中国科学: 物理学 力学 天文学 2026 年 第 56 卷 第 11 期: 114620
SCIENTIA SINICA Physica, Mechanica & Astronomica physcn.scichina.com
《中国科学》杂志社 SCIENCE CHINA PRESS
论 文 超材料: 新型力-热功能设计专题

小泊松比新型囊体材料结构设计与力学性能研究

周金龙[1], 潘文成[1], 高晨彤[1], RODRIGUEZ-MORALES Jesus A.[2], 孙慧玉[1*]

1. 南京航空航天大学航空学院, 南京 210016
2. 同济大学航空航天与力学学院, 上海 200092
*联系人, E-mail: hysun@nuaa.edu.cn

收稿日期: 2025-12-06; 接受日期: 2026-02-13; 网络出版日期: 2026-07-08
国家自然科学基金(编号: 12372071)资助项目

摘要 为改善传统囊体材料在拉伸作用下横向收缩显著、变形协调性差等问题, 本文在典型聚酰胺/聚氨酯复合囊体材料的基础上, 引入超材料结构设计理念, 提出了一种具有低泊松比特性的新型囊体材料. 首先, 通过单轴拉伸试验获得典型囊体材料的应力-应变曲线及主要力学参数, 揭示其显著的各向异性与应变率敏感性. 随后, 基于余弦几何特征构建了超材料单胞理论模型, 并运用有限元软件Abaqus对其进行准静态拉伸仿真, 提取结构等效弹性模量和泊松比. 结果表明, 所设计的囊体超材料结构在保持弹性模量与传统囊体材料基本一致(约150 MPa)的前提下, 泊松比显著下降至约3.4×10^{-4}, 比典型囊体材料(泊松比约0.4)低3个数量级. 泊松比的显著降低有效减弱了横向收缩, 提高了囊体结构的变形协调性. 研究表明, 通过几何拓扑结构调控可实现囊体材料宏观力学性能的精准设计, 为高适应性、低横向变形的柔性气膜结构提供了新的理论基础与工程途径.

关键词 超材料结构, 囊体材料, 泊松比, 弹性模量, 有限元仿真

PACS: 62.20.Dc, 46.70.De, 46.25.-y, 81.05.Zx

1 引言

近年来, 随着充气膜结构[1]、柔性气囊及软体结构在航空、航天、建筑、医疗、软体机器人[2]等领域的广泛应用, 人们对囊体材料的力学性能与结构设计提出了更高要求. 同时, 软体机器人及柔性气动充气驱动结构正在成为研究热点, 其依赖轻量可变形材料与结构机制来实现复杂运动模式, 而这种材料与结构的力学建模与可控性对性能至关重要[3]. 传统囊体材料通常由高强度织物(如聚酰胺织物)与弹性薄膜(如聚氨酯膜、橡胶膜)复合而成, 其设计重点多放在气密性、耐疲劳性、制造便捷性和重量控制上[4]. 然而, 当囊体在使用过程中承受外载荷(如拉伸、压缩、膨胀等)时, 传统材料体系常表现出较高的泊松比, 导致其整体结构形变协调性差、气密性和形状稳定性不佳. 这对于飞艇、软体机器人、可变形气膜结构等需要高适形性和稳定性的应用有明显的局限性.

近年来, 基于结构力学设计的“超材料”思想为解决这一问题提供了潜在路径. 超材料通过内部几何拓扑结构设计, 而非仅仅依靠材料本身属性, 就能实现

引用格式: 周金龙, 潘文成, 高晨彤, 等. 小泊松比新型囊体材料结构设计与力学性能研究. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2026, 56: 114620
Zhou J L, Pan W C, Gao C T, et al. Structural design and mechanical performance of novel low-Poisson's-ratio airship envelope materials (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2026, 56: 114620, doi: 10.1360/SSPMA-2025-0613

© 2026《中国科学》杂志社

一些传统材料不具备的宏观力学性能，这种设计在理论与实验中已显示出多种可调力学性能[5]. 例如极低泊松比、负泊松比、可调节刚度、应变定向等[6–9]. 其中，一类可编程超材料可通过几何参数调节在正负泊松比之间切换，实现对变形行为的调控，这为可变形气动结构提供新的设计策略[10–12]. 特别是最近有研究针对可充气、可膨胀和柔性膜结构提出了可编程超材料膜结构，并探讨其在气动、结构适形及变形控制方面的潜力[13,14]. 此外，在材料设计中还存在零泊松比结构，这类结构在某些方向上几乎不存在横向应变响应，因而在复杂变形控制与敏感测量应用中具有优势[15]. 这些工作揭示了在不改变囊体材料组分及结构的情况下, 通过合理设计几何单胞, 可实现囊体材料结构宏观力学行为的解耦，从而大幅扩展传统囊体材料在工程领域的适用性. 需要指出的是，典型囊体材料通常由承力层与气密层复合构成, 其中承力层(如高强度织物或纤维增强结构)主要承担内压和外载荷引起的力学作用，而气密层通常由聚氨酯等柔性薄膜构成, 其厚度较小、弹性模量显著低于承力层，对整体刚度和变形模式的贡献有限. 因此，在囊体材料力学性能设计与优化中，承力层的结构形式和力学特性起决定性作用，而气密层更多起密封与环境隔离功能. 本文研究内容正是基于这一工程实际背景，聚焦于囊体材料承力层的结构力学设计，而不涉及气密层的具体构型设计.

然而，现有低泊松比或负泊松比超材料研究多集中于纯超材料板结构、折纸/剪纸结构、泡沫或格栅结构体系, 其研究对象通常为刚性或半刚性基体, 难以直接与传统柔性囊体材料在力学性能、气密性和工程适用性等层面进行等效对比. 此外, 这类结构在引入囊体材料体系时，往往伴随弹性模量显著降低或面内刚度衰减的问题，从而限制了其在承载型充气结构中的应用. 相比之下，针对低泊松比囊体材料这一工程需求，目前公开文献中关于在保持传统囊体材料弹性模量和承载能力基础上，通过几何结构设计实现泊松比跨数量级降低的研究仍较为有限.

基于此背景，本研究提出将超材料结构引入传统囊体材料体系，即在囊体材料的承力层嵌入特定的超材料几何单胞结构，使其在保持原材料弹性模量基础上，实现极低泊松比，从而显著改善囊体材料的形变协调性、气密性、适形稳定性与承载可靠性. 与以往研究多聚焦于纯超材料、折纸结构、网格结构、泡沫结构等不同, 本研究针对柔性-超材料囊体结构复合体系, 该新型结构结合已有研究成果, 可为未来囊体结构设计提供新的思路.

为了验证该设计思路，本研究首先对典型囊体材料进行了单轴静拉伸试验，获得其应力-应变响应曲线及关键力学性能参数; 随后, 基于试验结果构建超材料单胞理论模型，运用结构力学分析和完备椭圆积分函数推导得出其等效弹性模量和泊松比；最后，在有限元软件Abaqus中建立周期性单胞模型并施加周期性边界条件，通过静态拉伸仿真获取宏观应力、应变响应，提取名义应力-应变曲线与横向变形数据. 结果显示，超材料结构囊体材料在保持弹性模量不变的前提下, 实现了极低泊松比, 与理论推导结果基本一致, 验证了设计方案的可行性与有效性. 在此基础上, 对单胞尺寸参数进行了系统敏感性分析，结果表明囊体材料的等效泊松比不仅取决于几何拓扑形式，还受到关键尺寸参数的显著影响. 上述规律揭示了通过几何尺度调控可进一步实现泊松比的精细调节，为柔性-超材料囊体结构的可设计性提供了更丰富的调控自由度.

本研究不仅填补了柔性-超材料囊体结构复合体系工程化研究的空白，也为未来高适应性、低横向变形、气密稳定、可变形气膜结构(如可调节形状的飞艇、充气结构、软体机器人气囊等)的结构设计提供了新的思路与方法支持.

2　典型囊体材料拉伸试验

2.1　试验方案

试验采用微机控制的电子万能试验机，该设备的力学性能精度等级为0.5级，最大载荷5 kN，配备高精度力传感器和位移测量系统，可实现恒速拉伸模式下的精确控制. 试验过程中，载荷与位移数据由计算机自动采集并实时记录, 以确保试验数据的准确性.

研究所选用的典型囊体材料承力层采用聚酰胺平纹机织物制成, 具有优异的拉伸强度与织物稳定性; 内外保护层均由聚氨酯薄膜构成，整体材料呈柔性复合结构形式，是常用于飞艇及柔性容器的典型囊体材料体系. 拉伸试验依据国际标准ISO-1421[16]进行. 试样制备尺寸长300 mm、宽30 mm、厚0.25 mm，如图1所示. 为防止试样在夹持过程中出现局部应力集中及滑



图 1　囊体材料试样
Figure 1　Specimens of the envelope material.

移, 在试样两端粘贴加强片进行端部加固. 加强片采用铝材制成, 尺寸长50 mm、宽30 mm、厚0.3 mm, 并通过聚氨酯结构胶DP6330NS进行粘接固定, 保证加载过程中力的传递均匀可靠.

试验采用恒速拉伸方式, 加载速率分别设定为10, 20和50 mm/min, 通过环境温度箱以控制试验件温度, 环境温度分别设定为−5°C、25°C和40°C, 以考察不同加载速率和温度对拉伸力学性能的影响. 试验过程中实时记录载荷与位移数据, 用于后续应力-应变曲线的绘制与力学参数的提取.

2.2　试验结果分析

根据试验所得的原始数据, 对载荷与位移进行了处理, 计算得到相应的应力与应变值. 随后, 利用Origin软件对处理后的数据进行绘制与分析, 获得了典型囊体材料在不同拉伸速率下的应力-应变曲线, 如图2所示.

由图2可以看出, 无论经向或纬向材料, 其整体拉伸应力-应变曲线均呈现明显的非线性特征. 曲线初始阶段表现为近似线性增长, 材料处于弹性变形阶段; 随着应变增加, 曲线逐渐趋于非线性, 经向试样在三种加载速率下应力-应变曲线基本一致, 但随加载速率增大, 其极限强度略有提升, 断裂应变略有下降. 具体表现为在10 mm/min下, 材料的最大应力约为105 MPa, 断裂应变约为18%; 当加载速率提升至50 mm/min时, 极限应力上升至约135 MPa, 而断裂应变上升至约20%. 纬向试样的拉伸曲线变化趋势与经向相似, 但整体应力水平较低. 10 mm/min时的最大应力约为50 MPa, 断裂应变约为18%; 在50 mm/min时极限应力上升至约70 MPa, 断裂应变上升至约21%. 这一结果说明, 纬向纤维的织造密度较小, 载荷主要由聚氨酯基体及部分横向纤维承担, 因此整体强度较低, 但延展性更好. 随着加载速率提高, 聚氨酯基体的黏弹性效应增强, 纤维与基体之间的相对滑移受到抑制, 损伤演化过程被延后, 使材料在破坏前能够承受更大的整体变形, 因此断裂应变随加载速率提高而有所增加. 整体上, 经向方向的模量与强度明显高于纬向, 体现出材料典型的织物各向异性特征.

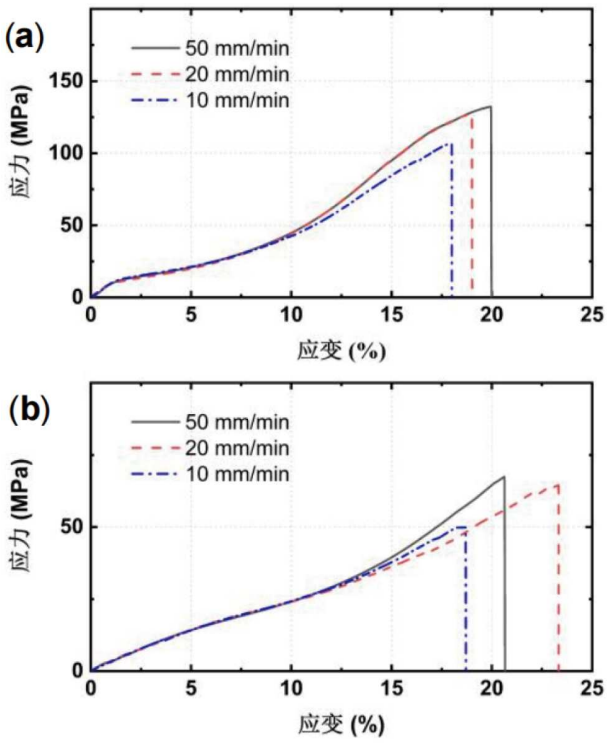


图 2　(网络版彩图)经向(a)和纬向(b)囊体材料在不同加载速率下的应力-应变曲线(25°C)
Figure 2　(Color online) Stress-strain curves of the envelope material in the warp (a) and weft (b) directions under different loading rates (25°C).

由图3可以看出, 温度对囊体材料的力学响应具有显著影响: 随着温度的升高, 材料的整体强度与刚度明显降低, 表现为应力水平减小和断裂应变增大; 而在低温(−5°C)下, 材料的抗拉强度显著提高, 但延展性相对减弱. 相比之下, 经向的应力水平整体高于纬向, 表明材料在经纬两个方向上存在一定的各向异性特征. 上述结果说明, 囊体材料的力学性能对温度变化高度敏感, 且经纬向的纤维排布对整体变形行为具有显著影响.

总体而言, 典型囊体材料呈现出各向异性、速率和温度依赖性和非线性变形等特征, 这些因素共同决

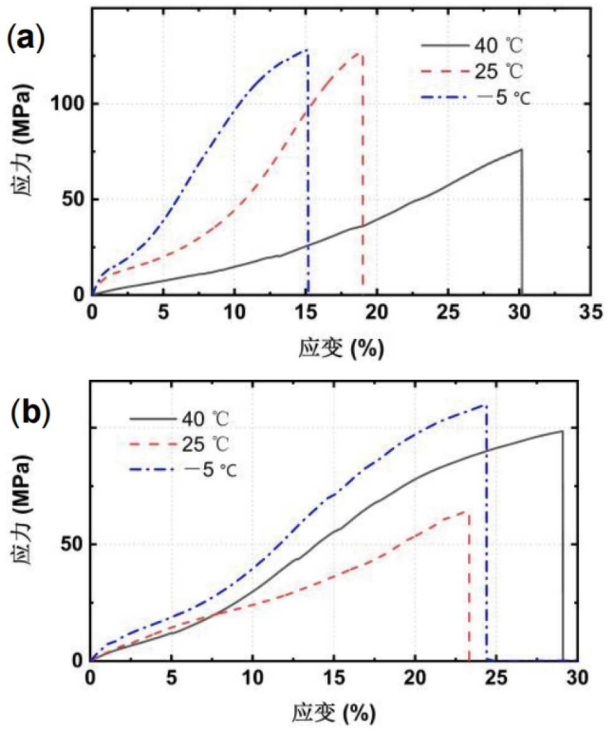


图 3　(网络版彩图)经向(a)和纬向(b)囊体材料在不同温度下的应力-应变曲线(20 mm/min)

Figure 3　(Color online) Stress-strain curves of the envelope material in the warp (a) and weft (b) directions under different temperatures (20 mm/min).

定了其在复杂载荷下的力学响应行为. 然而, 该类传统复合囊体材料的泊松比接近于常规弹性材料, 其横向变形受限, 结构适应性与形变调控能力存在不足.

3　基于典型囊体材料改进的超材料结构

针对典型囊体材料的结构变形受限问题, 将基于试验所得的典型囊体材料力学参数, 开展新型低泊松比囊体材料的设计研究. 通过构建具有特定几何拓扑的超材料结构模型, 并结合有限元仿真分析其在单轴拉伸下的应力-应变响应和泊松比变化规律, 从理论与数值层面验证其相较于传统囊体材料在形变协调性与力学性能方面的优势.

3.1　面内波纹余弦束超材料结构理论模型

图4为超材料结构的三维模型[17], 这里采用改进后的面内波纹余弦束超材料结构作为囊体材料的承力层, 该模型由余弦方向和铅垂方向的机构共同组成, 为了更好地将该结构运用于囊体材料中, 余弦方向的结构由聚酰胺纤维束组成, 铅垂方向的结构由聚氨酯组成, 从而可以在经向和纬向承受更大的载荷, 这样更符合囊体材料在实际工况中的受载情况.

单胞模型的几何参数如图5所示, 图中l是余弦纤维束在x轴方向上的波长, ul是垂直结构在y轴方向的长度, hl是余弦曲线在y轴方向的峰值, $l_v = vl$是单胞结构在z方向上的厚度, gl是y方向余弦曲线的峰值与垂直结构长度的差值, $r = tl/2$是余弦纤维束的截面半径.

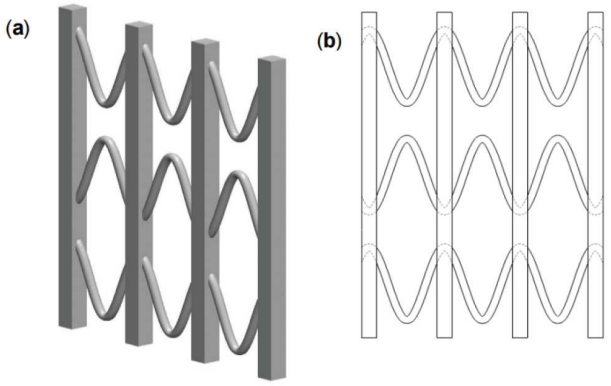


图 4　超材料结构三维模型的主视图(a)和正视图(b)

Figure 4　Oblique view (a) and front view (b) of the three-dimensional model of the metamaterial structure.

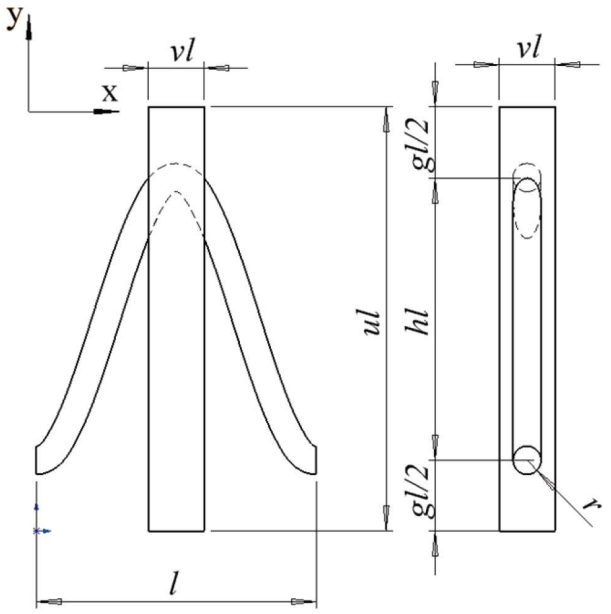


图 5　单胞模型的几何参数

Figure 5　Geometrical parameters of the unit cell model.

3.2　等效弹性模量

在建立超材料单胞等效弹性模量理论模型时，为保证解析推导的可行性并突出结构几何对宏观力学性能的主导作用，本文对模型进行了若干合理简化假设: (1) 余弦纤维束与垂直结构均处于小变形弹性范围内，忽略几何非线性效应; (2) 聚氨酯垂直结构在x方向上的变形相对于余弦纤维束较小，因此在等效弹性模量推导中可忽略其轴向贡献; (3) 余弦纤维束与聚氨酯结构之间的界面结合良好，不考虑界面脱黏与滑移; (4) 材料行为采用线弹性本构模型，不考虑黏弹性与损伤演化. 上述假设与本文研究所关注的准静态、小应变拉伸工况相匹配，在该工况下材料与结构均未进入显著非线性阶段，可有效反映结构几何拓扑对等效弹性模量的主导影响.

当超材料结构的单胞模型受x方向载荷时, 其受力形式如图6所示. 由于该超材料单胞由高模量聚酰胺纤维束与低模量聚氨酯竖直结构构成，二者在材料属性与受力方式上存在显著差异，其在整体力学响应中的贡献程度并不相同. 从结构力学角度分析，在x方向拉伸工况下，余弦方向的聚酰胺纤维束由于其连续波纹几何形态及较高的弹性模量，承担了主要的轴向载荷并主导了单胞的整体拉伸刚度; 而铅垂方向的聚氨酯结构主要承受剪切及次级弯曲变形, 其在x方向上的轴向变形分量较小，对整体拉伸刚度的直接贡献相对有限. 需要指出的是，这里并非完全忽略铅垂聚氨酯结构的变形，而是在理论建模中将其视为对主承载路径的次要修正项. 考虑到若在解析推导中同时精确引入两种材料构件的耦合变形，将显著增加模型复杂度并降低解析可解性，本文采用主导承载构件建模的思路，以余弦方向聚酰胺纤维束的变形作为等效弹性模量的主控机制. 因此计算该结构沿x方向的等效弹性模量时仅考虑余弦方向的聚酰胺纤维束的应力和等效应变. 该对称结构仅需取一半的结构来进行分析，如图7所示, 计算其等效应变可以通过半余弦纤维束在x方向上的位移δ_x得到.

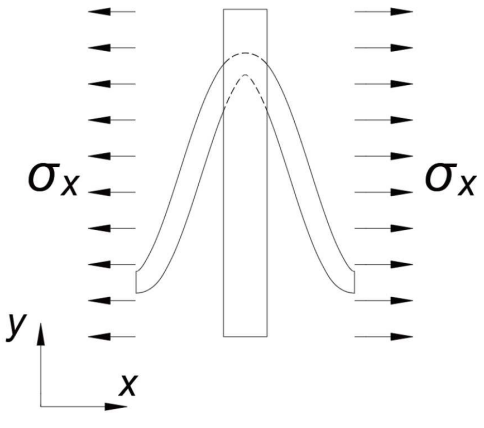


图 6　单胞模型沿x方向受载示意图
Figure 6　Schematic of the unit cell model under loading along the x-direction.

在图7(b)所示的坐标系中, 余弦曲线方程为

$$y=\frac{hl}{2}\left(1-\cos\left(\frac{2\pi x}{l}\right)\right). \tag{1}$$

根据结构对称性以及载荷F，由力矩平衡方程可以计算出力偶矩:

$$M_a=Fhl/2. \tag{2}$$

余弦束在距离原点x处的弯矩、轴力和剪力如下:

$$\begin{cases} M=Fy-Fhl/2, \\ P=F\cos\theta, \\ Q=F\sin\theta, \end{cases} \tag{3}$$

式中, θ是余弦曲线切线与x轴之间的夹角, 其余弦值和正弦值如下:

$$\begin{cases} \cos\theta=1/\sqrt{(\mathrm{d}y/\mathrm{d}x)^2+1}, \\ \sin\theta=(\mathrm{d}y/\mathrm{d}x)/\sqrt{(\mathrm{d}y/\mathrm{d}x)^2+1}. \end{cases} \tag{4}$$

根据卡氏第二定理[18]:

$$\delta_x=\int_s\frac{M}{E_1I}\frac{\partial M}{\partial F}\mathrm{d}s+\int_s\frac{P}{E_1A}\frac{\partial P}{\partial F}\mathrm{d}s+\int_s\frac{kQ}{GA}\frac{\partial Q}{\partial F}\mathrm{d}s, \tag{5}$$

式中, E_1是余弦纤维束材料的弹性模量, G是材料的剪切弹性模量，$I=\pi r^4/4$是余弦纤维的截面惯性矩，$A=\pi r^2$是余弦纤维束的截面面积，$\mathrm{d}s=\mathrm{d}x/\cos\theta$. $k=1.2$是圆截面梁的剪切应力形状系数[19].

在图7(a)中，可以计算出余弦纤维束右上端位移为

$$\delta_x=\frac{\lambda_E F}{\pi^3E_1t^3vl}, \tag{6}$$

式中,

$$\lambda_E=\Big((\pi^2(h^2+2k(v+1)t^2)-1)\mathrm{EllipticE}(\pi\sqrt{-h^2}) +(\pi^2(h^2-2k(v+1)t^2+t^2)+1)\mathrm{EllipticK}(\pi\sqrt{-h^2})\Big),$$

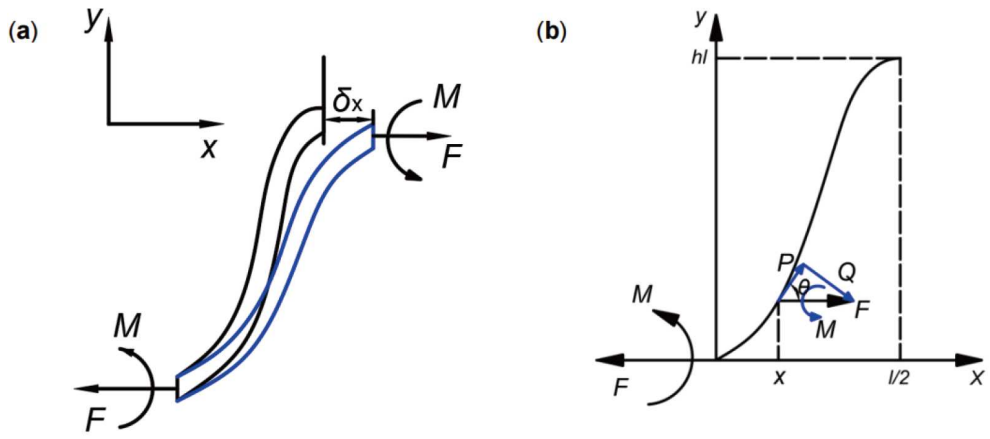


图 7　(网络版彩图)沿x方向受载的余弦纤维束的变形(a)和内力(b)
Figure 7　(Color online) Deformation (a) and internal forces (b) of the cosine fiber bundle loaded along the x-direction.

EllipticE是第一种完备椭圆积分函数, EllipticK是第二种完备椭圆积分函数[20].

等效应变和应力如下:

$$\begin{cases}\varepsilon_x = 2\delta_x/(v+1)l, \\ \sigma_x = F/uvl^3. \end{cases} \tag{7}$$

根据应力-应变的关系可以得到单胞模型在x方向的等效弹性模量为

$$\frac{E_x}{E_1} = \frac{\pi^3 t^3(2t+1)}{2\lambda_E(h+g)}. \tag{8}$$

3.3　泊松比

当结构在y轴方向受载时, 仅考虑垂直结构的变形, 其等效应力和应变如下:

$$\begin{cases}\sigma_y = 2F/(v+1)bl^2, \\ \varepsilon_y = 2F/E_2v^2l^3. \end{cases} \tag{9}$$

那么该单胞模型在y轴方向上的等效弹性模量为

$$\frac{E_y}{E_2} = \frac{v}{v+1}. \tag{10}$$

当结构沿y轴方向受载时, x轴方向的变形和应变为

$$\begin{cases}\delta_{yx} = -v\varepsilon_y l_v/2, \\ \varepsilon_{yx} = 2\delta_{yx}/(l_v+l). \end{cases} \tag{11}$$

因此可以计算出

$$v_{yx} = -\frac{\varepsilon_{yx}}{\varepsilon_y} = \frac{2t}{2t+1}v. \tag{12}$$

根据$v_{xy}E_y = v_{yx}E_x$, 可以得到

$$v_{xy} = \frac{\pi^3 t^3(2t+1)vE_1}{2\lambda_E(h+g)E_2}. \tag{13}$$

4　有限元仿真

利用Abaqus对超材料单胞结构进行准静态拉伸模拟, 以获取其沿x方向的等效弹性模量与泊松比. 研究对象包含两类结构: 余弦纤维束结构与垂直杆件结构, 均按照周期性单胞形式建立三维几何模型, 并假设余弦纤维束和垂直结构分别为线弹性横观各向同性体和各向同性体. 模型网格均采用三维缩减积分单元C3D8R, 其中余弦结构包含192个单元与441个节点, 垂直结构包含1008个单元与1480个节点, 网格密度经过敏感性分析以确保仿真精度.

为确保单胞在拉伸工况下能够合理表征面内无限周期结构的等效力学行为, 模型仅在x方向(加载方向)与y方向(面内横向)施加周期性边界条件.

考虑到该超材料单胞在z方向为有限厚度结构, 且实际囊体材料承力层在厚度方向并不满足无限周期假设, 因此z方向不施加周期性边界条件, 而采用一侧约束、一侧自由的边界形式, 以更真实地反映囊体材料的实际受力状态.

仿真采用静力学通用分析步, 并在弹性范围内施

加小变形位移. 通过提取端面总反力、位移场与应力应变场, 计算名义应力与名义应变, 并由其比值得到等效弹性模量; 横向应变根据结构外表面y和z方向位移变化求得, 从而计算结构泊松比v. 有限元模型在保持与理论分析一致的线弹性和小变形假设条件下, 对单胞真实三维几何进行了完整建模, 从数值角度验证了理论模型中忽略次要变形与界面效应的合理性. 通过理论与有限元结果的对比, 可以有效评估简化假设对计算精度的影响, 并为其适用范围提供支撑.

4.1　周期性边界条件

为了获取超材料结构单胞在x方向拉伸工况下的有效弹性模量与泊松比, 因此在Abaqus中对单胞模型施加周期性边界条件[21]. 周期性边界条件确保单胞在受载时其相对边界面产生一致的位移差, 从而使单胞在整体上表现为无限周期阵列的一部分. 单胞几何包含三对相对面: 沿x方向的左($x = 0$)和右($x = l$)面、沿y方向的前($y = 0$)和后($y = ul$)面、沿z方向的下($z = 0$)和上($z = vl$)面. 其中, 周期性边界条件通过点对点位移约束实现. 每对相对面的任一节点u^+与对应节点u^-之间的位移满足关系:

$$u^+ - u^- = E \cdot \Delta x, \tag{14}$$

式中, Δx为两相对节点的初始坐标差.

如表1所示, 仅在x与y方向施加周期性边界条件, 用以表征单胞在面内方向上的无限周期排布特性; 考虑到囊体材料承力层在z方向为有限厚度结构, 且实际工况下不满足无限周期假设, 因此在厚度方向未施加周期性边界条件, 而采用一侧约束、一侧自由的边界形式, 以确保有限元模型的物理合理性.

4.2　有限元仿真结果

单胞模型有限元仿真结果如图8和9所示.

表 1　单胞模型周期性边界条件施加方式

Table 1　Application method of periodic boundary conditions for the unit cell model

面的方向	相对面	周期性约束公式
x	$x = 0$与$x = l$	$u^+ - u^- = [\varepsilon_x\ 0\ 0]L_x$
y	$y = 0$与$y = ul$	$u^+ - u^- = [0\ 0\ 0]$
z	$z = 0$	u_z=0
	$z = vl$	自由边界

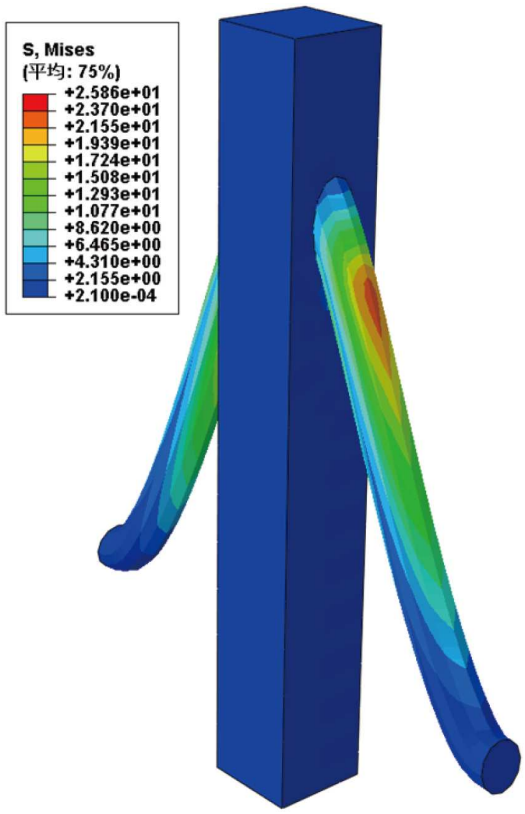


图 8　(网络版彩图)有限元仿真应力云图

Figure 8　(Color online) stress contour from finite element simulation.

为获得超材料结构的整体力学响应, 在模型的左右端面分别建立参考点, 并通过耦合约束将各端面与对应参考点相关联. 随后, 通过提取这两个参考点在拉伸过程中对应方向的应力与应变数据, 代替整体结构的平均应力与平均应变, 从而获得该超材料结构的等效应力-应变曲线如图10所示.

为更全面地揭示该超材料结构在整体尺度下的受力响应规律, 本文对由5×3单胞阵列构成的结构进行了有限元分析. 考虑到x轴方向的边界条件与单胞模型相同, 为避免重复, 此处仅展示整体结构的应力分布云图及沿y轴方向的应变分布云图, 结果见图11和12.

5　结果与分析

本文中的计算与仿真均在弹性范围内进行, 未考虑材料结构的非线性特征. 需要说明的是, 本文获得的极低泊松比特性来源于承力层中超材料几何单胞的

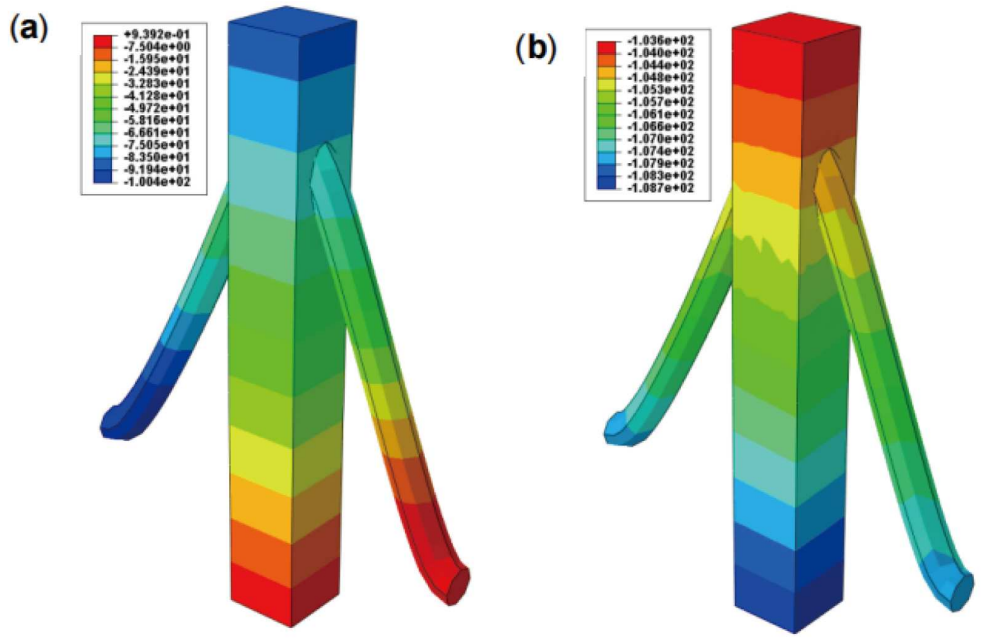


图 9　(网络版彩图) x轴(a)与y轴(b)方向有限元仿真应变云图
Figure 9　(Color online) Finite element simulation strain contour in the x-axis (a) and y-axis (b) directions.

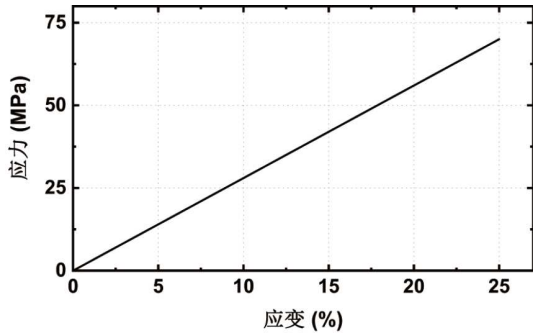


图 10　(网络版彩图)有限元仿真应力-应变曲线
Figure 10　(Color online) Stress-strain curve from finite element simulation.

结构变形机制. 由于气密层通常为连续薄膜, 其厚度远小于承力层结构尺度, 且弹性模量相对较低, 在承力层主导整体变形行为的情况下, 气密层将随承力层发生被动协调变形, 而不会显著改变承力层所决定的等效泊松比水平. 因此, 在不显著增加气密层厚度或刚度的前提下, 引入气密层并不会破坏本文所获得的低泊松比特性. 在理论与仿真模型中结构尺寸数值如下: 余弦纤维束的波长l = 2 mm, 峰值hl = l = 2 mm, y轴方向余弦曲线的峰值与垂直结构长度的差值gl = l/2 = 1 mm, 单胞结构在z方向上的厚度l_v = vl = 0.2l =

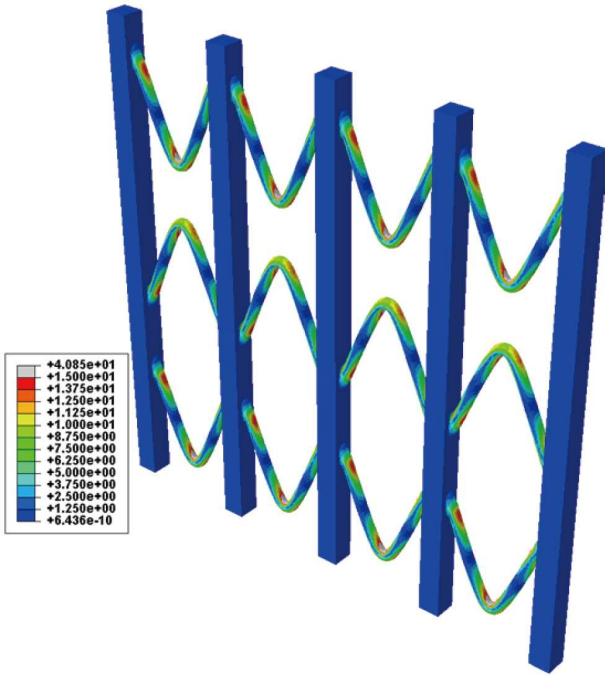


图 11　(网络版彩图) 5×3单胞结构应力云图
Figure 11　(Color online) Stress contour of the 5×3 unit cell structure.

0.4 mm, 垂直结构在y轴方向的长度ul = 3l/2 = 3 mm, 余弦纤维束的截面半径r = tl/2 = l/20 = 0.1 mm, 余弦纤

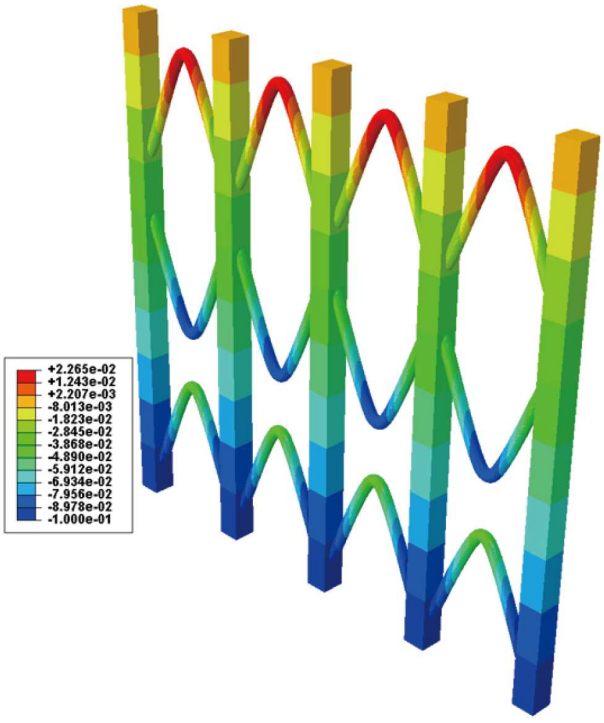


图 12　(网络版彩图) 5×3单胞结构y轴方向应变云图
Figure 12　(Color online) Strain contour of the 5×3 unit-cell structure along the y-axis.

维束的弹性模量[22]E_{11} = 850 MPa, E_{12} = 640 MPa, G_{12} = 117 MPa, 泊松比[23]ν_{12} = 0.385, ν_{23} = 0.381, 铅垂聚氨酯结构的弹性模量[24]E = 150 MPa, ν = 0.37. 根据理论模型式(13)可以计算出超材料结构的泊松比ν = 3.88×10^{-4}. 有限元仿真中, 由图9(a)和(b)可以得到沿x轴和y轴方向的变形Δ_x = 1 mm和Δ_y = 5.1×10^{-4} mm, 沿x轴和y轴方向的应变ε_x = Δ_x/l = 0.5, ε_y = Δ_y/ul = -1.7×10^{-4}, 沿x轴方向的泊松比ν = $-\varepsilon_y/\varepsilon_x$ = 3.4×10^{-4}. 可以计算出理论模型和有限元模型得到的泊松比绝对误差为0.48×10^{-4}, 远小于泊松比的数量级10^{-4}. 同样地, 可以计算出5×3单胞结构沿x轴方向的应变ε_{x1} = 0.119, 沿y轴方向的应变ε_{y1} = -4×10^{-5}, 从而得到该结构的泊松比ν_1 = 3.36×10^{-4}. 可以看出, 该超材料整体结构的泊松比与单胞模型有限元计算的结果基本相当. 综上结果表明, 理论模型与有限元仿真结果高度一致, 验证了超材料结构理论模型和有限元模型的准确性.

5.1　弹性模量对比

将有限元仿真得到的数据结果导出来, 再导入到Origin绘图软件中进行绘制, 从而得到静拉伸试验应力-应变曲线与仿真结果对比如图13所示, 可以看出所设计的囊体超材料结构与典型囊体材料的弹性模量基本一致.

为进一步突出所提出低泊松比囊体超材料结构相较于传统囊体材料的优势, 本文将两类材料在相同拉伸工况下的关键力学指标进行对比分析. 对比结果表明, 传统聚酰胺/聚氨酯复合囊体材料在单轴拉伸条件下的泊松比通常接近0.35–0.40, 拉伸过程中伴随明显横向收缩; 而本文提出的超材料囊体结构在等效弹性模量基本保持不变(约150 MPa)的情况下, 泊松比降低至10^{-4}数量级, 横向应变几乎可以忽略. 该结果说明, 通过几何拓扑调控可在不牺牲承载能力的前提下, 实现囊体材料横向变形行为的本质改善.

5.2　尺寸参数对泊松比的影响

根据所建立的有限元模型, 可以通过调整其几何尺寸计算出在不同尺寸下的泊松比, 泊松比随尺寸变化趋势如图14所示.

由图14结果可知, 超材料结构的等效泊松比受到结构几何参数与材料参数的综合影响. 随着横向尺寸因子h的增大, 泊松比整体呈明显下降趋势, 且当h > 1.5时趋于稳定, 说明横向几何尺度的增加会削弱结构单胞的横向耦合效应, 使得横向应变响应减弱. 这一规律和长度参数g保持一致, 表明h和g对泊松比的影响具有普适性. 另外, 余弦束横截面尺寸参数t对泊松比的提升作用最为显著. 由于泊松比与$t^3(2t+1)$成正比, 厚度的微小变化即可引起泊松比的显著增加, 反映出厚

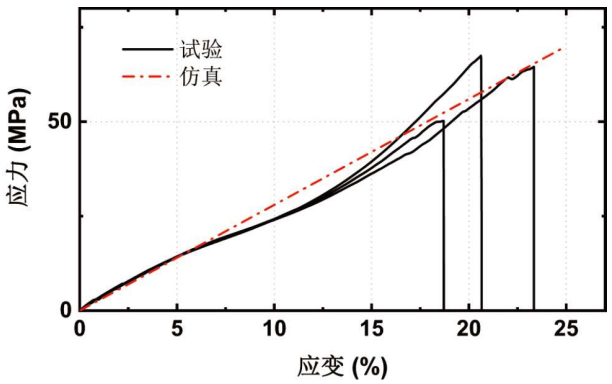


图 13　(网络版彩图)试验与仿真应力-应变曲线对比
Figure 13　(Color online) Comparison of experimental and simulated stress-strain curves.

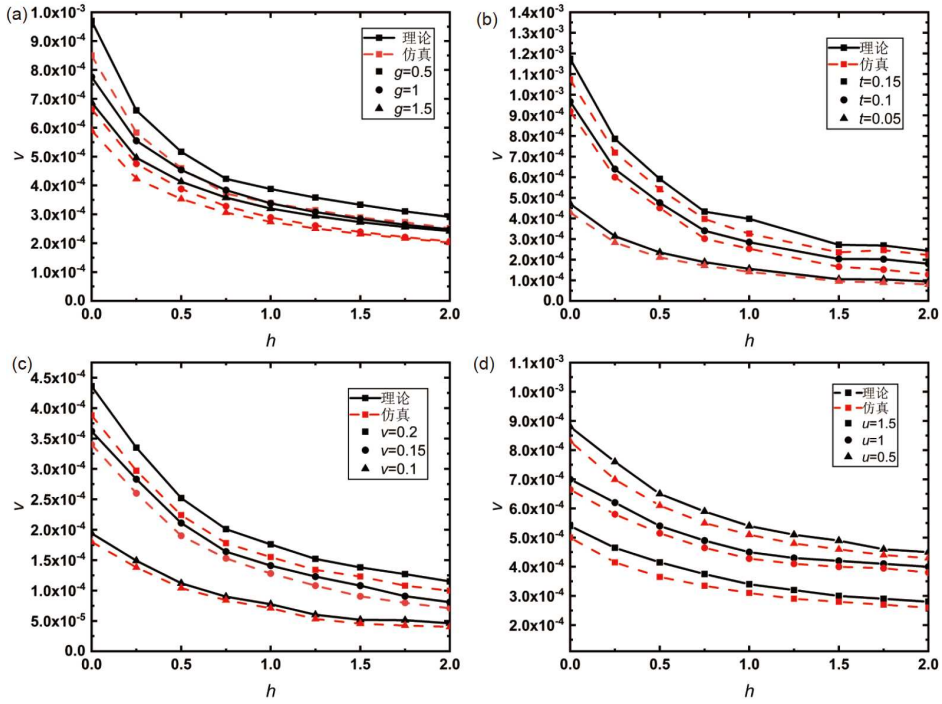


图 14　(网络版彩图)长度因数g (a), t (b), v (c)和u (d)对泊松比的影响

Figure 14　(Color online) Influence of the length factor g (a), t (b), v (c), and u (d) on Poisson's ratio.

度在调控结构各向异性与横向变形能力中的关键作用. 随着t增大, 单胞结构在受载时的弯曲与耦合效应增强, 从而导致横向应变增大, 泊松比随之提高. 以等效长度因数u为自变量, 囊体超材料的等效泊松比随u增大呈显著下降趋势, 并在较大u区域逐渐趋于稳定, 表明结构横向耦合效应随特征长度增大而减弱, 有限元结果与理论预测在变化趋势和数量级上保持良好一致性. 同样地, 厚度因数v对泊松比也具有正向影响, 其增大意味着余弦纤维束峰值相对垂直结构长度的差增大, 横向延展性增强, 因此整体泊松比升高.

值得注意的是, 理论模型与有限元仿真在泊松比预测上的高度一致性(相对误差小于15%且绝对误差远小于泊松比数量级)表明, 本文所采用的线弹性、小变形及忽略界面效应等简化假设并未对核心结论产生实质性影响. 其主要原因在于, 该超材料结构的泊松比特性由几何拓扑主导, 而非材料本构非线性主导, 因此在弹性阶段上述假设具有较高的适用性.

5.3　工程应用潜力与实际挑战分析

尽管本文主要从理论建模与有限元仿真的角度验证了低泊松比囊体超材料结构在力学性能调控方面的可行性, 但其工程应用价值同样值得深入探讨. 该类柔性-超材料复合囊体结构在多种实际工程场景中具有明确的潜在优势, 尤其适用于对形变协调性、气密稳定性和结构可控性要求较高的应用场合.

在航空与航天工程领域, 充气式飞艇、可展开空间结构及充气式减震与防护装置普遍依赖囊体材料承载内压与外载耦合作用. 传统囊体材料在充气或受拉过程中易产生明显横向收缩, 导致局部应力集中、几何失稳甚至气密性下降. 本文提出的极低泊松比囊体超材料结构在拉伸与膨胀过程中几乎不发生横向变形, 有助于保持囊体几何形状稳定, 从而降低膜面褶皱与局部失稳风险, 提高整体结构的服役可靠性.

在软体机器人与柔性气动驱动系统中, 驱动单元通常依赖内部气压变化实现弯曲、伸长或抓取等复杂运动模式. 低泊松比甚至近零泊松比结构能够有效抑制非期望方向的横向变形, 使驱动响应更加可预测, 从而提升软体机器人的运动精度与控制稳定性. 此外, 通过调节超材料单胞几何参数, 可在不改变基体材料的前提下实现不同泊松比区间的设计, 为软体驱动器的功能定制提供新的结构调控手段.

在建筑与工程防护领域, 充气膜结构常用于临时

建筑、可展开遮蔽结构及防爆缓冲系统. 低泊松比囊体材料在受拉或受压过程中能够保持结构尺寸一致性, 有利于提高整体结构的稳定性与抗扰动能力, 特别是在风载、冲击载荷或周期性内压变化条件下, 其优势更加明显.

尽管该结构在工程应用中具有良好前景, 但仍面临若干关键挑战. 首先, 超材料几何单胞的制造精度与尺度一致性对其宏观力学性能具有显著影响, 如何在大尺度囊体材料中实现高一致性、低成本的制造工艺仍需进一步研究. 其次, 本文研究主要基于小变形弹性假设, 尚未考虑大变形、疲劳、蠕变及气密老化等长期服役因素, 这些问题在实际工程中不可忽视. 最后, 超材料结构的引入可能对囊体材料的折叠、展开和封装工艺提出新的要求, 需要在结构设计阶段进行系统权衡.

6　结论

本文针对传统囊体材料在受拉过程中横向收缩显著、变形协调性差及气密稳定性不足等问题, 提出了一种基于几何拓扑调控理念的低泊松比囊体超材料结构. 通过将超材料单胞嵌入聚酰胺与聚氨酯复合囊体的承力层, 实现了材料宏观力学性能的精准调控. 单轴静拉伸试验揭示了典型囊体材料的各向异性与应变率敏感性, 为后续超材料结构设计提供了可靠的实验数据支撑. 基于此, 本文构建了改进型波纹余弦束单胞理论模型, 并结合有限元方法对其在准静态拉伸下的应力-应变特性进行了系统分析.

研究结果表明, 所设计的囊体超材料结构在拉伸方向上的等效弹性模量约为150 MPa, 与典型聚酰胺/聚氨酯复合囊体材料的实验测量值基本一致, 二者差异小于5%, 表明引入超材料几何单胞并未削弱材料的轴向承载能力. 与此同时, 其泊松比显著下降至3.4×10^{-4}, 较传统复合囊体材料(泊松比约0.4)降低了3个数量级. 这一结果意味着该结构在拉伸作用下几乎不产生横向收缩, 显著改善了囊体的形变协调性与结构稳定性, 这一特性对于降低囊体结构在服役过程中的横向约束应力、改善气密稳定性以及提升大变形工况下的结构可靠性具有直接工程意义. 有限元仿真与理论计算结果高度一致(绝对误差0.48×10^{-4}), 验证了所提几何结构模型的合理性与可行性. 这种刚度保持不变而泊松比显著降低的设计优势, 突破了传统材料体系中弹性模量与泊松比耦合的限制, 体现出几何拓扑调控在柔性结构设计中的独特优势. 进一步基于尺寸参数敏感性分析可知, 囊体超材料的等效泊松比不仅受几何拓扑特征影响, 也随关键结构尺寸呈系统性变化规律: 横向尺寸因子h及长度偏移参数g的增大均会削弱单胞横向耦合效应, 使泊松比逐渐下降并在$h>1.5$后趋于稳定, 且泊松比变化幅度小于5%; 而余弦束横截面厚度t与厚度因数v对泊松比具有显著提升作用. 因此可以通过合理匹配这几个尺寸与材料参数, 实现新型囊体材料泊松比的精确可控与性能优化, 为柔性囊体结构的设计提供理论依据.

与已有研究相比, 本文的创新点在于首次将超材料结构思想系统引入囊体材料体系, 提出柔性-超材料复合囊体设计方案. 在囊体材料承力层中通过周期性几何构型实现极低泊松比, 使材料在保持轻质柔韧的同时具备优异的结构可控性, 为柔性气膜结构、软体机器人气囊和可变形飞艇囊体等领域提供新的设计思路. 从工程应用角度看, 与传统囊体材料相比, 本文提出的低泊松比囊体超材料在拉伸与膨胀工况下可显著降低横向尺寸变化, 有助于提升囊体结构的形变协调性和整体稳定性; 与已有低泊松比或负泊松比超材料结构相比, 该结构更适用于柔性承载体系, 兼顾力学性能与工程可实施性. 因此, 本研究在低泊松比囊体材料设计领域形成了对传统材料体系和现有超材料研究的有效补充. 本文提出的超材料结构适合作为囊体材料的承力层, 与传统聚氨酯等连续薄膜气密层通过覆膜、涂覆或热压复合等成熟工艺相结合, 可在保证整体密闭性的同时, 实现低横向变形与高形变协调性. 由于该结构主要通过几何拓扑调控而非增加材料用量来实现性能优化, 其质量增加可控制在较低水平, 具备轻量化优势. 但同时也需要指出, 该结构在实际工程应用中仍需进一步考虑制造精度、界面黏结可靠性以及大尺度铺展工艺等问题, 这些因素将在后续研究中进一步开展. 通过理论分析、数值仿真与实验验证, 证明了利用几何拓扑调控显著降低囊体材料泊松比的可行性与有效性. 未来可进一步结合多尺度结构优化与智能响应材料设计, 探索此类低泊松比囊体超材料在复杂载荷、多场耦合及动态环境下的力学响应与工程应用潜力, 为高性能柔性结构研发提供理论基础与技术支持.

参考文献

1 Wei W Z, Chang H B, Sun Y Y, et al. A review of indoor thermal environment and optimization of inflatable membrane structures (in Chinese). Build Energy Efficiency, 2025, 53: 156–163 [魏文哲, 常寒冰, 孙育英, 等. 充气膜结构室内热环境研究综述. 建筑节能, 2025, 53: 156–163]

2 Bliah O, Hegde C, Tan J M R, et al. Fabrication of soft robotics by additive manufacturing: From materials to applications. Chem Rev, 2025, 125: 7275–7320

3 Simatos O, Tsintzira K, Chatziathanasiou G M, et al. A unified framework for soft inflatable fabric actuators. Sci Rep, 2025, 15: 41629

4 Guan Q H, Sun J, Liu Y J, et al. Status of and trends in soft pneumatic robotics. Sci Sin Tech, 2020, 50: 897–934

5 Ren X, Das R, Tran P, et al. Auxetic metamaterials and structures: A review. Smart Mater Struct, 2018, 27: 023001

6 Nguy n H, Fangueiro R, Ferreira F, et al. Auxetic materials and structures for potential defense applications: An overview and recent developments. Textile Res J, 2023, 93: 5268–5306

7 He S, Wu M, Lebée A, et al. MatAIRials: Isotropic inflatable metamaterials for freeform surface design. Comput Graph Forum, 2025, 44: e70190

8 Siniauskaya V, Wang H, Liu Y, et al. A review on the auxetic mechanical metamaterials and their applications in the field of applied engineering. Front Mater, 2024, 11: 1–24

9 Kolken H M A, Zadpoor A A. Auxetic mechanical metamaterials. RSC Adv, 2017, 7: 5111–5129

10 Gao Y, Kang X, Li B. Programmable mechanical metamaterials with tunable Poisson's ratio and morphable stiffness. Compos Part B-Eng, 2025, 292: 112089

11 Lim T C. Auxetic metamaterial inspired by the seesaw motion. J Mech, 2024, 40: 368–376

12 Li Y. A review on porous structure negative Poisson's ratio metamaterials. J Eng Res Rep, 2025, 27: 189–204

13 Pamulaparthi Venkata S, Balbi V, Destrade M, et al. Designing necks and wrinkles in inflated auxetic membranes. Int J Mech Sci, 2024, 268: 109031

14 Venkata S P, Balbi V, Destrade M, et al. Programmable wrinkling for functionally-graded auxetic circular membranes. Extreme Mech Lett, 2023, 63: 102045

15 Huang X, Bu T, Zheng Q, et al. Flexible sensors with zero Poisson's ratio. Natl Sci Rev, 2024, 11: nwae027

16 International Organization for Standardization. Rubber or plastics coated fabrics—Determination of tensile strength and elongation at break. ISO 1421:2016, 2016

17 Liu W, Li H, Zhang J. Elastic properties of a cellular structure with in-plane corrugated cosine beams. Compos Struct, 2017, 180: 251–262

18 Kabe A M, Sako B H. Models and model adjustments. In: Kabe A M, Sako B H, eds. Structural Dynamics: Fundamentals and Advanced Applications. Cambridge: Academic Press, 2020. 1–74

19 Timoshenko S P, Gere J M, Cusens A R, et al. Mechanics of Materials. SI ed. New York: Van Nostrand Reinhold, 1973

20 Aslanov V S. Mathematical mechanical preliminaries. In: Rigid Body Dynamics for Space Applications. Cambridge: Butterworth-Heinemann, 2017. 1–24

21 Ross N L. Lattice vibration and mineral stability. In: Price G D, Ross N L, eds. The Stability of Minerals. Dordrecht: Springer, 1992. 132–171

22 Bazbouz M B, Stylios G K. The tensile properties of electrospun nylon 6 single nanofibers. J Polym Sci B Polym Phys, 2010, 48: 1719–1731

23 Kurkin E, Spirina M, Espinosa Barcenas O U, et al. Calibration of the PA6 short-fiber reinforced material model for 10% to 30% carbon mass fraction mechanical characteristic prediction. Polymers, 2022, 14: 1781

24 Daniel M H, Olly D, John H, et al. Characterisation of thermoplastic polyurethane (TPU) for additive manufacturing. In: Proceedings of the Tagungsband zum 14 Symposium der Sektion Sportinformatik und Sporttechnologie der Deutschen Vereinigung für Sportwissenschaft (dvs). Chemnitz, 2022. 109–114

Structural design and mechanical performance of novel low-Poisson's-ratio airship envelope materials

ZHOU JinLong[1], PAN WenCheng[1], GAO ChenTong[1], RODRIGUEZ-MORALES Jesus A.[2] & SUN HuiYu[1*]

[1] *College of Aerospace Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China*
[2] *School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China*
**Corresponding author (email: hysun@nuaa.edu.cn)*

To address the issues of pronounced lateral contraction and poor deformation compatibility in conventional airship envelope materials under tensile loading, this study introduces a novel airship envelope material with a low-Poisson's-ratio feature by applying metamaterial structural design concepts to typical polyamide/polyurethane composite airship envelope materials. First, uniaxial quasi-static tensile tests were conducted to obtain stress-strain curves and key mechanical parameters of the typical airship envelope material, revealing its significant anisotropy and strain-rate sensitivity. Subsequently, a metamaterial unit-cell theoretical model based on cosine-shaped geometrical features was constructed, and quasi-static tensile simulations were performed using the finite element software Abaqus to extract the equivalent elastic modulus and Poisson's ratio of the structure. The results show that the proposed envelope metamaterial structure maintains an elastic modulus comparable to that of the conventional airship envelope materials (approximately 150 MPa), and the Poisson's ratio is drastically reduced to about 3.4×10^{-4}, three orders of magnitude lower than that of typical composite airship envelope materials (Poisson's ratio $\approx$ 0.4). This remarkable reduction in Poisson's ratio effectively mitigates lateral contraction and enhances deformation compatibility. The study demonstrates that geometric and topological tailoring enables precise control of the macroscopic mechanical properties of airship envelope materials, providing a new theoretical foundation and engineering pathway for flexible inflatable structures requiring high adaptability and minimal lateral deformation.

metamaterial structure, airship envelope materials, Poisson's ratio, elastic modulus, finite element simulation

PACS: 62.20.Dc, 46.70.De, 46.25.-y, 81.05.Zx

doi: 10.1360/SSPMA-2025-0613