

引用格式: 叶文林, 朱珏, 黄栩浩. 负泊松比复合材料层合板结构的设计、制备与力学响应研究进展[J]. 航空材料学报, 2026, 46(10): 1-15.

YE Wenlin, ZHU Jue, HUANG Xuhao. Research progress on design, fabrication, and mechanical response of auxetic composite laminated plate structures[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2026, 46(10): 1-15.

负泊松比复合材料层合板结构的设计、 制备与力学响应研究进展

叶文林¹, 朱珏^{1,2,3}, 黄栩浩^{1,2,3*}

(1. 宁波大学 力学与工程科学学院, 浙江 宁波 315211; 2. 压力容器与管道安全浙江省工程研究中心, 浙江 宁波 315211; 3. 冲击与安全工程教育部重点实验室, 浙江 宁波 315211)

摘要: 随着航空航天、防护结构及交通运输等领域对轻量化、高损伤容限结构需求的日益增长, 负泊松比(auxetic)效应为复合材料层合板的功能化设计提供了创新范式。区别于依赖微结构胞元几何变形的传统负泊松比材料, 复合材料层合板可通过调控材料各向异性、铺层构型、增强相梯度分布及层间耦合机制, 实现面内或面外的等效负泊松比效应。本文系统综述负泊松比复合材料层合板在预测设计、实验制备及力学响应分析领域的最新进展。首先, 阐述了经典层合板理论、三维弹性常数模型、多尺度有限元均匀化方法, 以及基于层合参数、极表示法与智能优化算法的铺层设计方法, 并总结了对应的实验制备及全场应变表征技术。随后, 重点剖析了负泊松比效应对关键力学响应的耦合调控机制: 在动力学行为中, 负泊松比效应与刚度重构、剪切变形及几何非线性深度耦合; 在屈曲与热屈曲行为中, 其增稳效应高度依赖于边界约束、载荷形式及横向-面内力转换机制; 在冲击动力学中, 面外负泊松比倾向于提升局部接触刚度与抗压陷性能, 而面内负泊松比则侧重于对应力场分布与损伤扩展路径的调控。最后, 本文针对多目标铺层优化、负泊松比效应与刚度参数的机制解耦以及向复杂工程板壳结构迁移等发展方向进行了展望, 旨在为高性能多功能复合材料层合板的工程应用提供理论指导。

关键词: 复合材料层合板结构; 负泊松比效应; 构型设计与制备; 力学响应调控

doi: 10.11868/j.issn.1005-5053.2026.000127

CSTR: 32420.14.j.issn.1005-5053.2026.000127

中图分类号: V258⁺.5

文献标识码: A

文章编号: 1005-5053(2026)10-0001-15

Research progress on design, fabrication, and mechanical response of auxetic composite laminated plate structures

YE Wenlin¹, ZHU Jue^{1,2,3}, HUANG Xuhao^{1,2,3*}

(1. School of Mechanics and Engineering Science, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China; 2. Zhejiang Provincial Engineering Research Center for the Safety of Pressure Vessel and Pipeline, Ningbo 315211, Zhejiang, China; 3. Key Laboratory of Impact and Safety Engineering, Ministry of Education, Ningbo 315211, Zhejiang, China)

Abstract: The increasing demand for lightweight structures with high damage tolerance in aerospace, protective systems, and transportation has driven the development of advanced composite laminated plates. The negative Poisson's ratio effect, commonly referred to as the auxetic effect, offers a promising avenue for functional design. Unlike conventional auxetic materials that rely on geometric deformation of microstructural unit cells, composite laminated plates can achieve equivalent in-plane or out-of-plane negative Poisson's ratio effects through material anisotropy, layup configuration, reinforcement distribution, and interlaminar coupling. This paper reviews recent advances in the design, fabrication, and mechanical response of auxetic composite laminated plates. Predictive design methods are first summarized, including classical laminate theory, three-dimensional elastic constant models, multiscale finite element homogenization, lamination parameters, polar representation, and intelligent optimization

algorithms. Experimental fabrication techniques and full-field strain measurement methods are then discussed. The coupling mechanisms between the auxetic effect and key mechanical responses are subsequently analyzed. In dynamic behavior, the auxetic effect alters the stiffness characteristics of laminated structures and couples with shear deformation and geometric nonlinearity. In buckling and thermal buckling behavior, its stabilizing influence is strongly dependent on boundary conditions, loading configurations, and the interplay between transverse deformation and in-plane forces. In impact response, the out-of-plane negative Poisson's ratio is more closely associated with local contact stiffness and indentation resistance, whereas the in-plane negative Poisson's ratio primarily affects stress redistribution and damage propagation. The review demonstrates that the mechanical advantages of auxetic composite laminated plates are not dominated solely by the Poisson's ratio; they are governed by the synergistic effects of layup design, stiffness coupling, reinforcement distribution, boundary conditions, and loading modes. Future research should emphasize multi-objective layup optimization, decoupling auxetic effects from stiffness parameters, and extending current design methodologies to complex engineering plate and shell structures. This review serves as a valuable reference for the design and application of high-performance multifunctional composite laminated plates.

Key words: laminated composite plate structure; auxetic effect; structural design and fabrication; mechanical response regulation

随着航空航天、交通运输、风电叶片、防护结构等领域对轻量化、高承载和多功能结构需求的不断提高,复合材料结构在工程装备中的应用日益广泛。纤维增强复合材料因具有高比强度、高比刚度、耐腐蚀和可设计性强等优点,已成为轻量化承载结构的重要材料体系^[1-3]。其中,复合材料层合板是最基本、最常见的结构形式之一,可通过改变纤维角度、铺层顺序和层合方式实现刚度、强度和变形特性的定向调控^[4]。然而,常规复合材料层合板仍存在一定局限,例如厚度方向性能较弱、层间损伤敏感、低速冲击下易产生基体开裂和分层损伤^[5-7],并且在压缩、热载荷和动力载荷作用下可能发生屈曲失稳、后屈曲大变形和复杂振动响应^[8]。因此,如何在保持复合材料轻质高强优势的同时,进一步改善其抗冲击、抗压陷和稳定性性能,是复合材料结构设计的重要问题。

负泊松比材料为复合材料结构性能调控提供了新的思路^[9]。与常规正泊松比材料不同,负泊松比材料在单向拉伸时横向膨胀、在单向压缩时横向收缩,因而通常表现出较好的变形协调能力,在抗压陷、抗剪切、抗冲击、能量吸收等方面展现出潜在应用优势^[10]。目前,负泊松比效应已被用于多种材料和结构设计中,包括内凹蜂窝^[11-12]、手性结构^[13-14]、旋转单元^[15-16]、点阵结构^[17-18]、多孔泡沫^[9]、复合材料层合结构^[19]等。其中,蜂窝、点阵等结构型负泊松比材料主要依赖孔隙胞元的旋转、展开或重构产生宏观负泊松比,在缓冲吸能、防护和轻量化结构中具有重要应用价值。

然而,对于航空航天蒙皮、承载壁板、翼面、壳体等连续板壳构件而言,使用依赖孔隙或胞元几何变

形实现负泊松比的结构仍存在一定限制^[20-21]。结构型负泊松比材料的力学性能通常与胞元尺寸、拓扑构型、相对密度和制造精度密切相关,在作为连续承载板件使用时,还需要考虑表面连续性、环境密封、局部压陷、缺陷敏感性、尺度化制造等问题^[22]。因此,除蜂窝、点阵等结构型路径外,发展不依赖空心胞元的负泊松比复合材料层合板具有重要研究意义。

复合材料层合结构本身具有显著的各向异性和结构可设计性,为实现负泊松比提供了另一条有效途径。通过调控单层材料参数、铺层角度、铺层顺序、对称性、平衡性和层间耦合关系,传统纤维增强层合板可在面内方向或厚度方向表现出等效负泊松比。与此同时,随着碳纳米管、石墨烯等相继问世以及功能梯度设计方法的发展,功能梯度碳纳米管增强复合材料(functionally graded carbon nanotube-reinforced composite, FG-CNTRC)、功能梯度石墨烯增强金属基复合材料(functionally graded graphene-reinforced metal matrix composite, FG-GRMMC)和混杂复合材料层合板也用于负泊松比构型设计,其负泊松比行为不仅与铺层角有关,还受到增强相体积分数、厚度方向分布模式和材料温度相关性能的影响。

随着研究的深入,负泊松比复合材料层合板的关注重点已由“如何获得负泊松比”逐渐扩展到“负泊松比如何影响结构力学响应”。由于层合板的等效负泊松比通常伴随拉伸刚度、弯曲刚度、剪切刚度、弯扭耦合和层间应力状态的变化,其结构性能需要结合铺层构型、材料体系、增强相分布、边界条件和载荷环境综合分析。本文聚焦负泊松比复合材料层合板,重点讨论由材料各向异性、

铺层设计、增强相分布和层间耦合诱导的等效负泊松比行为,并从预测模型、设计与实验制备、结构力学响应等方面系统梳理相关研究进展,进一步分析其在振动、屈曲、热屈曲和低速冲击等问题中的影响机制与发展方向。

1 负泊松比层合板结构预测模型研究

负泊松比复合材料层合板的预测模型主要用于建立单层材料参数、铺层角度、铺层比例及层合板等效泊松比之间的关系,是开展负泊松比铺层设计和结构力学响应分析的基础。经典层合板理论通过单层正交各向异性材料刚度矩阵的坐标变换,将不同铺层角度和材料各向异性引入层合板的拉伸刚度矩阵 A 、拉伸-弯曲耦合刚度矩阵 B 和弯曲刚度矩阵 D 中,从而为等效工程常数预测提供基本理论框架。基于包含拉伸-弯曲耦合效应的常规层合板全刚度矩阵,面内等效泊松比 ν_{12}° 可表示为各子矩阵行列式的比值形式^[23],见式(1):

$$\nu_{12}^\circ = \frac{A_{16}(A_{26}A_{33} - A_{23}A_{36}) + A_{13}(A_{23}A_{66} - A_{26}A_{36}) + A_{12}(A_{36}^2 - A_{33}A_{66})}{A_{26}^2A_{33} - 2A_{23}A_{26}A_{36} + A_{23}^2A_{66} + A_{22}(A_{36}^2 - A_{33}A_{66})} \quad (1)$$

式中: ν_{12}° 为对称层合板的面内等效泊松比; A_{ij} 为拉伸刚度矩阵 A 中的刚度系数; 由于对称层合板的拉伸-弯曲耦合矩阵 $B=0$, 该式仅由拉伸刚度系数表示。

面内负泊松比的预测实质上是分析铺层角度、铺层比例及单层材料弹性参数如何改变层合板拉伸刚度矩阵中的耦合项。需要指出的是,面内等效泊松比主要受拉伸刚度矩阵控制,在铺层角度和厚度比例相同的情况下,单纯改变对称层合板的铺层顺序通常不会改变面内等效泊松比,但会影响弯曲刚度及弯曲相关响应。与面内等效泊松比不同,面外泊松比涉及厚度方向应变与面内应力之间的耦合关系,仅依靠经典二维层合板理论难以完整描述,因此需要引入三维等效工程常数模型。

早期对负泊松比层合板的研究,一方面集中于经典层合板理论框架揭示面内负泊松比的可设计性,另一方面也开始关注面外负泊松比的解析预测。Herakovich^[24]的工作较早对面外负泊松比进行了系统解析预测。该研究将二维层合理论与三维各向异性本构关系结合,分析角铺层石墨/环氧层合板的面外等效泊松比,指出面外泊松比随铺层角显著变化,并可由正值转变为负值;其中 $[\pm 25]_S$ 石墨/环氧层合板的面外泊松比可达到约-0.21。随着对铺层耦合效应与等效泊松比可设计性认识的加

$$\nu_{12}^\circ = - \frac{\begin{vmatrix} A_{1-2} & B_{1-0} \\ B_{0-2} & D \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} A_{1-1} & B_{1-0} \\ B_{0-1} & D \end{vmatrix}} \quad (1)$$

式中: ν_{12}° 为层合板 1 方向受拉时 2 方向的面内等效泊松比。1 与 2 方向分别为纤维纵向与横向(下同); A 、 B 和 D 分别为层合板拉伸刚度矩阵、拉伸-弯曲耦合刚度矩阵和弯曲刚度矩阵; 带有下标 p - q 的矩阵表示相应矩阵删去第 p 行、第 q 列后形成的子矩阵,其中下标 0 表示对应方向不删行或不删列。例如, A_{1-1} 、 A_{1-2} 、 B_{0-2} 和 B_{1-0} 分别表示矩阵 A 删除第 1 行第 1 列、矩阵 A 删除第 1 行第 2 列、矩阵 B 保留全部行并删除第 2 列、矩阵 B 删除第 1 行并保留全部列后得到的子矩阵。

对于实际工程中常用的对称层合板,由于拉伸-弯曲耦合矩阵 $B=0$,面内载荷不再引起由拉伸-弯曲耦合导致的整体弯曲响应。此时,拉伸工况下, A 、 B 、 D 矩阵表达式可退化为仅含拉伸刚度系数 A_{ij} 的显式代数形式,见式(2):

深, Miki 等^[25]基于层合板理论与优化方法,系统研究了层合纤维复合材料中泊松比超出常规范围(大于 1 或小于 0)的特殊行为。研究表明,通过合理的铺层构型设计,可以主动调控层合板的等效泊松比。这些早期研究表明,负泊松比并非仅是特定角铺层下的异常力学现象,而是可以通过理论计算和优化方法进行预测与设计的等效工程参数。

对于面外负泊松比预测,三维等效弹性常数模型是经典二维层合板理论的重要补充。经典二维层合板理论主要基于平面应力假设,其面内刚度矩阵可用于描述面内等效泊松比,但不包含厚度方向应变与面内应力之间的完整耦合关系。因此, ν_{13} 与 ν_{23} 等面外泊松比通常需要结合三维各向异性本构关系、三维等效刚度矩阵或等效弹性常数模型进行预测。Chou 等^[26]从层状介质等效理论出发,基于界面应力和位移连续条件建立了层状材料的三维等效弹性常数模型。Gibson^[27]则针对复合材料层合板面外弹性常数预测问题,基于单层弹性常数和由层合板理论得到的面内等效常数,建立了 ν_{13} 、 ν_{23} 、 E_3 、 G_{13} 和 G_{23} 等面外弹性常数的显式关系,并指出耦合应力会显著影响面外泊松比和面外模量预测。这类研究为面外负泊松比预测提供了三维等效弹性常数基础。

在三维本构模型扩展研究中,一般非对称铺层

层合板的厚度方向面外等效泊松比可由拉伸、耦合与弯曲刚度子矩阵的行列式组合给出^[28]:

$$\nu_{13}^{\circ} = -\frac{\begin{vmatrix} A_{13} & B_{6-1} \\ B_{5-3} & D \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} A_{5-1} & B_{6-1} \\ B_{5-1} & D \end{vmatrix}}, \nu_{23}^{\circ} = -\frac{\begin{vmatrix} A_{23} & B_{6-2} \\ B_{5-3} & D \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} A_{5-2} & B_{6-2} \\ B_{5-2} & D \end{vmatrix}} \quad (3)$$

式中: ν_{13}° 和 ν_{23}° 分别为层合板 1-3 方向和 2-3 方向的面外等效泊松比。

当结构满足中面几何对称且耦合刚度 $B_{ij} = 0$ 时, 面外等效泊松比公式可进一步精简。在拉伸情况下则可用拉伸刚度系数 A_{ij} 表示对称层合板面外等效泊松比显式预测模型, 即^[28]:

$$\nu_{13}^{\circ} = \frac{A_{16}(A_{22}A_{36} - A_{23}A_{26}) + A_{13}(A_{26}^2 - A_{22}A_{66}) + A_{12}(A_{23}A_{66} - A_{26}A_{36})}{A_{26}^2A_{33} - 2A_{23}A_{26}A_{36} + A_{23}^2A_{66} + A_{22}(A_{26}^2 - A_{33}A_{66})} \quad (4)$$

$$\nu_{23}^{\circ} = \frac{A_{16}^2A_{23} - A_{16}(A_{12}A_{36} + A_{13}A_{26}) + A_{12}A_{13}A_{66} - A_{11}(A_{23}A_{66} - A_{26}A_{36})}{A_{16}^2A_{33} - 2A_{13}A_{16}A_{36} + A_{13}^2A_{66} + A_{11}(A_{26}^2 - A_{33}A_{66})} \quad (5)$$

反对称铺设层合结构等效面外泊松比可表示为^[28]:

$$\nu_{13}^{\circ} = \frac{(A_{22}B_{16} - A_{12}B_{26})B_{36} + A_{13}(B_{26}^2 - A_{22}D_{66}) + A_{23}(A_{12}D_{66} - B_{16}B_{26})}{A_{22}B_{36}^2 - 2A_{23}B_{26}B_{36} + A_{23}^2D_{66} + A_{33}(B_{26}^2 - A_{22}D_{66})} \quad (6)$$

$$\nu_{23}^{\circ} = \frac{(A_{11}B_{26} - A_{12}B_{16})B_{36} + A_{23}(B_{26}^2 - A_{11}D_{66}) + A_{13}(A_{12}D_{66} - B_{16}B_{26})}{A_{11}B_{36}^2 - 2A_{13}B_{16}B_{36} + A_{13}^2D_{66} + A_{33}(B_{26}^2 - A_{11}D_{66})} \quad (7)$$

基于上述反对称铺设层合结构的面外等效泊松比理论模型, 相关研究进一步将该模型拓展到功能梯度纳米增强复合材料层合结构中。以反对称铺设的 FG-CNTRC 为例, 其面外等效泊松比 ν_{13} 不仅受铺层角度控制, 还受到碳纳米管增强相梯度分布模式的影响。如图 1(a) 所示, 在 $[\pm\theta_1/\pm\theta_2/\pm\theta_1]$ 铺层构型下, 随着内部铺层角 θ_2 的变化, ν_{13} 呈现明显的非线性演化规律, 并在 θ_2 约为 20° 时达到较大的负值。图 1(b) 中不同梯度分布模式 (如 UD、FG-V、FG-A、FG-X 和 FG-O) 也会改变 ν_{13} 的幅值和负值区间^[29]。该结果表明, 反对称铺设构型与增强相梯度分布的协同作用能够进一步拓宽层合结构面外负泊松比的调控空间。

在完成给定铺层等效泊松比的正向预测之后,

研究重点逐步转向“给定目标泊松比反求铺层构型”的反向设计。Miki 等^[25]较早基于层合板理论、非线性规划和启发式方法, 寻找一般对称层合板中最大、零值和最小泊松比对应的铺层构型, 表明泊松比可作为目标工程常数进行主动设计。随后, 相关研究进一步发展了面向指定工程常数的程序化铺层设计方法, 为负泊松比层合板的设计、匹配和制造提供了计算基础^[30-31]。

层合参数方法与基于张量不变量的极参数表征方法是实现设计空间连续化的经典工具。这类方法能够将离散铺层构型转化为连续设计空间或各向异性不变量表示, 从而为层合板弹性性能优化提供有效工具。例如, Wang 等^[32]采用膜层合参数描述负泊松比包络, 在层合参数可行域内分析泊松

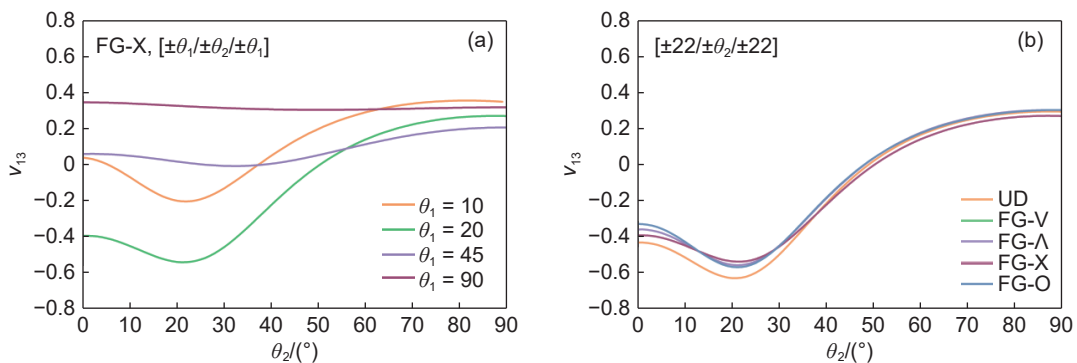


图 1 铺层角度与 CNT 梯度分布模式对反对称 FG-CNTRC 层合结构面外等效泊松比 ν_{13} 的影响^[29] (a) FG-X 分布下 θ_1 和 θ_2 的影响; (b) $[\pm 22/\pm\theta_2/\pm 22]$ 铺层下不同 CNT 分布模式的影响 (已获得授权)

Fig. 1 Effects of ply angles and CNT gradient distribution patterns on the out-of-plane effective Poisson's ratio ν_{13} of antisymmetric FG-CNTRC laminated structures^[29] (a) effects of θ_1 and θ_2 under FG-X distribution; (b) effects of different CNT distribution patterns for the $[\pm 22/\pm\theta_2/\pm 22]$ layout (reproduced with permission)

比等值线,并结合粒子群算法反求目标层合参数对应的铺层构型。Vannucci 等^[33-34]则基于极参数表征方法,从各向异性不变量及无量纲极参数角度表征正交各向异性层合板的面内泊松比,并在给定单向铺层材料、正交且拉伸-弯曲解耦的假设下,研究最低负泊松比设计和负泊松比方向域最大化两个优化问题。

在组合优化求解方面,Kogiso 等^[35]较早将遗传算法引入复合材料层合板优化设计;针对泊松比设计问题,曹俊等^[36]采用遗传算法开展特殊泊松比层合板设计,并分别对最大泊松比和最大负泊松比层合板进行了优化计算。随着算法体系的不断丰富,粒子群算法等群体智能策略以及机器学习反向设计方法也被用于目标构型搜索、设计变量优化和可行域拓展,进一步扩大了负泊松比层合板的设计空间。例如,为了讨论负泊松比对结构力学响应的影响,Wu 等^[23]结合三维等效工程常数预测模型与遗传算法,在保证其他等效工程常数接近的情况下,设计出正泊松比(positive Poisson's ratio, PPR)和负泊松比(negative Poisson's ratio, NPR)层合结构以便对比分析,在其设计的对照构型中,负泊松比构型与正泊松比构型在多个有效工程常数上保持相近,而目标泊松比由正值转为负值,为后续结构响应对比提供了基础。

数值建模和多尺度均匀化方法进一步弥补了经典层合理论在材料参数影响、非线性和微观应力预测方面的不足。Harkati 等^[37-38]通过数值程序分析了纤维类型、铺层角、树脂类型和纤维体积分数对复合材料层合板面外负泊松比的影响,说明面外 NPR 对单层材料各向异性和材料组成具有较强敏感性。在此基础上,多尺度均匀化研究进一步将纤维、基体及织物细观结构纳入分析,表明面外负泊松比不仅与铺层角有关,还与基体黏塑性、纤维/基体细观结构和层间应力演化密切相关^[39-40]。

随着预测模型应用范围的扩展,功能梯度纳米增强复合材料和混杂层合材料为负泊松比层合板提供了更多设计变量。相关研究已将传统纤维增强层合板扩展到 FG-CNTRC 层合板、FG-GRMMC 层合板、纤维增强复合材料/碳纳米管增强复合材料(fiber-reinforced composite/carbon nanotube-reinforced composite, FRC/CNTRC)混杂层合板以及 CNTRC/金属混杂层合板等体系^[29, 41-43]。与传统纤维增强层合板相比,这类模型中的负泊松比不仅受铺层角和铺层顺序控制,还受到增强相体积分数、厚度方向分布模式、温度相关材料性能以及不

同增强层堆叠方式的影响。不过,现有研究多集中于理论建模和数值分析,实际制备、负泊松比实测和结构性能实验验证仍相对有限。

总体来看,负泊松比复合材料层合板的预测模型已形成从经典层合板理论、三维等效弹性常数模型到优化设计、有限元分析和多尺度均匀化方法的多层次体系。其中,经典层合板理论为面内等效泊松比预测提供基础;三维等效弹性常数模型用于描述面外泊松比及相关面外弹性参数;层合参数方法、极参数表征方法和优化算法可用于刻画负泊松比可行域并反求铺层构型;有限元和多尺度均匀化方法则进一步拓展到非线性、层间应力和微观机制分析;功能梯度与混杂材料模型则扩大了负泊松比层合板的材料设计空间。需要指出的是,预测模型虽然能够给出负泊松比铺层,但负泊松比通常伴随拉伸刚度、弯曲刚度、弯扭耦合和面外弹性常数同步变化。因此,在已有研究中,负泊松比层合板的力学响应往往并非由泊松比单一参数决定,而是由等效刚度矩阵、边界约束和铺层耦合共同控制。

2 负泊松比层合结构实验制备技术与实现

在明确预测模型后,如何将理论铺层构型转化为实体层合板并通过实验验证其等效负泊松比,是负泊松比复合材料层合板研究的重要环节。由于该类层合板主要依靠连续纤维增强层的各向异性、铺层角度和层间变形协调产生负泊松比,其试样制备通常涵盖了成熟的传统复合材料工艺如真空袋压成型^[44]、热压罐固化^[45],以及能够实现复杂空间拓扑结构的先进连续纤维 3D 打印制造技术^[46]等。现有实验研究主要集中于碳纤维/环氧、玻纤/环氧及碳/玻混杂层合板^[30, 47-48],相关代表性制备工作见表 1^[30, 47, 49-54]。

在材料体系与实验设计方面,碳纤维增强环氧树脂复合材料(carbon fiber-reinforced polymer, CFRP)层合板因单层板各向异性强、铺层角变化对等效柔度矩阵影响显著,成为较早且较常用于实验验证负泊松比效应的材料体系。随着研究深入,实验设计的重点逐渐从“能否实现负泊松比”拓展到“如何构造严谨的可比对照组”。为了更准确评估负泊松比对断裂、压痕、冲击等结构性能的真实贡献,需要设计并制备在刚度、厚度或质量上与负泊松比层合板相匹配的正泊松比对照组。在此背景下,玻璃纤维增强环氧树脂复合材料以及碳纤维/玻璃纤维混杂增强环氧树脂复合材料被引入实

表 1 负泊松比复合材料层合板实验制备代表性工作
Table 1 Representative works on the experimental fabrication of negative-Poisson's-ratio composite laminates

Author	Year	Material system	Fabrication method	NPR type	Layup angle/(°)	Negative Poisson's ratio
Zhang, et al ^[49]	1998	G/E ^a	—	IP ^d	[20/70] _s	$\nu_{12} \approx -0.050$
Evans, et al ^[30]	2004	C/E ^b	VB ^f	IP ^d	[0/15/75/15] _s	$\nu_{12} = -0.13 \pm 0.01$
Donoghue, et al ^[50]	2009	C/E prepreg	VB ^f	IP ^d	[0/15/75/15] _s	$\nu_{12} = -0.14$ $\nu_{21} = -0.06$
Coenen, et al ^[51]	2011	C/E prepreg	VB ^f	OP ^e	[±30] _{6s}	$\nu_{13} = -0.156$
Oikawa, et al ^[52]	2019	C/E prepreg	PL ^g	OP ^e	[±30] ₂₄	$\nu_{31} \approx -0.2 - 0.8$
Veloso, et al ^[47]	2025	C/E; C-G/E ^c	HL+HP ^h	IP ^d	C/E: [14/64] _{4s} C-G/E: [15/69] _{4s}	$\nu_{12} = -0.3328 \pm 0.0241$ $\nu_{12} = -0.1793 \pm 0.0383$
Hosseini-Toudeshky, et al ^[53]	2026	G/E; C/E; C-G/E	VARTM ⁱ	IP ^d	C/E: [10/70/10] C-G/E: [10/80/10/70] _s ^k	Mean $\nu_{12} = -0.3807$ Mean $\nu_{12} = -0.1595$
Tarafdar, et al ^[54]	2025	C/E prepreg	VB+AC ^j	IP/OP	IP: [15/65/15/65/15] OP: [25/-25/25/-25/25] and [20/-30/25/-30/20]	$\nu_{12} = -0.400 \pm 0.014$ $\nu_{13} = -0.33$

Note: G/E^a is glass fiber/epoxy; C/E^b is carbon fiber/epoxy; C-G/E^c is carbon-glass hybrid/epoxy. IP^d is in-plane negative Poisson's ratio; OP^e is out-of-plane negative Poisson's ratio. VB^f is vacuum bagging; PL^g is prepreg layup; HL+HP^h is hand layup plus hot pressing; VARTMⁱ is vacuum-assisted resin transfer molding; VB+AC^j is vacuum bagging plus autoclave curing. ^k denotes that in the hybrid layup, the material-layer sequence is C/C/G/C/C/G/C/C, where C and G denote carbon-fiber and glass-fiber layers, respectively. For rows with multiple material systems or NPR values, layups and NPR values correspond to the listed material systems in order.

验研究。虽然玻璃纤维增强环氧树脂复合材料的各向异性相对较弱,单独实现显著负泊松比较为困难,但通过碳/玻混杂铺层设计,可在调控面内泊松比的同时调整纵向模量和强度,从而为结构力学响应对比提供更合适的实验对象^[30, 47, 53-54]。

在实验表征与测量技术方面,精确获取局部和全场变形是确认负泊松比制备效果的关键。对于面内负泊松比,非平衡或偏轴角铺层在拉伸过程中可能因拉-剪耦合产生面内扭曲和非均匀应变场,传统单点应变片测量难以充分反映真实变形。因此,数字图像相关技术(digital image correlation, DIC)等非接触式全场应变测量方法被广泛采用。DIC 不仅能识别局部变形特征,还可提取加载过程中的全场应变数据,用于计算等效泊松比及其演化规律^[53]。对于面外负泊松比,由于板厚方向变形量较小,早期研究多依赖超声速度法反演弹性常数;近年来,基于 3D 数字扫描的图像测量方法也被用于拉伸过程中的厚度变化测量,提高了面外负泊松比表征的直观性和可信度^[52]。

在新型材料体系拓展方面,FG-CNTRC、FG-GRMMC 等新型体系也被引入负泊松比层合板设计^[29, 41, 43, 55-59]。这类增强相和功能梯度分布为层合板提供了更大的材料参数调控空间。然而,受工程化制备难度、尺度效应以及增强相分散质量控制

等因素限制,目前相关研究仍主要集中在理论建模和数值分析层面,实际制备、实测验证及结构性能评估仍有待进一步深化。

总体来看,负泊松比复合材料层合板已形成“铺层设计—常规工艺制备—先进表征验证”的基本路线。现有实验结果表明,常规连续纤维复合材料可通过合理铺层获得面内或面外负泊松比,先进光学与声学测量手段也为其提供了较可靠的数据支撑。但自由边效应、铺层偏差、残余应力、材料非线性以及对对照组刚度匹配等问题仍需重点关注^[60]。

3 负泊松比效应对结构力学响应的调控机制

3.1 振动特性与动力学响应

负泊松比复合材料层合板的振动响应并不是泊松比单一参数变化的结果,而是铺层构型、材料各向异性、增强相分布、横向剪切变形和几何非线性共同作用的体现。与均质负泊松比板相比,层合板中的负泊松比通常由铺层角度、铺层比例和层间变形协调诱导产生,因此其固有频率、模态特征和非线性频幅关系往往同时受到拉伸刚度、弯曲刚度、膜-弯耦合和剪切刚度的影响^[29, 41]。

在理论建模方面,现有研究多以高阶剪切变形

理论^[61]、von Kármán 几何非线性^[62]和 Hamilton 原理为基础建立控制方程,并结合 Galerkin 法^[63]、摄动法^[29, 41-42, 59]或四阶 Runge-Kutta 等数值积分方法^[41, 63]求解自由振动、非线性振动和瞬态动力响应。对于厚板或厚层合板,横向剪切变形和转动惯量的处理尤为重要。Lim^[64]基于 Mindlin 一阶剪切变形理论研究了各向同性负泊松比厚板的振动特性,发现相较于采用可变剪切修正系数并计入转动惯量的模型,采用常数剪切修正系数或忽略转动惯量会高估固有频率,两种简化同时采用时偏差更为明显。因此,在负泊松比层合板振动分析中,应结合所采用的理论模型,合理考虑横向剪切变形和转动惯量的影响。

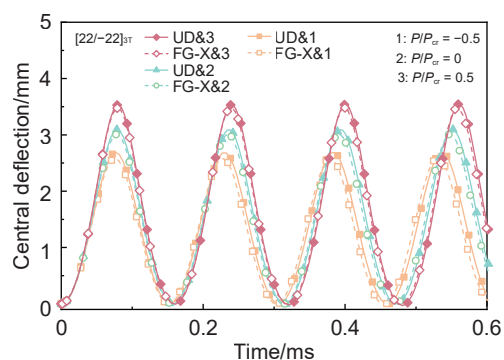
铺层诱导的各向异性是调控负泊松比层合板振动行为的核心因素。铺层角不仅决定负泊松比出现的方向和强度,还会同步改变弯曲刚度矩阵及拉弯耦合效应,从而导致具有相似泊松比数值的层合板仍可能表现出不同的振动响应。Yang 等^[29]关于温度相关 FG-CNTRC 层合板的研究表明,不同角铺层可分别诱导不同方向的面外负泊松比,并显著改变线性频率和非线性频幅关系。因此,在讨论负泊松比对振动的影响时,应将其理解为铺层刚度重构后的综合效应,而不是独立于刚度矩阵之外的单一材料常数效应。

增强相沿厚度方向的梯度分布进一步拓展了负泊松比层合板动力学性能的设计空间。相关研究表明,对于 FG-CNTRC、FG-GRMMC 和石墨烯增强负泊松比层合板,增强相分布模式会改变结构的刚度与质量分布特征,从而影响固有频率、中心挠度及非线性动力响应;但不同梯度模式的优劣并不具有普适性,而是受到铺层角度、边界或基础约束、温度场、载荷形式及屈曲前后状态等因素的共同影响^[63, 65]。尤其是 Fan 等^[59]对 FG-GRMMC 负泊松比层合板屈曲前后振动特性的研究表明,屈曲前较优的增强相分布模式在后屈曲阶段未必仍保持优势,频率响应可能随温度变化和膜拉伸效应增强而发生转变。由此可见,增强相梯度分布对动力学性能的调控需要结合具体力学状态和服役条件进行判断。

温度场、弹性地基及初始应力状态等服役条件进一步影响负泊松比层合板的动力响应。相关研究表明,在混杂 CNTRC/金属和 FRC/CNTRC 负泊松比层合板中,温度、地基刚度与碳纳米管(carbon nanotube, CNT)分布并非独立起作用,而是与负泊松比构型共同调控结构的振动和弯曲行为;相比正

泊松比层合板,负泊松比构型对外部条件变化通常更为敏感,同时,温度升高对非线性频率的影响并不总是单调的,其结果取决于材料软化、热应力和几何非线性之间的耦合关系^[41-42]。

在瞬态动力响应和强迫振动分析中,负泊松比效应主要通过改变层合板的等效刚度、弯曲-拉伸耦合特征及非线性变形过程,进而影响中心挠度和时程响应。针对负泊松比 FG-CNTRC 板的突加载荷响应研究表明,CNT 分布、温度场、弹性地基刚度和初始边缘载荷均会显著影响动力挠度,其中初始受拉状态有利于抑制最大挠度,而初始受压状态会放大挠度响应,如图 2^[63]所示。对混杂 FRC/CNTRC 负泊松比层合板的强迫振动研究表明,在相同载荷幅值下,阶跃、三角、正弦和指数等不同载荷时程会引起不同的动力响应,其中阶跃载荷更容易产生较大的强迫振动挠度^[41, 63]。因此,负泊松比层合板的动力响应评价不应仅依据材料或铺层参数,还需结合初始边缘载荷、地基约束和实际载荷时程综合分析。



The effective out-of-plane Poisson's ratios (ν_{13}) for the UD and FG-X distributions at 300 K are -0.63 and -0.54 , respectively. P denotes the initial edge load, and P_{cr} denotes the critical load of the plate. Labels 1, 2, and 3 correspond to initial tension, zero initial edge load, and initial compression, respectively.

图2 不同初始边缘载荷下负泊松比 FG-CNTRC 层合板的中心挠度-时间响应^[63](已获得授权)

Fig. 2 Central deflection-time responses of negative-Poisson's-ratio FG-CNTRC laminated plates under different initial edge loads^[63] (reproduced with permission)

除平板结构外,负泊松比复合材料梁、圆柱壳和双曲率浅壳等非平板结构的动力学研究也表明,负泊松比效应会受到结构几何形态、铺层构型、增强相分布及外部环境因素的共同调节。对于梁结构,负泊松比构型可能降低等效刚度、增强能量吸收能力,并改变非线性振动及混沌响应的出现条件^[66-67]。对于圆柱壳和双曲率浅壳,曲率、温度场、边界约束、弹性地基和初始缺陷等因素会进一

步影响结构的固有频率、大幅值振动和非线性动力响应^[55, 68]。这些研究虽然部分对象已超出传统平板层合板范畴,但是为理解负泊松比在曲面复合材料结构中的动力学作用提供了有益补充。

综上,负泊松比对复合材料层合板振动和动力响应的影响具有明显的构型依赖性和工况依赖性。其作用并不表现为单纯提高或降低固有频率,而是通过铺层刚度重构、剪切变形调节、增强相梯度分布、温度场和几何非线性共同改变结构的动力响应路径。后续研究仍需进一步区分泊松比效应、铺层刚度变化和增强相分布效应的相对贡献,并加强传统连续纤维负泊松比层合板的实验振动验证。

3.2 屈曲、后屈曲与热稳定性分析

屈曲稳定性是评价负泊松比复合材料层合板结构性能的重要方面。与常规正泊松比层合板相比,负泊松比层合板在受压时具有横向收缩趋势,在受拉时具有横向膨胀趋势。当非加载边存在面内约束时,这种横向变形趋势会受到限制,并表现为约束诱导的横向面内力,从而改变预屈曲应力状态、临界屈曲载荷和后屈曲平衡路径^[32, 69]。

在单轴压缩屈曲问题中,负泊松比的增稳作用主要来自横向约束引起的面内力状态改变。对于常规正泊松比板,轴向压缩会诱导横向膨胀趋势;若非加载边受到面内约束,则相当于引入横向面内压缩作用,从而不利于屈曲稳定。相反,负泊松比板在轴向压缩下倾向于横向收缩,横向约束可等效为有利的横向面内拉伸作用,从而提高临界屈曲载荷。Wang等^[32]基于层合参数的分析结果如图3所示。可以看出,当非加载边无面内平移约束($\alpha=0$)时,泊松比对屈曲载荷无影响;但当存在面内平移约束($\alpha>0$)时,负泊松比板的横向收缩受到限制,

从而产生横向拉力,形成轴向受压、横向受拉的双轴受力状态,提高临界压缩屈曲载荷。此外,Shen等^[43]针对FG-GRMMC层合板的后屈曲研究进一步表明,横向约束有助于提高屈曲载荷和后屈曲强度。这说明,负泊松比对稳定性的贡献不仅体现在临界屈曲载荷的提高,也会延续到后屈曲平衡路径和压缩后的承载能力中。

值得注意的是,层合板中的负泊松比通常由铺层构型调控获得,而铺层改变往往会同时引起弯曲刚度矩阵及弯扭耦合特性的变化。相关复合材料加筋板屈曲与后屈曲综述也表明,几何参数、铺层顺序以及材料和几何非线性均会影响结构屈曲性能和后屈曲行为,并使屈曲/后屈曲失效模式及载荷预测具有一定复杂性^[70]。因此,在评价负泊松比对屈曲稳定性的影响时,为了区分“负泊松比效应本身”和“铺层刚度变化”对临界屈曲载荷的贡献,Lin等^[69]基于均质单斜板等效方法,将负泊松比效应与弯曲刚度矩阵变化进行解耦,表明负泊松比对屈曲稳定性的影响不能完全归因于铺层刚度的变化,其在一定边界条件和几何参数下仍具有提高层合结构临界屈曲载荷的作用。

当研究视野扩展至复杂服役环境与复杂几何构型时,负泊松比的增稳机制依然适用,但会与更多物理效应发生深度耦合。在热屈曲与热后屈曲问题中,温度升高会引起材料热-力学性能变化,并在受约束层合板中产生热内力和热弯矩;此时,负泊松比诱导的面内力变化会与热膨胀各向异性共同作用,从而改变热屈曲温度和热后屈曲路径。Shen等^[57]对温度相关FG-GRMMC层合板的研究表明,面内负泊松比、石墨烯体积分、功能梯度分布以及弹性地基刚度会共同影响结构的热稳定性响应。

对于厚板、异质板以及复杂几何和边界约束条件下的板件,负泊松比效应还会受到三维弹性效应、剪切变形和弹性地基约束的进一步调节。相关研究分别采用三维弹性理论、有限元方法以及基于一阶剪切变形理论的微分求积法,分析负泊松比功能梯度材料(functionally graded material, FGM)在单轴/双轴压缩后屈曲以及热屈曲条件下的稳定性响应^[71-72]。Asemi等^[71]基于精确的三维弹性理论,揭示了材料拉胀性对FGM板单轴后屈曲行为的增强作用。图4以载荷比值形式比较了不同泊松比条件下FGM板的后屈曲承载能力,随着泊松比由正转负并进一步降低,FGM板在同挠度下的承载能力整体提高;同时,弹性地基约束会改变不

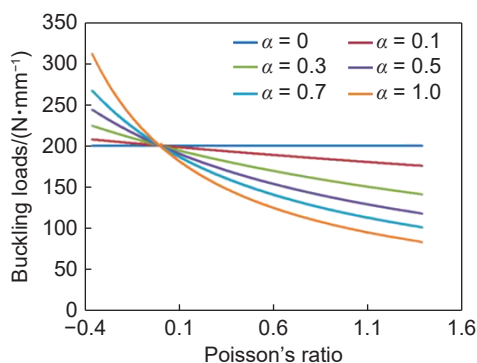
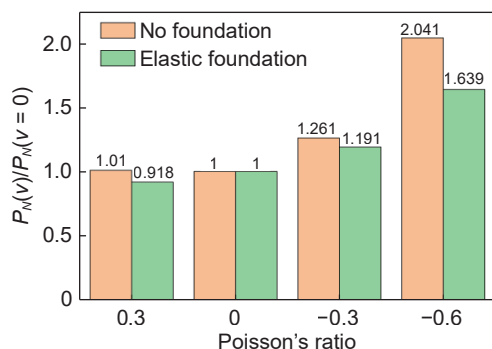


图3 不同平面内平移约束系数下泊松比对屈曲载荷的影响^[32](根据文献^[32]数据绘制)

Fig. 3 Effect of Poisson's ratio on buckling load under different in-plane translational constraint coefficients^[32] (plotted using data reported in Ref. [32])



The ordinate represents the ratio of P_N for each Poisson's ratio to that for $\nu=0$.

图 4 不同泊松比与弹性地基条件下 FGM 板在同挠度下的承载能力对比^[71] (根据文献 [71] 数据绘制)

Fig. 4 Comparison of load-bearing capacity of FGM plates with different Poisson's ratios and elastic foundation conditions at $W_N=0.2$ ^[71] (plotted using data reported in Ref. [71])

同泊松比条件下的承载增益幅度。在热屈曲工况下, Mansouri 等^[72] 揭示了面内负泊松比对正交各向异性板热屈曲温度的提升作用。如图 5 所示, 在简支和固支边界条件下, 当 ν_{12} 数值由 0 向负值减小时, 归一化临界热屈曲温度整体升高, 说明负泊松比效应有利于提高板件热稳定性。结果表明, 在一定几何、边界和地基条件下, 负泊松比效应有利于提高板件的后屈曲承载能力或热屈曲温度; 但这种增稳效果会受到正交各向异性方向、厚度比、各向异性程度、弹性地基刚度和边界约束等因素的共同影响。

曲面板壳结构中的负泊松比稳定性问题还会受到曲率和初始缺陷的进一步调制。对于 FG-GRMMC 圆柱板和圆柱壳, 面内负泊松比会通过膜-弯耦合和曲率效应改变轴压、外压和热载荷下的后屈曲路径, 并影响结构的缺陷敏感性^[56, 73]。压

力载荷下 FG-CNTRC 圆柱壳的研究表明, 面内和面外负泊松比对外压、侧压或静水压力作用下的后屈曲响应具有不同影响; 而温度相关 FG-GRMMC 圆柱壳的热后屈曲研究则表明, 面内负泊松比效应还会与均匀温升、FG 分布和弹性介质共同作用^[74-75]。

负泊松比并不总是带来稳定性增强, 其作用方向与载荷类型密切相关。在横向受限拉伸中, 负泊松比材料的横向膨胀趋势受到抑制后, 反而可能产生横向压缩应力并诱发拉伸屈曲。Shen 等^[76] 针对具有面内负泊松比的纳米复合材料层合板的研究表明, 当未加载边不可移动时, 单轴拉伸同样可能导致面内 NPR 层合板发生屈曲和后屈曲, 且其载荷-挠度关系不同于传统压缩屈曲问题。这一现象说明, 负泊松比不是一定增稳, 而是受载荷和约束共同控制。

综上, 负泊松比是影响复合材料层合板屈曲、后屈曲与热屈曲行为的重要因素, 但其稳定性效应并不由泊松比数值单独决定, 而是与边界约束、载荷类型、铺层构型、弯曲刚度、功能梯度分布和热-力耦合等因素共同作用。因而, 在相关结构设计中, 应结合具体工况综合评价负泊松比对稳定性的影响, 而不能简单将其视为普遍的增稳因素。

3.3 低速冲击损伤与响应机制

对于负泊松比复合材料层合板的低速冲击研究而言, 现有文献主要围绕面内负泊松比与面外负泊松比两类构型展开。二者在局部变形模式、能量耗散方式和损伤演化机制等方面存在明显差异, 因而对结构耐冲击性能及冲击后损伤容限的影响也不尽相同。Alderson 等^[77] 较早开展了负泊松比碳纤维层合板的低速冲击实验研究, 表明通过常规碳纤维铺层设计获得的 NPR 层合板, 在特定冲击能级和评价指标下可表现出优于传统层合板的冲击

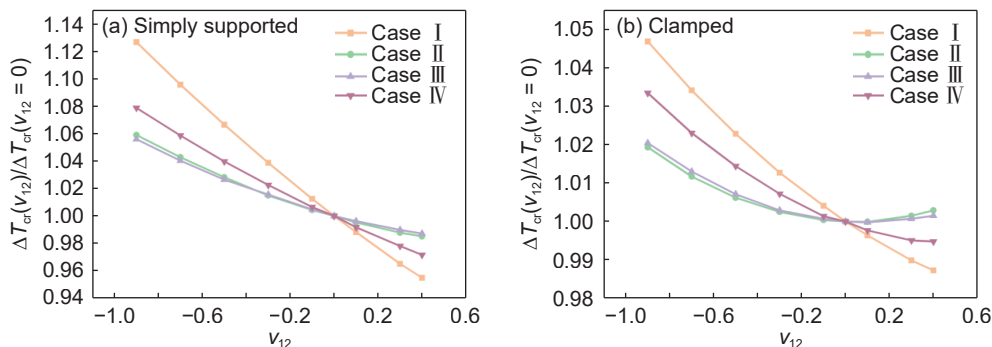


图 5 不同边界条件下负泊松比对正交各向异性 FGM 板热屈曲温度的归一化影响^[72] (根据文献 [72] 数据绘制)
(a) 简支边界; (b) 固支边界

Fig. 5 Normalized effect of negative Poisson's ratio on the thermal buckling temperature of orthotropic FGM plates under different boundary conditions^[72] (plotted using data reported in Ref. [72]) (a) simply supported boundary; (b) clamped boundary

响应。此后,相关研究逐步由早期实验观察发展到基于经典层合板理论的铺层设计、渐进损伤有限元分析以及冲击后残余承载能力评价,使负泊松比层合板在低速冲击条件下的作用机理得到不断深化^[78-80]。

需要指出的是,负泊松比层合板冲击性能的评价高度依赖对照组设计。普通复合材料层合板低速冲击研究也表明,层合板厚度、冲击能量和冲击头形状与材质等因素均会影响冲击载荷与损伤模式^[81-82]。若 NPR 层合板与 PPR 层合板在厚度、质量、弯曲刚度、面内模量或铺层对称性上差异较大,则峰值力、位移、耗散能和损伤面积的差别可能并非完全由泊松比引起。因此,相关研究都尽可能采用刚度、厚度和质量匹配的对照层合板,从而更准确地区分负泊松比效应与铺层刚度效应。

面外负泊松比对低速冲击的影响更直接地体现在局部接触和压痕响应上。当冲击载荷作用于板面时,面外负泊松比层合板倾向于促使冲击点邻域的材料向局部区域收拢,形成类似面内致密化的变形趋势,从而提高接触区等效刚度并限制压入变形^[80]。Wang^[78]对面外负泊松比 CFRP 层合板的数值研究表明,该类构型在较高冲击能量下通常表现出更高峰值接触力、更短接触时间和更小中心位移,说明面外负泊松比有利于提升局部抗压陷能力。这一机制也与准静态压痕研究相互印证,即面外负泊松比架构往往能够提高初始失效载荷并减小残余压痕深度^[51, 54]。图 6 以面外 NPR 层合板与 PPR 层合板对应指标的比值形式,比较了不同压入深度下最大压入载荷、加载/卸载能量响应、循环能

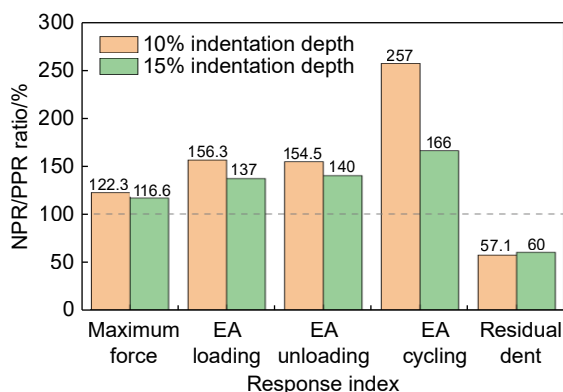


图 6 不同压入深度下面外负泊松比层合板与非负泊松比层合板准静态压入响应指标的比值^[54](根据文献^[54]数据绘制)

Fig. 6 Ratios of quasi-static indentation response indices between the out-of-plane auxetic laminate and the non-auxetic laminate at different indentation depths^[54] (plotted using data reported in Ref. ^[54])

量吸收及残余压痕深度等准静态压痕响应。结果表明,面外负泊松比构型可提高层合板的局部压入承载和能量响应能力,并显著减小残余压痕深度。

面内负泊松比的作用则更多体现为对板面内应变协调和损伤扩展路径的调节。冲击过程中,面内负泊松比层合板的横向变形趋势会改变冲击区周围的面内应力状态,使裂纹扩展、分层分布和层内损伤形态发生变化。因此,面内负泊松比并不总是表现为峰值接触力提高或位移降低,其效果往往具有明显的冲击能级依赖性。Lin 等^[79]基于数值模拟研究了面内负泊松比 CFRP 层合板的低速冲击行为,结果表明,面内负泊松比构型有助于减小上、下界面分层面积,同时,面内负泊松比构型总体上可减小各铺层中的纤维拉伸损伤,并降低部分铺层中的基体压缩损伤,但不同铺层和不同损伤模式下的变化幅度并不一致,如图 7 所示。此外,其对峰值冲击力、最大位移等整体冲击响应的影响也不呈现一致规律。因此,面内负泊松比构型对损伤路径调控也起到一定作用,但不是单纯的抗压陷能力的增强。

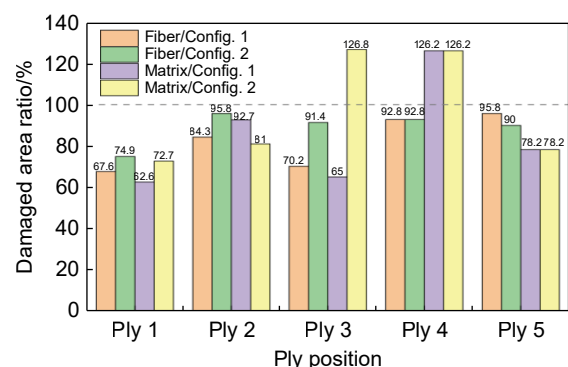


图 7 8 J 冲击能量下面内负泊松比构型与两种非负泊松比构型的纤维拉伸损伤和基体压缩损伤面积比^[79](根据文献^[79]数据绘制)

Fig. 7 Ratios of fiber tensile and matrix compressive damaged areas between the in-plane auxetic configuration and the two non-auxetic configurations under an impact energy of 8 J^[79] (plotted using data reported in Ref. ^[79])

理论层面的接触力学解同样印证了这种维度差异。基于各向异性接触模型的理论预测表明,面外负泊松比构型能够显著提升峰值接触力并减小局部压入深度。相比之下,面内负泊松比不仅未能限制压入变形,反而表现出接触力略微降低、压入位移增大的趋势。这一数值对比进一步从基础接触力学层面佐证了前文的论述:面外负泊松比的核心物理机制在于提高局部接触刚度和压陷抗力,而面内负泊松比的作用并不在于局部抗压能力的提升,

而是更多体现为对面内损伤扩展路径的调控^[83]。

从吸能行为来看,负泊松比对低速冲击响应的影 响不能简单理解为吸能能力的单纯增强,而应从吸收能量总量、耗能路径及损伤代价等方面加以综合考察。Wang^[78]的研究表明,面外负泊松比层合板在较高冲击能级下虽然具有更高的峰值冲击力和更小的最大位移,但其耗散能反而较低,说明其优势并不在于通过更大损伤实现吸能,而在于借助损伤约束效应改变能量传递方式,从而以较小损伤代价承受冲击载荷。Saremian 等^[84]的研究进一步指出,面内负泊松比构型通常表现出更大的位移和更高的能量耗散,更适合作为牺牲性吸能结构;而面外负泊松比构型则更适用于局部刚度要求较高、损伤受控的防护型结构。Tarafdar 等^[80]关于 NPR 维度效应研究则进一步表明,面内负泊松比更易形成裂纹主导的耗能通道,而面外负泊松比更倾向于在抑制内部大面积分层和基体开裂的同时完成能量耗散,反映出两类负泊松比构型分别对应“损伤扩散型”与“损伤约束型”两种不同的吸能机制。

不同维度的负泊松比会诱导不同的冲击变形机制,并进一步改变层合板的损伤模式及其演化路径。对于面外负泊松比层合板,局部材料收拢和接触刚度提高有助于抑制基体拉伸损伤和纤维拉伸损伤,但对分层面积和基体压缩损伤的改善并不稳定^[78]。对于面内负泊松比层合板,面内负泊松比在一定工况下有助于减轻表层分层及局部压缩破坏^[79-80]。近期关于 NPR 维度效应的研究进一步指出,面内负泊松比更容易形成裂纹主导的耗能通道,而面外负泊松比更倾向于约束内部大面积分层和层内拉伸开裂^[80]。由此可见,负泊松比对冲击损伤的影响不是损伤面积的简单增减,还包括损伤形态、空间分布和主导失效机制的不同;因此,面内负泊松比和面外负泊松比在冲击防护设计中对应不同的损伤调控路径。

冲击后残余压缩性能可进一步表征面内负泊松比和面外负泊松比在损伤容限方面的差异。面内负泊松比虽然可能在冲击阶段改变裂纹和分层分布,但分散化损伤并不一定有利于后续压缩载荷传递;若裂纹网络破坏了连续承载路径,其冲击后压缩性能可能反而受到削弱。相比之下,面外负泊松比由于更倾向于限制局部压痕和拉伸型损伤扩展,更有可能将冲击阶段的耐损优势转化为较高的冲击后残余承载能力。相关冲击后压缩实验结果如图 8 所示,在 25 J 的高能冲击下,面外负泊松比层合板凭借对内部损伤的有效约束,其 CAI 强度保

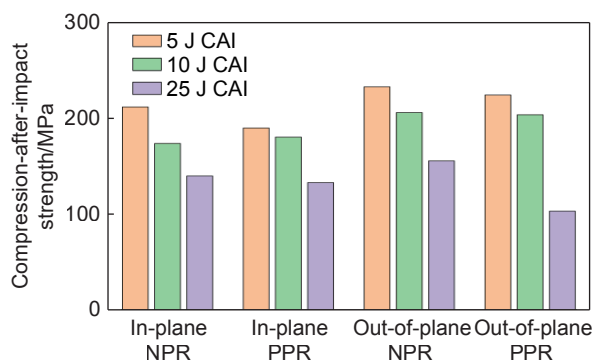


图 8 不同负泊松比维度的层合板在不同冲击能级下的冲击后压缩强度对比^[80](根据文献[80]数据绘制)

Fig. 8 Comparison of compression-after-impact strengths of laminates with different auxetic dimensionalities under different impact energy levels^[80] (plotted using data reported in Ref. [80])

留率(66.8%)显著优于非负泊松比对照组(45.9%);而面内构型则因前期的损伤分散化,其保留率(66.0%)反而略低于对照组(70.0%)^[80]。因此,从冲击损伤容限设计角度来看,面外负泊松比在提升冲击后残余压缩性能方面表现出更优秀的应用潜力。

4 未来发展趋势

负泊松比复合材料层合板充分利用纤维增强复合材料的各向异性与铺层可设计性,在保持连续实体承载形态的同时实现等效负泊松比,为轻量化、高承载及多功能复合材料结构设计提供了新的思路。本文系统梳理了负泊松比复合材料层合板的预测模型、设计与实验制备方法,以及负泊松比对振动、屈曲、热屈曲和低速冲击等关键力学响应的影响机制,主要结论如下:

(1)负泊松比复合材料层合板已形成较为系统的预测与设计方法。经典层合板理论可用于面内负泊松比预测,三维等效弹性常数模型、有限元方法和多尺度均匀化方法则为面外负泊松比及层间变形分析提供了重要支撑。层合参数、极表示法和智能优化算法进一步拓展了铺层构型设计空间,使负泊松比由特殊力学现象逐渐发展为可主动设计的等效工程参数。

(2)常规复合材料制备工艺可实现负泊松比层合板制造。碳纤维/环氧、玻纤/环氧及混杂层合板等体系已通过铺层设计获得面内或面外负泊松比,DIC、超声测试和三维数字扫描等方法为其变形测量和等效泊松比表征提供了有效手段。但面外变形微小、自由边效应、铺层偏差、残余应力和材料

非线性仍会影响测量结果,对照组刚度匹配也会影响结构性能评价的可靠性。

(3)负泊松比对层合板力学响应具有明显的耦合调控特征。在振动、屈曲和冲击等问题中,结构响应并非由泊松比单一参数决定,而是与铺层构型、拉伸刚度、弯曲刚度、弯扭耦合、边界约束和损伤模式共同相关。因此,负泊松比层合板的性能评价需要结合具体载荷条件和结构失效机制进行综合判断。

尽管负泊松比复合材料层合板研究已取得较多进展,但在工程化设计、性能评价和结构应用方面仍有进一步发展空间。未来研究可重点关注以下方向:

(1)发展面向工程应用的多目标铺层优化方法。后续设计不应单纯追求更低的等效泊松比,而应在负泊松比、刚度、强度、稳定性、冲击损伤容限、制造约束和质量效率之间进行综合优化,建立更符合实际承载需求的层合板设计方法。

(2)加强负泊松比效应与其他结构参数的机制解耦。应通过刚度匹配、质量匹配或损伤容限匹配的正/负泊松比对照设计,区分泊松比效应、铺层刚度变化、弯扭耦合、增强相分布和边界约束对结构响应的独立贡献,从而提高不同研究结论之间的可比性。

(3)推动研究对象由标准试样向工程结构拓展。未来应更多关注承载壁板、加筋板、蒙皮、曲面壳体等实际结构形式,评估负泊松比层合板在复杂边界、实际载荷、制造偏差和损伤演化条件下的适用性,为其在航空航天、防护结构和轻量化装备中的应用提供支撑。

参考文献:

- [1] 武珈羽, 杨金水, 陈丁丁, 等. 航空复合材料螺旋桨叶片制造工艺研究进展[J]. *航空材料学报*, 2024, 44(2): 104-116.
Wu J Y, Yang J S, Chen D D, et al. Research progress in manufacturing technology of aviation composite propeller blade[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2024, 44(2): 104-116.
- [2] 张国庆, 滕超逸. 航空航天先进结构材料技术现状及发展趋势[J]. *航空材料学报*, 2024, 44(2): 1-12.
Zhang G Q, Teng C Y. Current status and development trend of advanced structural materials technology in aerospace field[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2024, 44(2): 1-12.
- [3] Soutis C. Fibre reinforced composites in aircraft construction[J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2005, 41(2): 143-151.
- [4] Ahmed O S, Aabid A, Mohamed A J S, et al. Progresses and challenges of composite laminates in thin-walled structures: a systematic review[J]. *ACS Omega*, 2023, 8(34): 30824-30837.
- [5] 王莉, 熊舒, 肇研, 等. T800 级碳纤维复合材料抗冲击性能[J]. *航空材料学报*, 2018, 38(5): 147-151.
Wang L, Xiong S, Zhao Y, et al. Impact resistance of T800 carbon fiber composite materials[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2018, 38(5): 147-151.
- [6] Andrew J J, Srinivasan S M, Arockiarajan A, et al. Parameters influencing the impact response of fiber-reinforced polymer matrix composite materials: a critical review[J]. *Composite Structures*, 2019, 224: 111007.
- [7] Dalfi H K, Jan K, Yousaf Z, et al. Improving the impact resistance and damage tolerance of fibre reinforced composites: a review[J]. *Journal of Composite Materials*, 2023, 57(28): 4479-4500.
- [8] Odeh A, Al-Shugaa M A, Al-Gahtani H J, et al. Analysis of laminated composite plates: a comprehensive bibliometric review[J]. *Buildings*, 2024, 14(6): 1574.
- [9] Lakes R. Foam structures with a negative Poisson's ratio[J]. *Science*, 1987, 235(4792): 1038-1040.
- [10] Li Y Z, Li R, Fan Y, et al. Machine learning-enabled inverse design of bioinspired layered composite structures with maximum auxetic performance[J]. *Communications Engineering*, 2025, 4: 223.
- [11] Scarpa F, Panayiotou P, Tomlinson G. Numerical and experimental uniaxial loading on in-plane auxetic honeycombs[J]. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 2000, 35(5): 383-388.
- [12] Masters I G, Evans K E. Models for the elastic deformation of honeycombs[J]. *Composite Structures*, 1996, 35(4): 403-422.
- [13] Prall D, Lakes R S. Properties of a chiral honeycomb with a Poisson's ratio of -1 [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1997, 39(3): 305-314.
- [14] Alderson A, Alderson K L, Attard D, et al. Elastic constants of 3-, 4- and 6-connected chiral and anti-chiral honeycombs subject to uniaxial in-plane loading[J]. *Composites Science and Technology*, 2010, 70(7): 1042-1048.
- [15] Grima J N, Evans K E. Auxetic behavior from rotating squares[J]. *Journal of Materials Science Letters*, 2000, 19(17): 1563-1565.
- [16] Grima J N, Alderson A, Evans K E. Auxetic behaviour from rotating rigid units[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2005, 242(3): 561-575.
- [17] Schwerdtfeger J, Heini P, Singer R F, et al. Auxetic cellu-

- lar structures through selective electron-beam melting[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2010, 247(2): 269-272.
- [18] Bückmann T, Stenger N, Kadic M, et al. Tailored 3D mechanical metamaterials made by dip-in direct-laser-writing optical lithography[J]. *Advanced Materials*, 2012, 24(20): 2710-2714.
- [19] 蒋伟忠, 张毅, 朱一林, 等. 功能性负泊松比超材料研究进展与展望[J]. *应用力学学报*, 2025, 42(3): 494-510.
Jiang W Z, Zhang Y, Zhu Y L, et al. Research progress and prospect of functional auxetic metamaterials[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2025, 42(3): 494-510.
- [20] Javid F, Smith-Roberge E, Innes M C, et al. Dimpled elastic sheets: a new class of non-porous negative Poisson's ratio materials[J]. *Scientific Reports*, 2016, 5: 18373.
- [21] 高玉魁. 负泊松比超材料和结构[J]. *材料工程*, 2021, 49(5): 38-47.
Gao Y K. Auxetic metamaterials and structures[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2021, 49(5): 38-47.
- [22] Maran S B, Masters I G, Gibbons G J. Additive manufacture of 3D auxetic structures by laser powder bed fusion: design influence on manufacturing accuracy and mechanical properties[J]. *Applied Sciences*, 2020, 10(21): 7738.
- [23] Wu M J, Zhu J, Azim I, et al. Auxetic effects in the large deflection bending characteristics of FG GRMMC shallow Arches[J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2023, 119: 534-548.
- [24] Herakovitch C T. Composite laminates with negative through-the-thickness Poisson's ratios[J]. *Journal of Composite Materials*, 1984, 18(5): 447-455.
- [25] Miki M, Murotsu Y. The peculiar behavior of the Poisson's ratio of laminated fibrous composites[J]. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A*, 1988, 54(501): 970-976.
- [26] Chou P C, Carleone J, Hsu C M. Elastic constants of layered media[J]. *Journal of Composite Materials*, 1972, 6(1): 80-93.
- [27] Gibson A G. Through-thickness elastic constants of composite laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 2013, 47(28): 3487-3499.
- [28] Yang J, Huang X H, Shen H S. Nonlinear flexural behavior of temperature-dependent FG-CNTRC laminated beams with negative Poisson's ratio resting on the Pasternak foundation[J]. *Engineering Structures*, 2020, 207: 110250.
- [29] Yang J, Huang X H, Shen H S. Nonlinear vibration of temperature-dependent FG-CNTRC laminated plates with negative Poisson's ratio[J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 148: 106514.
- [30] Evans K E, Donoghue J P, Alderson K L. The design, matching and manufacture of auxetic carbon fibre laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 2004, 38(2): 95-106.
- [31] Zhang W C, Evans K E. A fortran program for the design of laminates with required mechanical properties[J]. *Computers & Structures*, 1992, 45(5/6): 919-939.
- [32] Wang K, Wan F, Luo L, et al. Buckling enhancement analysis of auxetic laminated rectangular plate under uniaxial compression[J]. *Applied Sciences*, 2023, 13(10): 6244.
- [33] Vannucci P. Anisotropic auxetic composite laminates: a polar approach[J]. *Journal of Composite Materials*, 2024, 58(17): 1947-1963.
- [34] Vannucci P. Two optimization problems for the auxeticity properties of anisotropic composite laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 2025, 59(10): 1273-1286.
- [35] Kogiso N, Watson L T, Gürdal Z, et al. Genetic algorithms with local improvement for composite laminate design[J]. *Structural Optimization*, 1994, 7(4): 207-218.
- [36] 曹俊, 朱如鹏, 陆俊华. 用遗传算法实现特殊泊松比的层合板设计[J]. *玻璃钢/复合材料*, 2004(3): 30-32, 35.
Cao J, Zhu R P, Lu J H. Optimization design of Poisson's ratio of laminates using genetic algorithms[J]. *Fiber Reinforced Plastics/Composite*, 2004(3): 30-32, 35.
- [37] Harkati H E, Bezazi A, Scarpa F, et al. Modelling the influence of the orientation and fibre reinforcement on the Negative Poisson's ratio in composite laminates[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2007, 244(3): 883-892.
- [38] Harkati H E, Bezazi A, Boukharouba W, et al. Influence of carbon fibre on the through-the-thickness NPR behaviour of composite laminates[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2009, 246(9): 2111-2117.
- [39] Matsuda T, Goto K, Kubota N, et al. Negative through-the-thickness Poisson's ratio of elastic-viscoplastic angle-ply carbon fiber-reinforced plastic laminates: homogenization analysis[J]. *International Journal of Plasticity*, 2014, 63: 152-169.
- [40] Goto K, Arai M, Matsuda T, et al. Elasto-viscoplastic analysis for negative through-the-thickness Poisson's ratio of woven laminate composites based on homogenization theory[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 146/147: 455-461.
- [41] Huang X H, Yang J, Azim I, et al. Static and dynamic analyses of auxetic hybrid FRC/CNTRC laminated plates[J]. *Nanotechnology Reviews*, 2020, 9(1): 1625-1642.
- [42] Yu Y, Shen H S. A comparison of nonlinear vibration and

- bending of hybrid CNTRC/metal laminated plates with positive and negative Poisson's ratios[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 183: 105790.
- [43] Shen H S, Xiang Y, Reddy J N. Effect of negative Poisson's ratio on the post-buckling behavior of FG-GRMMC laminated plates in thermal environments[J]. *Composite Structures*, 2020, 253: 112731.
- [44] Taherinezhad Tayebi S, Pini T, Caruso B, et al. Sustainable acrylic thermoplastic composites via vacuum-assisted resin infusion molding: evaluation and comparison of fabrics and recycled non-woven carbon fiber as reinforcement[J]. *Journal of Composites Science*, 2025, 9(8): 441.
- [45] Ju X W, Xiao J, Wang D L, et al. Research on the manufacturing quality of co-cured hat-stiffened composite structure[J]. *Materials*, 2021, 14(11): 2747.
- [46] 谢为. 热塑性复合材料增材制造工艺与装备研究进展[J]. *航空材料学报*, 2023, 43(3): 1-11.
- Xie W. Research progress of additive manufacturing process and equipment for thermoplastic composites[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2023, 43(3): 1-11.
- [47] Veloso C, Mota C, Cunha F, et al. Evaluation of tensile properties in in-plane auxetic carbon/epoxy and carbon-glass/epoxy composite laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 2025, 59(17): 2073-2085.
- [48] Alderson K L, Simkins V R, Coenen V L, et al. How to make auxetic fibre reinforced composites[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2005, 242(3): 509-518.
- [49] Zhang R G, Yeh H L, Yeh H Y. A preliminary study of negative Poisson's ratio of laminated fiber reinforced composites[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 1998, 17(18): 1651-1664.
- [50] Donoghue J P, Alderson K L, Evans K E. The fracture toughness of composite laminates with a negative Poisson's ratio[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2009, 246(9): 2011-2017.
- [51] Coenen V L, Alderson K L. Mechanisms of failure in the static indentation resistance of auxetic carbon fibre laminates[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2011, 248(1): 66-72.
- [52] Oikawa R, Gai K B, Matsuda T, et al. Measurement of negative Poisson's ratio of CFRP laminates using 3D digital scanning method[J]. *Key Engineering Materials*, 2019, 794: 182-187.
- [53] Hosseini-Toudeshky H, Esmaeili Yengejeh S, Navaei A. Effects of layups with negative and positive Poisson's ratios on the stress-strain behaviors of plain and holed hybrid composite laminates[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2026, 45(5/6): 1406-1421.
- [54] Tarafdar A, Lin W H, Hoe A J, et al. In-plane vs. out-of-plane auxetic architecture: uncoupling tensile strength and indentation resistance of layered composite structures[J]. *Composites Science and Technology*, 2025, 272: 111382.
- [55] Shen H S, Li C, Reddy J N. Large amplitude vibration of FG-CNTRC laminated cylindrical shells with negative Poisson's ratio[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2020, 360: 112727.
- [56] Shen H S, Xiang Y. Effect of negative Poisson's ratio on the axially compressed postbuckling behavior of FG-GRMMC laminated cylindrical panels on elastic foundations[J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 157: 107090.
- [57] Shen H S, Xiang Y. Examination of thermal postbuckling behavior of temperature dependent FG-GRMMC laminated plates with in-plane negative Poisson's ratio[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 163: 107801.
- [58] Shen H S, Xiang Y. Assessment of negative Poisson's ratio effect on thermal post-buckling of FG-GRMMC laminated cylindrical panels[J]. *Advances in Nano Research*, 2021, 10(5): 423-442.
- [59] Fan Y, Shen H S, Xiang Y. Nonlinear vibration characteristics of pre- and post-buckled FG-GRMMC laminated plates with in-plane auxeticity[J]. *Engineering Structures*, 2023, 274: 115068.
- [60] Katerelos D T G. Investigation of the free edge interlaminar stresses dependence on the PLY thickness and orientation[J]. *Advanced Composites Letters*, 2006, 15: 096369350601500102.
- [61] Reddy J N. A simple higher-order theory for laminated composite plates[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1984, 51(4): 745-752.
- [62] Reddy J N. A refined nonlinear theory of plates with transverse shear deformation[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1984, 20(9/10): 881-896.
- [63] Huang X H, Yang J, Wang X E, et al. Combined analytical and numerical approach for auxetic FG-CNTRC plate subjected to a sudden load[J]. *Engineering with Computers*, 2022, 38(S1): 55-70.
- [64] Lim T C. Vibration of thick auxetic plates[J]. *Mechanics Research Communications*, 2014, 61: 60-66.
- [65] Vu Minh A, Nguyen D D. Optimum design, nonlinear dynamic response and vibration of graphene-reinforced laminated composite with negative Poisson's ratio under dynamic load in thermal environment[J]. *Acta Mechanica*, 2025, 236: 1217-1243.
- [66] Parhi J D, Roy T. Chaotic vibration analysis of auxetic nanocomposite structures[J]. *Journal of Vibration and Control*, 2023, 29(19/20): 4687-4705.
- [67] Parhi J D, Roy T, Kumar A, et al. Nonlinear dynamic study of FG-GFRC-NPR structures[J]. *Engineering Research Express*, 2024, 6(3): 035537.

- [68] Cong P H, Trung V D, Khoa N D, et al. Vibration and nonlinear dynamic response of temperature-dependent FG-CNTRC laminated double curved shallow shell with positive and negative Poisson's ratio[J]. *Thin-Walled Structures*, 2022, 171: 108713.
- [69] Lin W H, Wang Y Q, Davidson B D. Negative Poisson's ratio can enhance stability of layered composite structures[J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 205: 112409.
- [70] 胡媛媛, 张桂嘉, 陈普会, 等. 复合材料加筋板的屈曲与后屈曲研究综述[J]. *复合材料学报*, 2025, 42(5): 2357-2376.
- Hu Y Y, Zhang G J, Chen P H, et al. Review on buckling and post-buckling of stiffened composite panels[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2025, 42(5): 2357-2376.
- [71] Asemi K, Shariyat M. Three-dimensional biaxial post-buckling analysis of heterogeneous auxetic rectangular plates on elastic foundations by new criteria[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2016, 302: 1-26.
- [72] Mansouri M H, Shariyat M. Differential quadrature thermal buckling analysis of general quadrilateral orthotropic auxetic FGM plates on elastic foundations[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 112: 194-207.
- [73] Shen H S, Xiang Y. Effect of negative Poisson's ratio on the postbuckling behavior of axially compressed FG-GRMMC laminated cylindrical shells surrounded by an elastic medium[J]. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 2021, 88: 104231.
- [74] Shen H S, Li C, Huang X H. Assessment of negative Poisson's ratio effect on the postbuckling of pressure-loaded FG-CNTRC laminated cylindrical shells[J]. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 2023, 51(4): 1856-1880.
- [75] Shen H S, Xiang Y, Reddy J N. Assessment of the effect of negative Poisson's ratio on the thermal postbuckling of temperature dependent FG-GRMMC laminated cylindrical shells[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2021, 376: 113664.
- [76] Shen H S, Fan Y, Wang Y Q. Tension buckling and post-buckling of nanocomposite laminated plates with in-plane negative Poisson's ratio[J]. *Nanotechnology Reviews*, 2024, 13: 20230173.
- [77] Alderson K L, Coenen V L. The low velocity impact response of auxetic carbon fibre laminates[J]. *Physica Status Solidi (b)*, 2008, 245(3): 489-496.
- [78] Wang Y Q. Auxetic composite laminates with through-thickness negative Poisson's ratio for mitigating low velocity impact damage: a numerical study[J]. *Materials*, 2022, 15(19): 6963.
- [79] Lin W H, Wang Y Q. Low velocity impact behavior of auxetic CFRP composite laminates with in-plane negative Poisson's ratio[J]. *Journal of Composite Materials*, 2023, 57(12): 2029-2042.
- [80] Tarafdar A, Lin W H, Hoe A J, et al. Auxetic dimensionality governs impact resilience in composite laminates[J]. *Composites Part B*, 2026, 318: 113626.
- [81] 王计真, 刘小川, 李曦, 等. 复合材料层合板低速冲击损伤影响因素研究[J]. *力学与实践*, 2025, 47(1): 40-48.
- Wang J Z, Liu X C, Li X, et al. Study on the influencing factors of low-speed impact damage on composite laminate panels[J]. *Mechanics in Engineering*, 2025, 47(1): 40-48.
- [82] 廖斌斌, 周建武, 林渊, 等. CFRP 层合板低速冲击响应及损伤特性研究[J]. *高压物理学报*, 2019, 33(4): 103-111.
- Liao B B, Zhou J W, Lin Y, et al. Low-velocity impact behavior and damage characteristics of CFRP laminates[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(4): 103-111.
- [83] Wu M J, Zhao S Y, Azim I, et al. A novel oblique impact model for elastic solids[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 180: 104699.
- [84] Saremi R, Jamal-Omidi M, Pirkandi J, et al. A numerical study on the low-velocity impact resistance and damage behavior of auxetic CFRP laminated cylinders[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2025: 2488516.

收稿日期: 2026-06-15; 录用日期: 2026-07-25

基金项目: 国家自然科学基金(12102214); 宁波市科技创新 2025 重大专项(2022Z209); 宁波市自然科学基金(2022J128, 2022J090); 宁波大学高等级科技项目培育(GJPY2025020)

通讯作者: 黄栩浩(1989—), 男, 博士, 副研究员, 研究方向为材料与结构动力学行为、超材料与超结构、复合材料力学及接触力学, 联系地址: 浙江省宁波市江北区风华路 818 号宁波大学宗瑞航海楼(315211), E-mail: huangxuhao@nbu.edu.cn

(本文责编: 王俊丽)