管状结构。结合位移云图（图 4c）与泊松比演化曲线（图 4d）可见：当 N_c 由 3 增至 9 时，结构宏观径向膨胀程度逐渐提升，全应变范围内负泊松比绝对值均随阵列数增加呈单调递增趋势。这是因为当管状结构的单胞绝对尺寸恒定时，周向阵列数增加会使管体截面周长与外径成比例扩大，结构表面宏观曲率下降^[37]，管状几何边界对单胞斜臂铰链转动展开的约束随之弱化。随着 N_c 的增大，随着周向胞元

阵列数的增大，管状结构的力学响应逐渐趋近于理想的二维平面拉胀拓扑，单胞的几何展开能力显著提升。

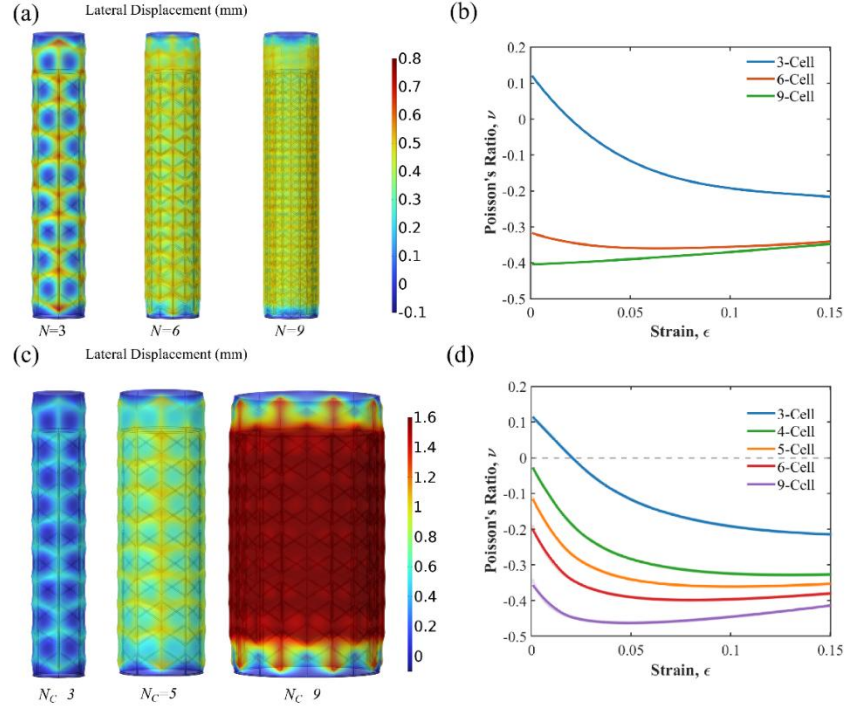


图 4 周向胞元阵列数对结构形变与泊松比演化的影响 (a) 恒定管径约束下不同阵列数(N)的径向位移云图; (b) 对应的泊松比-应变曲线; (c) 解除管径约束(同尺寸单胞)下不同阵列数(N_c)的径向位移云图; (d) 对应的泊松比-应变曲线

Fig. 4. Effects of the number of circumferential unit cell arrays on structural deformation and the evolution of Poisson's ratio: (a) radial displacement contour plots with different numbers of arrays (N) under a constant tube diameter constraint; (b) corresponding Poisson's ratio versus strain curves; (c) radial displacement contour plots with different numbers of arrays (N_c) without the tube diameter constraint (identical unit cell size); (d) corresponding Poisson's ratio versus strain curves.

3.2 几何参数对拉胀管状传感器灵敏度的影响

结构的应变与局部界面应力共同决定了导电网络的断裂程度。为此，本节通过提取电学端的相对电阻变化率，定量分析上述几何参数对传感器灵敏度(GF)的影响。为定量评估传感器的力电耦合性能，相对电阻变化率定义为：

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{R - R_0}{R_0} \times 100\% \quad (7)$$

式中， R_0 为无应变状态下的初始基准电阻， R 为实时应变下的瞬态电阻。基于该曲线，传感器的灵敏度(Gauge Factor, GF)定义如下：

$$GF = \frac{\Delta R / R_0}{\varepsilon} \quad (8)$$

式中， ε 为轴向拉伸应变。在实际数据处理中，考虑到仿真与实验采集的 $(\varepsilon, \Delta R/R_0)$ 均为离散数据点，本文采用最小二乘线性拟合方法从完整响应曲线中提取 GF。

具体地，对 0~15%应变区间内全部采样点进行一次多项式拟合：

$$\frac{\Delta R}{R_0} = GF \cdot \varepsilon + b \quad (9)$$

其中拟合斜率即为灵敏度系数 GF，截距 b 理论上应趋近于 0。为定量评估响应线性度，同时引入判定系数 R^2 作为拟合优度指标：

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y})^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (10)$$

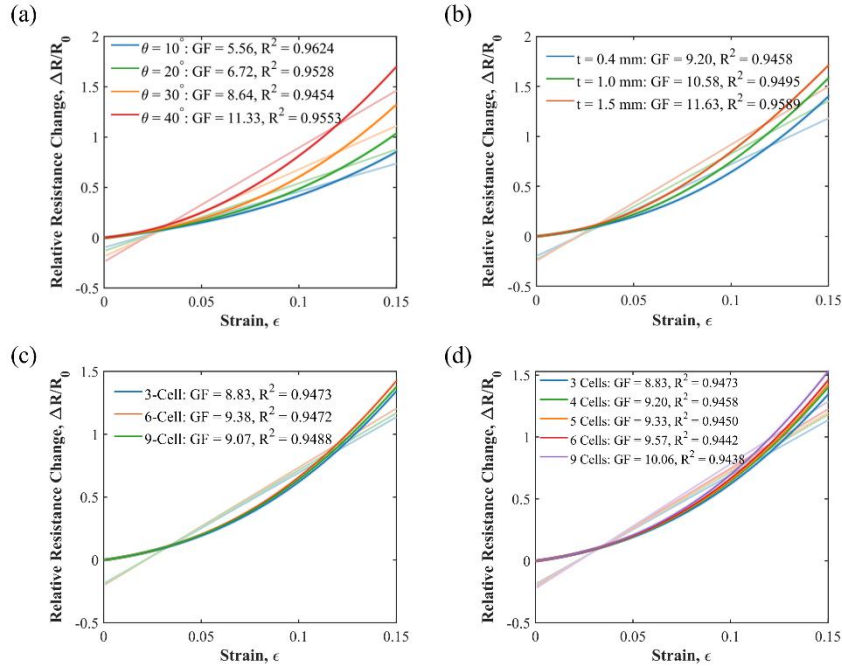


图 5 几何参数对拉胀管状传感器灵敏度的影响(a) 不同内凹角下的电阻变化率-应变曲线；(b) 不同线宽下的电阻变化率-应变曲线；(c) 恒定管径下不同胞元阵列数的电阻变化率-应变曲线；(d) 同尺寸单胞不同胞元阵列数的电阻变化率-应变曲线

Fig. 5. Effects of geometric parameters on the sensitivity of the auxetic tubular sensor: (a) relative resistance change versus strain curves under different re-entrant angles; (b) relative resistance change versus strain curves under different strut widths; (c) relative resistance change versus strain curves with different numbers of circumferential unit cell arrays under a constant tube diameter constraint; (d) relative resistance change versus strain curves with different numbers of circumferential unit cell arrays without the tube diameter constraint (identical unit cell size).

内凹角的影响：不同内凹角 θ 对应的电阻响应曲线如图 5a 所示。深内凹角引发的径向膨胀效应增强，会对外部包覆的 Ecoflex-CNT 传感套管施加更大的局

部应力。在 0~15%应变范围内,随着 θ 从 10° 增加至 40° , CNT 导电网络断裂程度加剧,传感器的灵敏度从 5.56 提升至 11.33,验证了内凹角加深对器件传感灵敏度的正向放大效应。

线宽的影响: 不同线宽对应的电阻响应曲线如图 5b 所示。尽管粗线宽结构的宏观膨胀量受限,但当线宽由 0.4 mm 增加至 1.5 mm 时,其传感灵敏度却从 9.20 上升至 11.63。该现象实际上源于两种材料之间界面刚度失配与应变传递差异^[35]: 线宽为 0.4 mm 时,TPU 骨架自身刚度较低,受拉时易发生轴向弹性伸长,从而缓冲了对外部封装层的作用力;线宽增至 1.5 mm 时,TPU 骨架抗弯刚度大幅提升,高刚度骨架将径向变形直接转化为对外部软基体的界面剪切与挤压,促使其内部导电网络发生更大面积的断裂。因此,尽管径向位移减小,传感器的相对电阻变化率依然有所提升。

限制半径下胞元阵列数的影响: 在恒定管径约束下,不同周向胞元阵列数对应的电阻响应规律如图 5c 所示。随着胞元数量的增加,灵敏度呈现出先增后减的趋势($N = 3, 6, 9$ 对应的 GF 分别为 8.83、9.38 与 9.07)。 $N = 3$ 时结构因局部径向收缩导致无法有效传递形变而灵敏度较低; $N = 9$ 时不仅因骨架结构过密限制了径向膨胀,同时多胞元分布也使得界面应变场趋于平缓,削弱了拉胀骨架对外部套管的局部剪切作用,限制了导电网络断裂程度。因此,在外径受限的条件下, $N = 6$ 时结构通过平衡拉胀变形幅度与局部剪切效应,取得了最优的传感灵敏度。

固定单胞尺寸下胞元阵列数的影响: 解除管径约束后,不同周向胞元阵列数对应的电阻响应规律如图 5d 所示。传感器的 GF 值随阵列数量的增加呈单调递增($N_c = 3, 4, 5, 6, 9$ 时的 GF 值分别为 8.83、9.20、9.33、9.57 与 10.06)。这一

效应源于由于负泊松比效应的增强带来了更显著的径向膨胀，进而对外部 Ecoflex-CNT 套管施加了更大的周向拉伸应变，加剧了套管内部导电网络的断裂程度，最终实现了灵敏度的逐步提升。

3.3 超材料骨架引入对管状传感器机电特性的影响

基于 3.1 与 3.2 节的仿真寻优结果，本节确立了器件实体的最终参数。 $\theta = 40^\circ$ 、 $t = 1.5 \text{ mm}$ 、 $N = 6$ ，基于上述参数，本节构建了拉胀管状传感器模型并制备了实体器件，与同尺寸无内部骨架的套管进行对比分析。

有限元仿真测试：对比同尺寸拉胀结构与无骨架实心纯套管的位移云图（图 6a）和泊松比-应变曲线（图 6b）可知，拉胀骨架彻底改变了管状结构的变形模式。纯套管受载时表现出从 0.5 开始递减至 0.43 的正泊松比，发生均匀的径向收缩；而拉胀管状结构则呈现出递减的负泊松比，表现出与前者相反的径向膨胀特性。进一步提取两种模型在 15% 拉伸应变下的表面电导率分布（图 6c），带骨架的管状结构在内凹角节点处，因斜臂铰链转动展开产生了明显的局部径向膨胀，导致该区域导电网络发生严重断裂，呈现出较低的局部电导率；而纯套管仅发生向内的微弱径向收缩，其整体电导率仍保持在较高水平。这种变形引起的导电网络破坏程度最终决定了两者电阻响应上的区别（图 6d），纯套管 GF 仅为 3.82，而拉胀复合结构 GF 达到 13.66，提升至对照组的 3.58 倍。

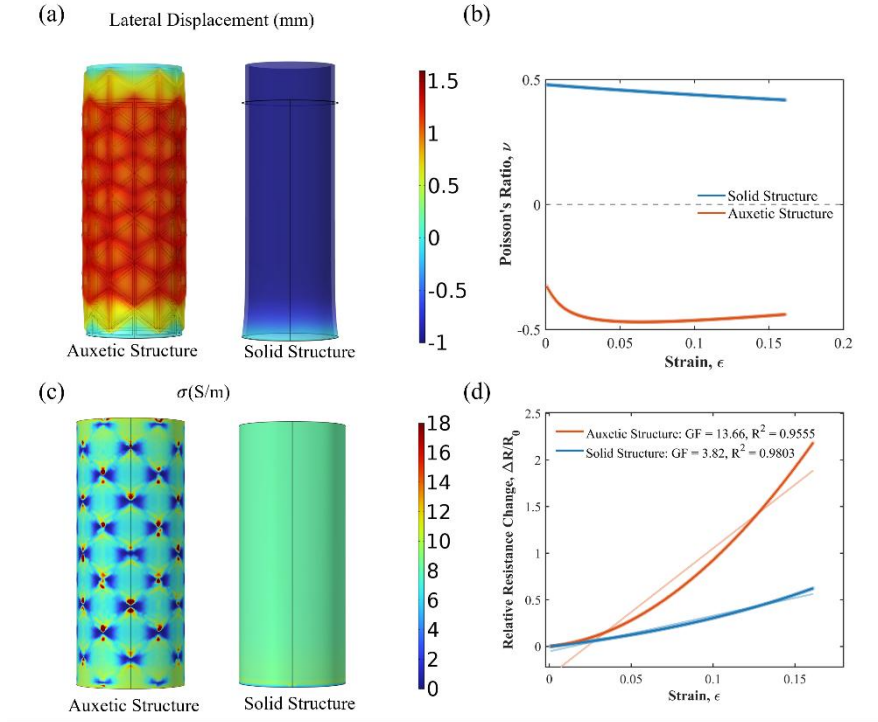


图 6 拉胀管状结构与实心套管的有限元仿真对比 (a) 径向位移云图；(b) 泊松比-应变曲线；(c) 表面电导率分布图；(d) 相对电阻变化率-应变曲线 Fig. 6. Comparison of finite element simulations between the auxetic tubular structure and the solid tube: (a) radial displacement contour plots; (b) Poisson's ratio versus strain curves; (c) surface conductivity distribution maps; (d) relative resistance change versus strain curves.

实体测试: 实验制备的拉胀传感器与对照组的单轴拉伸效果如图 7a,7b 所示。由泊松比测试数据(图 7c)可见,纯套管在拉伸全域内稳定在正泊松比(约 0.45),而带骨架传感器呈现稳定的负泊松比效应(平均约 -0.5)。结合采集的电学数据(图 7d)显示,实心对照组灵敏度为 6.23,而拉胀传感器的实测灵敏度为 19.50,实现了近 3.13 倍的性能放大。器件实测数据与前文有限元仿真规律高度吻合,也印证了本文的设计思路:即引入拉胀拓扑结构,能够有效突破传统柔性传感材料因径向收缩造成的性能瓶颈,实现传感器灵敏度的大幅提升。

稳定性测试：为全面评估传感器性能的稳定性和可重复性，从批次重复性、静态响应、动态响应速度与长期循环稳定性四个维度对器件进行系统表征。对于批次重复性测试，采用相同工艺独立制备了三组样品并施加 0~15%拉伸载荷，如图 7e 所示，三组样品的响应曲线高度重合，拟合所得灵敏度分别为 $GF_1 = 20.34(R^2 = 0.9896)$ 、 $GF_2 = 19.50(R^2 = 0.9850)$ 、 $GF_3 = 17.99(R^2 = 0.9753)$ ，均值为 19.28 ± 1.18 ，变异系数 $CV \approx 6.1\%$ ，表明本文工艺具备良好的批次一致性。进一步考察器件对不同应变水平的识别能力，如图 7f 所示，依次施加 $\varepsilon = 5\%$ 、 10% 、 14% 三种应变水平的加载-卸载循环(重复 4 次)， $\Delta R/R_0$ 的稳态响应幅值分别约为 80%、180%、240%，响应幅值随应变水平呈单调递增，且同一应变水平下多次循环响应幅值高度一致，证明器件具备良好的应变分级识别能力与响应稳定性。在动态响应速度方面，采用阶跃应变加载测试得到电阻响应的上升时间 $t_{rise} = 0.245\text{ s}$ ，下降时间 $t_{fall} = 0.363\text{ s}$ (图 7g)，亚秒级响应能力满足人体运动监测、结构变形实时感知等应用场景对动态性能的要求。最后，对器件施加连续循环拉伸载荷，在 0~3500 s 内累计完成 5500 次循环(图 7h)，整个过程中响应幅值保持稳定、基线无明显漂移，循环初期(50~80 s)与末期(3405~3435 s)的局部波形高度一致，幅值衰减可忽略，证明传感器具备良好的长期循环稳定性与可靠性。

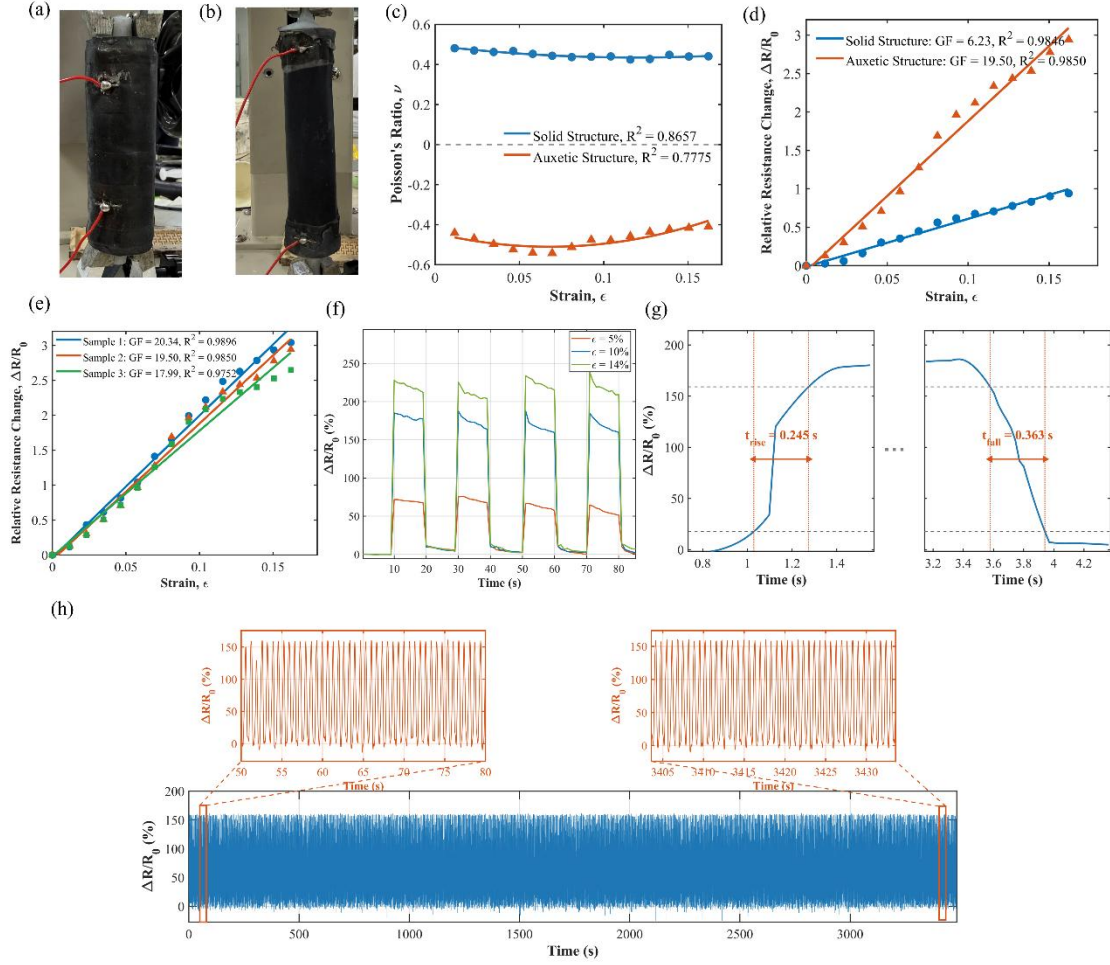


图 7 拉胀管状结构与实心套管实体测试对比 (a) 拉胀管状结构拉伸示意图；(b) 实心管状结构拉伸示意图；(c) 泊松比-应变曲线；(d) 相对电阻变化率-应变曲线(e) 三组独立样品的批次重复性测试；(f) 不同应变水平($\epsilon = 5\%$ 、 10% 、 14%)下的静态阶跃响应；(g) 阶跃加载下的动态响应时间测试（上升时间 $t_{\text{rise}} = 0.245$ s，下降时间 $t_{\text{fall}} = 0.363$ s）；(h) 5500 次循环拉伸下的长期稳定性测试（插图为循环初期与末期的局部放大对比）

Fig. 7. Comparison of physical testing between the auxetic tubular structure and the solid tube: (a) schematic diagram of stretching the auxetic tubular structure; (b) schematic diagram of stretching the solid tube; (c) Poisson's ratio versus strain curves; (d) relative resistance change versus strain curves. (e) Sample-to-sample repeatability

test among three independently fabricated samples; (f) Static step response under different strain levels ($\varepsilon = 5\%$, 10% , 14%); (g) Dynamic response-time measurement under step loading (rise time $t_{\text{rise}} = 0.245$ s, fall time $t_{\text{fall}} = 0.363$ s); (h) Long-term cyclic stability test over 5,500 loading cycles (insets: magnified waveforms at the initial and final stages of cycling).

3.4 与现有柔性传感器的对比

柔性应变传感器在实际应用中，灵敏度、线性度、测量范围以及制造成本之间往往难以同时兼顾。为此，将本文研制的传感器与近年来文献中报道的若干典型工作进行对比(表 2)。从文献来看，提升柔性传感器灵敏度的常规策略大多落在材料微观工程上。例如，在柔性基底上引入多层 Au 纳米片^[38]或利用质子辐照诱导^[39]产生微裂纹缺陷，能够将传感器的灵敏度大幅推高至 70.3 甚至 1274.8，但是电阻-应变曲线表现出严重非线性，且贵金属材料和复杂的辐照设备极大增加了制造成本，无法规模化生产。另一类研究转而追求大量程或高线性度，采用特定的导电基体(如丙烯酸乳胶^[40])或多轴平面结构设计^[41]，这可以覆盖 0~300% 的测量范围，线性度也可达到 $R^2 > 0.98$ ，但其灵敏度往往受到抑制，GF 值被压缩在 2.42 至 6.2 之间，对微弱形变的响应较为迟钝。相较于上述传感器，本研究面对管状传感器应用场景，采用内凹六边形拉胀骨架设计，在 0~15% 这一可穿戴设备常涉及的实用应变区间内，有效地平衡了高灵敏度与高线性度的矛盾，将 GF 提升至 19.50，同时保持了优异的线性响应($R^2 = 0.9850$)。此外，器件依托常规成型工艺与低成本复合材料制备，经 5500 次以上的拉伸循环后依然表现出可靠稳定性，在避免复杂加工工艺和高昂成本的前提下，有效突破了传统高性能柔性传感器的瓶颈，给出了一条兼顾性能与可制造性的路径。受限于 TPU 骨架材料的

可拉伸极限，本研究样品的检测范围仍然存在一定局限性。目前，研究团队正在探索新的制备工艺，拟采用 PDMS 替代 TPU 骨架，以扩大检测范围。

表 2 不同增敏策略柔性应变传感器的性能对比

Table 2. Performance Comparison of Flexible Strain Sensors Based on Different Sensitization Strategies

参考文献	创新策略	测量范围	线性度	GF	循环耐久性	制造成本
[38]	多层 Au 纳米片	< 50%	非线性	70.3	>10000 次	高
[39]	质子辐照诱导微裂纹	0 ~ 800%	非线性	1274.8	高	高
[40]	丙烯酸乳胶导电基体	0 ~ 300%	非线性	6.2	未明确	低
[41]	多轴应变测量	0 ~ 100%	$R^2 > 0.98$	2.42	>2000 次	低
本文工作	内凹六边形管状拉伸	0 ~ 15%	$R^2 = 0.9850$	19.50	>5500 次	低

4 结 论

针对传统管状传感器受拉径向收缩导致的灵敏度瓶颈，本文分析了内凹六边形管状拉胀结构的力学特性，并基于该结构完成了高灵敏度柔性传感器的设计与制备。研究表明，拉胀骨架将管壁的受拉收缩逆转为径向膨胀，对外部 Ecoflex-CNT 复合导电结构施加局部剪切应力，使其内部导电网络断裂加剧，从而大幅提高器件的传感灵敏度。仿真分析发现，管状传感器的灵敏度可通过结构几何参数进行灵活调控：灵敏度随胞元内凹角的加深与线宽的增大而单调上升；在管径受限的条件下，过密的胞元会引发内部运动学干涉，导致灵敏度呈现先增后减的

趋势；而解除管径约束后，曲率的弱化使结构趋近平面拉胀特征，灵敏度随阵列数呈单调递增。综合上述规律与工程限制，本研究最终制备了参数为内凹角 40° 、线宽 1.5 mm、周向 6 胞元的传感器实体。测试结果显示，其实测灵敏度($GF = 19.50$)达到同尺寸无骨架套管($GF = 6.23$)的 3.13 倍，与仿真结果高度吻合。综上，引入拉胀拓扑结构能有效突破传统柔性传感材料的力学响应瓶颈，为高性能可穿戴传感器的结构设计提供了切实可行的思路。

参考文献

- [1] Yin R, Wang D, Zhao S, Lou Z, Shen G 2021 *Adv. Funct. Mater.* **31** 2008936
- [2] Meng K, Xiao X, Wei W, Chen G, Nashalian A, Shen S, Xiao X, Chen J 2022 *Adv. Mater.* **34** 2109357
- [3] Chun S, Kim J S, Yoo Y, Choi Y, Jung S J, Jang D, Lee G, Song K I, Nam K S, Youn I 2021 *Nat. Electron.* **4** 429
- [4] Amjadi M, Kyung K, Park I, Sitti M 2016 *Adv. Funct. Mater.* **26** 1678
- [5] Wang X, Dong L, Zhang H, Yu R, Pan C, Wang Z L 2015 *Adv. Sci.* **2** 1500169
- [6] Yan W, Fuh H R, Lv Y, Chen K Q, Tsai T Y, Wu Y R, Shieh T H, Hung K M, Li J, Zhang D 2021 *Nat. Commun.* **12** 2018
- [7] Pang C, Lee G Y, Kim T I, Kim S M, Kim H N, Ahn S H, Suh K Y 2012 *Nat. Mater.* **11** 795
- [8] Kang D, Pikhitsa P V, Choi Y W, Lee C, Shin S S, Piao L, Park B, Suh K Y, Kim T I, Choi M 2014 *Nature* **516** 222
- [9] Zang J, Ryu S, Pugno N, Wang Q, Tu Q, Buehler M J, Zhao X 2013 *Nat. Mater.* **12** 321
- [10] Wang C, Dong L, Peng D, Pan C 2019 *Adv. Intell. Syst.* **1** 1900090
- [11] Trung T Q, Lee N E 2016 *Adv. Mater.* **28** 4338
- [12] Jiang Y, Liu Z, Matsuhisa N, Qi D, Leow W R, Yang H, Yu J, Chen G, Liu Y, Wan C, Liu Z, Chen X 2018 *Adv. Mater.* **30** 1706589
- [13] Hu T, Pan T, Guo D, Xiao Y, Li F, Gao M, Huang Z, Zhu J, Cheng T, Lin Y 2023 *ACS Nano* **17** 22035
- [14] Xu L Q, Sun Q, Zhan Z, Yang R H, Tang Z J, Lu Y B 2023 *Acta Mater. Compos. Sin.* **40** 970 (in Chinese) [许利强, 孙权, 詹政, 杨润洪, 唐智杰, 鹿业波 2023 *复合材料学报* **40** 970]
- [15] Evans K E, Nkansah M A, Hutchinson I J, Rogers S C 1991 *Nature* **353** 124
- [16] Ren X, Das R, Tran P, Ngo T D, Xie Y M 2018 *Smart Mater. Struct.* **27** 023001
- [17] Nie M, Wen L, Chen S, Ai L, Shen J, Zhao Y, Yin K, Dou G 2022 *Macromol. Mater. Eng.* **307** 2100576
- [18] Zhang M, Yang Y, Hu H, Zhao S, Song W, Karim N, Hu H 2024 *ACS Appl. Mater. Interfaces* **16** 49845

- [19] Zhou X, Parida K, Chen J, Xiong J, Zhou Z, Jiang F, Xin Y, Magdassi S, Lee P S 2023 *Adv. Energy Mater.* **13** 2301159
- [20] Mark A G, Palagi S, Qiu T, Fischer P 2016 *Proceedings of the 2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation* Stockholm, Sweden, May 16-21, 2016 p4951
- [21] Ren X, Shen J, Ghaedizadeh A, Tian H, Xie Y M 2016 *Smart Mater. Struct.* **25** 065012
- [22] Jang K I, Li K, Chung H U, Xu S, Jung H N, Yang Y, Kwak J W, Jung H H, Song J, Yang C 2017 *Nat. Commun.* **8** 15894
- [23] Bo R, Xu S, Yang Y, Zhang Y 2023 *Chem. Rev.* **123** 11137
- [24] Yao Y T, Cong L, Wang H T, Wang J 2024 *Acta Mater. Compos. Sin.* **41** 467 (in Chinese) [姚永涛, 丛琳, 王鸿涛, 王军 2024 *复合材料学报* **41** 467]
- [25] Ren X, Zhang X Y, Xie Y M 2019 *Chin. J. Theor. Appl. Mech.* **51** 656 (in Chinese) [任鑫, 张相玉, 谢亿民 2019 *力学学报* **51** 656]
- [26] Askari M, Hutchins D A, Thomas P J, Astolfi L, Watson R L, Abdi M, Ricci M, Laureti S, Nie L, Freear S 2020 *Addit. Manuf.* **36** 101562
- [27] Amjadi M, Pichitpajongkit A, Lee S, Ryu S, Park I 2014 *ACS Nano* **8** 5154
- [28] Hu N, Karube Y, Yan C, Masuda Z, Fukunaga H 2008 *Acta Mater.* **56** 2929
- [29] Simmons J G 1963 *J. Appl. Phys.* **34** 1793
- [30] Muth J T, Vogt D M, Truby R L, Mengüç Y, Kolesky D B, Wood R J, Lewis J A 2014 *Adv. Mater.* **26** 6307
- [31] Nie M, Ren X Y, Wen L, Han L, Wang J, Su S 2021 *Sens. Actuators A: Phys.* **318** 112515
- [32] Shen G L, Hu G K 1994 *Mechanics of Composite Materials* (Beijing: Tsinghua University Press) pp81 (in Chinese) [沈观林, 胡更开 1994 *复合材料力学* (北京: 清华大学出版社) 第 81 页]
- [33] Gibson L J, Ashby M F 1997 *Cellular Solids: Structure and Properties* 2nd ed (Cambridge: Cambridge University Press) pp98-103
- [34] Luo C, Han C Z, Zhang X Y, Zhang X G, Ren X, Xie Y M 2021 *Thin-Walled Struct.* **163** 107682
- [35] Wang Y, Wang L, Ma Z D, Wang T 2016 *Smart Mater. Struct.* **25** 035038
- [36] Iantaffi C, Bele E, McArthur D, Lee P D, Leung C L A 2023 *Mater. Des.* **233** 112207
- [37] Wang L, Chen M, Chen G, Luo T, Liu F 2023 *Compos. Struct.* **314** 116938
- [38] Amjadi M, Yoon Y J, Park I 2015 *Nanotech.* **26** 375501
- [39] Lim G, Lee N, Lim B 2016 *J. Mater. Chem. C* **4** 5642
- [40] Yarangalla S, Bhavitha K B 2025 *Bull. Mater. Sci.* **48** 29
- [41] Yue X, Yang J, Dong L, Wang X, Jing Y, Li W, Li X 2023 *New J. Chem.* **47** 11976

Highly Sensitive Flexible Strain Sensor Based on a Re-entrant Hexagonal Auxetic Tubular Structure

CAO Xiang ¹⁾ CHENG Zhenxuan ¹⁾ LUO Zihan ¹⁾ WEN Lei ¹⁾ [†]

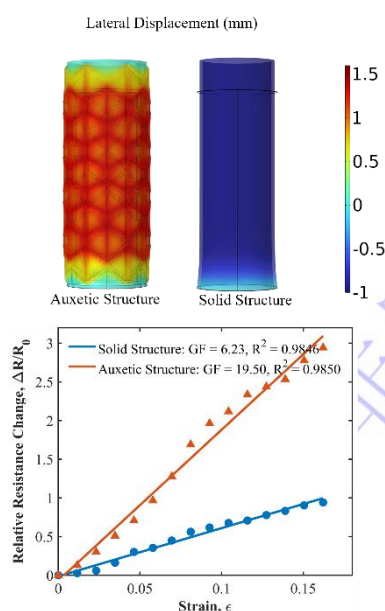
¹⁾ (College of Information Science and Technology / College of Artificial Intelligence, Nanjing

Forestry University, Nanjing 210037, China)

Abstract

Flexible tubular strain sensors are crucial for wearable electronics and soft robotics. However, traditional tubular strain sensors are limited by their intrinsic positive Poisson's ratio (radial contraction) during axial stretching, which densifies the conductive network and fundamentally restricts the enhancement of gauge factor (GF). To overcome this bottleneck, we propose a high-sensitivity tubular flexible strain sensor by integrating an auxetic re-entrant hexagonal skeleton with an Ecoflex-Carbon Nanotube (CNT) composite conductive layer. Finite element analysis (FEA) was employed to systematically investigate the structure-property relationships. The simulation results reveal that increasing the re-entrant angle and strut width effectively amplifies the local strain distribution, thereby enhancing sensitivity. Furthermore, a kinematic interference mechanism was identified: under a fixed tube diameter constraint, increasing the circumferential cell density causes the GF to initially rise and subsequently decline due to structural overlapping during deformation. Conversely, unconstrained structural expansion yields monotonic GF enhancements. Guided by these structural deformation mechanisms, an optimized sensor was fabricated (re-entrant angle 40°,

strut width 1.5 mm, 6-cell circumferential array). Electromechanical testing confirms that the auxetic skeleton successfully converts axial strain-induced radial contraction into radial expansion. The sensor also demonstrates outstanding cyclic repeatability over 5500 stretching cycles with negligible resistance drift, indicating reliable long-term stability. Within a practical sensing range of 0~15% strain, the optimized sensor exhibits excellent linearity ($R^2 = 0.9850$) and achieves a superior GF of 19.50. This represents a 3.13-fold improvement over a conventional hollow tube (GF = 6.23) without the auxetic framework. This study demonstrates that engineering auxetic metamaterials effectively transcends the intrinsic sensitivity limits of traditional elastomeric materials, providing a robust structural design strategy for high-performance tubular flexible sensors.



Keywords: Flexible strain sensor, Auxetic metamaterial, Negative Poisson's ratio, Tubular structure, Electromechanical enhancement

* Project supported by the Nanjing Forestry University Student Practice Innovation Training

Program(Project No.2025NFUSPITP01)

These authors contributed equally.

† Corresponding author.E-mail: wenlei@njfu.edu.cn

The first author.E-mail:18052285020@163.com

录用稿件，非最终出版稿