

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0060

星型负泊松比超材料防护结构抗爆 抗冲击性能研究*

杨德庆^{1,2,3}, 吴秉鸿³, 张相闻³

- (1. 上海交通大学海洋工程国家重点实验室, 上海 200240;
2. 上海交通大学高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 上海 200240;
3. 上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240)

摘要: 采用数值方法对星型宏观负泊松比效应夹芯结构的抗冲击响应过程以及抗水下爆炸过程中的破坏形式进行了研究: 探讨了星型负泊松比结构胞元壁厚、层数和胞元泊松比等参数对弹体侵彻及水下爆炸防护性能的影响。研究表明: 对于高速或超高速弹体侵彻问题, 单纯依靠结构性的被动防御无法应对; 负泊松比效应蜂窝夹芯防护结构相较常规防护结构具有良好的水下抗爆性能; 等质量条件下, 泊松比的变化对抗爆性能影响明显, 层数 3 层、泊松比为-1.63 的星型夹芯结构的抗爆性能相对更优; 等壁厚条件下, 其水下抗爆性能随蜂窝胞元层数减小而增强。

关键词: 负泊松比; 多孔夹芯结构; 舷侧防护; 侵彻; 水下爆炸; 抗冲击

中图分类号: O342; O389; U661.44; TH132.41

国标学科代码: 13015; 13035

文献标志码: A

舰艇设计中, 通常在舷侧设置空舱+液舱+空舱的组合防护结构, 以提升其抗爆炸、抗冲击的性能。为实现舰艇设计的轻量化, 一般仅在指挥中心、弹药库等关键舱室的舷侧设计抗爆抗冲击防护结构^[1-2]。近年来, 使用轻质高效的夹芯结构作为舷侧防护装甲成为舰船防护研究的热点。典型夹芯结构如图 1 所示, 一般由两层面板和轻质芯体组成。应用夹芯结构, 结构的质量并没有明显增加, 但截面惯性矩有很大提升, 是抗弯抗屈曲的较佳结构。负泊松比夹芯结构的力学特性取决于防护结构的材料特性、几何构型和宏观尺寸^[3]。Mcshane 等^[4]研究了三种构型的夹芯梁结构在冲击载荷下的响应情况, 研究表明, 三种特殊构型的夹芯防护结构的抗冲击性能均相比传统的单层防护结构更优。Abrate^[5]从理论上推导了爆炸冲击波作用下, 防护结构的初始动响应, 为仿真模型的构建提供了参考。Vasilache 等^[6]分析了爆炸当量、板厚和距爆心的远近等因素对夹芯结构抗爆防护效果的影响。姚熊亮等^[7]分析了水下爆炸载荷下传统单层钢板和多层钢夹层板的动力学响应过程, 分析显示, 钢夹层板在抗变形能力和吸能方面较普通钢板具有很大优势。卢天健等^[8]对比分析了等质量的泡沫铝夹芯圆筒与传统钢制圆筒的抗爆性能, 分析表明, 夹芯圆筒相比等质量的实体圆筒具有更优的能量吸收特性。邹广平等^[9]研究了以硬质聚氨酯泡沫作为芯体的钢面板夹芯结构抗爆性能, 并与相同面密度的钢板进行对比, 结果表明, 加入聚氨酯芯体后, 结构的吸收能量为相同面密度钢板的 1.49 倍, 结构抗爆性能得到较大提高。方岱宁等^[10]探讨了金字塔形点阵金属材料夹芯结构抗爆性能。Avachat 等^[11]通过实验证明了复合材料夹芯圆筒的水下抗爆性能远胜于等质量实体圆柱筒。

杨德庆等^[12-14]提出内六角型宏观负泊松比超材料舷侧防护结构, 通过数值仿真, 对负泊松比内六角型夹芯防护结构的抗冲击性能, 以及水下爆炸冲击波作用下抗爆性能进行了研究, 通过对内六角负泊松比蜂窝胞元构型的设计, 研究负泊松比效应对防护性能的影响。本文在此基础上, 对具有星型负泊松比

* 收稿日期: 2018-02-24; 修回日期: 2018-04-22

基金项目: 国家自然科学基金项目(51479115); 海洋工程国家重点实验室课题(GKZD010071);

第一作者: 杨德庆(1968—), 男, 教授, yangdq@sjtu.edu.cn。

夹芯的防护结构抗爆抗冲击性能进行研究,探讨星型负泊松比效应夹芯作为舷侧防护结构芯材的力学性能。

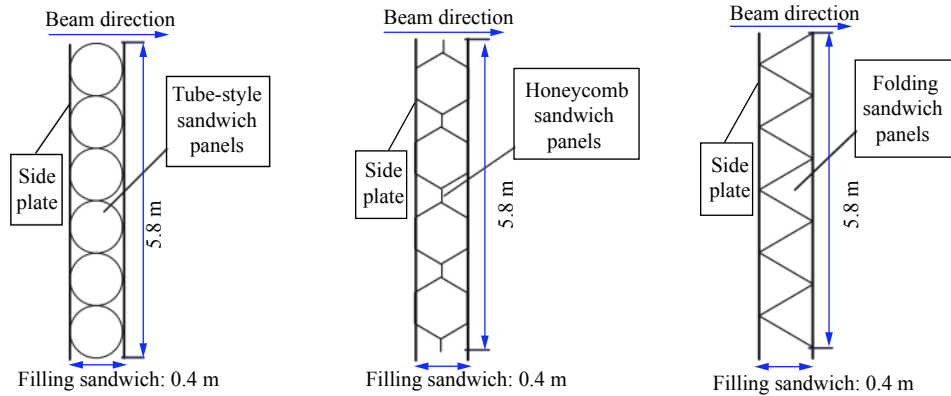


图 1 夹芯防护结构

Fig. 1 Sandwich defensive structure

1 星型负泊松比超材料夹芯防护结构

星型超材料防护结构具有特殊设计的负泊松比超材料芯层,能在受到爆炸冲击时吸收能量,减小破损或毁伤程度。本文通过数值仿真方法研究星型负泊松比夹芯防护结构的抗爆抗冲击性能、负泊松比超材料的结构参数对抗爆抗冲击性能的影响,并探讨防护结构的设计方法。

1.1 泊松比及弹性模量的解析表达式

星型负泊松比超材料的胞元如图 2 所示,星型胞元由等腰三角形构成,其力学性质主要由胞元角 θ 和胞元形态比 b/a 决定。根据文献 [15],星型多孔材料胞元泊松比 ν_{21} 以及相对密度和 ρ/ρ_s 为:

$$\nu_{21} = \nu_{12}^{-1} = \left[\frac{b}{a} \cos\left(\alpha + \frac{\theta}{2}\right) + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] / \left[\tan\left(2\alpha + \frac{\theta}{2}\right) \left(\frac{b}{a} \sin\left(\alpha + \frac{\theta}{2}\right) + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \right) \right] \quad (1)$$

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{(8a+4b)t}{L_1 \cdot L_2} = \left[\frac{t}{a} \left(2 + \frac{b}{a} \right) \right] / \left[\left[\sin\frac{\theta}{2} + \frac{b}{a} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \alpha\right) \right] \cdot \cos\left(2\alpha + \frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (2)$$

式中: E_s 、 ρ_s 、 t 分别为胞元材料的杨氏模量、密度和胞元壁厚; L_1 、 L_2 、 α 、 β 和 γ 的定义如图 2 所示,具体的

$$\begin{cases} \alpha = \arccos\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{b}{a}\right) \\ \beta = \pi - (\pi - 2\alpha) - \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2}\right) = 2\alpha + \frac{\theta}{2} - \frac{\pi}{2} \\ \gamma = \frac{1}{2}(\pi - 2\alpha - \theta) = \frac{\pi}{2} - \left(\alpha + \frac{\theta}{2}\right) \end{cases} \quad (3)$$

根据文献 [16],星型多孔材料结构在 X_1 与 X_2 两个方向的弹性模量分别为:

$$\begin{cases} E_1 = \frac{4E_s t \left(2 + \frac{b}{a}\right) (1 + \nu_{12}^2)}{a \left(\sin\frac{\theta}{2} + \frac{b}{a} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \alpha\right)\right) \left(\cos\frac{\theta}{2} - \cos\left(2\alpha + \frac{\theta}{2}\right) - \frac{b}{a} \cos\left(\alpha + \frac{\theta}{2}\right)\right)} \\ E_2 = \frac{4E_s t \left(2 + \frac{b}{a}\right) (1 + \nu_{21}^2)}{a \left(\sin\frac{\theta}{2} + \frac{b}{a} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \alpha\right)\right) \left(\cos\frac{\theta}{2} - \cos\left(2\alpha + \frac{\theta}{2}\right) - \nu \frac{b}{a} \cos\left(\alpha + \frac{\theta}{2}\right)\right)} \end{cases} \quad (4)$$

本文分别采用泊松比为 -2.91、-1.63、-1.00、-0.63 的星型胞元设计夹芯防护结构。通过控制胞元角 $\theta=10^\circ$,并使胞元形态比 b/a 在 0.6~1.2 变化来实现泊松比设计。图 3 是解析式 (1) 描述的泊松比依赖

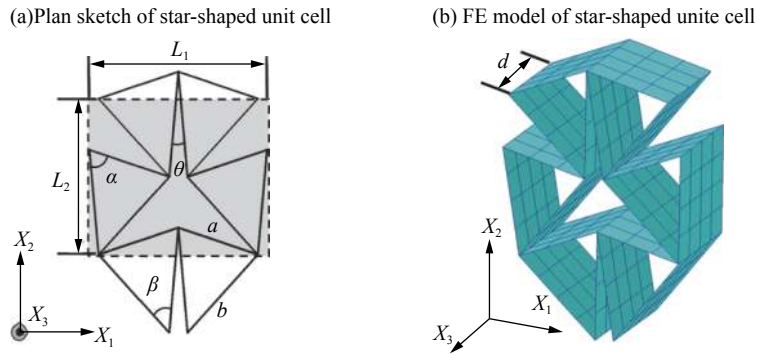


图 2 星型负泊松比结构

Fig. 2 The star-shaped auxetic structure

曲面。由图 3 可知,在一定范围内,星型负泊松比超材料的胞元泊松比随胞元形态比的增大而增大,随胞元角的增大而减小,泊松比对胞元形态比变化的响应更剧烈。

1.2 弹体冲击与水下爆炸计算模型

本文通过有限元程序 ANSYS/LS-DYNA,对防护结构在弹体冲击载荷和 underwater 爆炸冲击波载荷作用下的响应过程进行了数值仿真。计算模型示意图如图 4 所示。

研究中,计算模型的具体尺寸为:星型负泊松比夹芯防护结构的长度、宽度均为 8.0 m,由两层钢板和钢制星型负泊松比超材料芯层构成,两面板间

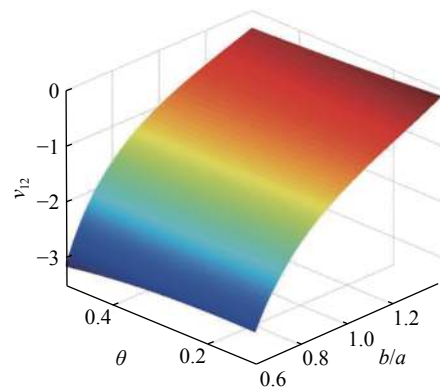


图 3 星型多孔材料结构泊松比 ν_{12}

Fig. 3 Theoretical Poisson's ratio of star-shaped structure ν_{12}

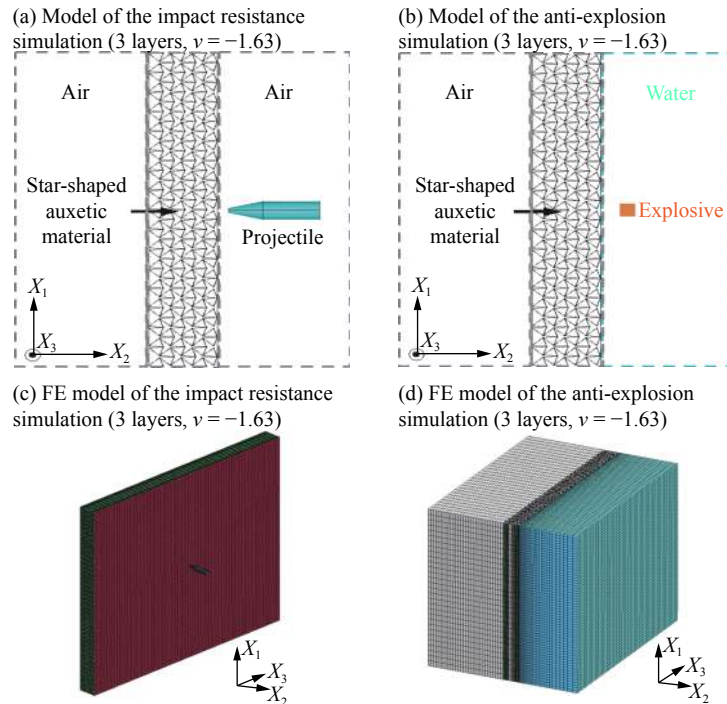


图 4 星型防护结构抗爆抗冲击数值仿真模型

Fig. 4 Numerical model of the star-shaped auxetic defensive structure

距为 600 mm。作为对照, 常规的单层板防护模型采用等质量的长度和宽度均为 8.0 m 的单层钢制面板作为防护结构; 等质量双层板采用长度和宽度均为 8.0 m、相距 600 mm 的两块平行钢制面板组成防护结构。星型负泊松比夹芯结构分别采用泊松比 ν 为 -2.91、-1.63、-1.00、-0.63 的四种星型胞元, 泊松比通过控制胞元角 $\theta=10^\circ$, 胞元形态比 b/a 在 0.6~1.2 之间变化实现。

针对每一泊松比, 建立两种不同胞元层数的模型, 分别为 3 层模型和 5 层模型。作为对照, 常规的单层板、双层板防护结构模型长、宽均为 8 m, 双层板模型中两平行面板间距 600 mm。各模型均采用四边简支约束, 防护结构前后面板和芯层胞元均选取 Shell 163 单元模拟、焊接连接。有限元网格尺寸为 2.0 mm×2.5 mm, 前后面板与芯层负泊松比结构之间采用 Automatic 面-面接触, 芯层结构本身星型负泊松比胞元壁之间采用 Automatic 单面接触。弹体冲击过程中弹体为截锥形穿甲弹, 弹体截顶直径 50 mm, 弹体直径 200 mm, 长度 800 mm, 半锥角 20° 。分别设置弹体垂直入射初速度为 200 m/s 和 340 m/s, 入射点位于防护结构中心。水下爆炸仿真中, 初始条件下, 炸药位于距离防护结构面板 200 mm 处, 炸药当量设定为 10 kg。如图 4(d) 所示, 水体尺寸为 8.0 m×8.0 m×2.4 m, 位于夹芯防护结构右侧, 采用越近邻夹芯防护结构外侧面板网格尺寸越细致的 27 000 个 Solid 164 单元模拟。夹芯防护结构内部填充空气层, 尺寸与夹芯防护结构尺寸一致, 为 8.0 m×8.0 m×0.6 m, 由 $30\times30\times10=9\ 000$ 个 Solid 164 模拟。夹芯防护结构右侧为另一空气层, 尺寸为 8.0 m×8.0 m×3.0 m, 由 $30\times30\times30=27\ 000$ 个 Solid 164 单元模拟。

1.3 状态方程与材料属性

计算中弹体材料取为刚体, 密度为 7 820 kg/m³。水的状态方程采用 Grüneisen 方程:

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{\alpha}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E \quad (5)$$

式中: p 为压强; 密度 $\rho_0=10^3$ kg/m³; 水下声速 $c=1\ 484$ m/s; 材料系数 $S_1=1.979$, $S_2=0$, $S_3=0$, $\gamma_0=0.11$, $\alpha=3.0$; 相对体积 $V=1.0$; 单位体积内能 $E=3.072\times10^5$ Pa。

空气的状态方程采用线性多项式方程:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E \quad (6)$$

式中: 材料常数 $C_0\sim C_3$ 均为 0, $C_4=C_5=0.4$, $C_6=0$, $E=2.5\times10^5$ Pa, 空气密度为 1.28 kg/m³。

炸药采用 JWL 状态方程和 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型:

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 v} \right) e^{-R_1 v} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 v} \right) e^{-R_2 v} + \frac{\omega E}{v} \quad (7)$$

式中: $v=6\ 930$ m/s 为爆速, $A=371.2$ GPa, $B=3.23$ GPa, $R_1=4.15$, $R_2=0.95$, $\omega=0.30$, $E=9.60$ GPa 为材料系数。

防护结构设计材料为 45 钢, 采用 Johnson-Cook 本构模型, 流动应力描述为:

$$\sigma_y = (A_1 + B_1 \bar{\varepsilon}_p^n) (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (8)$$

式中: A_1 、 B_1 、 C 、 n 和 m 都是材料输入常数; $\bar{\varepsilon}_p$ 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^*$ 是 $\dot{\varepsilon}_0 = 1$ s⁻¹ 时有效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}_p / \dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_p$ 为实验中的应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T^* 为相对温度, $T^* = (T - T_0) / (T_m - T_0)$, T_m 为材料融化温度, T_0 为室温

破坏应变定义为:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (9)$$

σ^* 为压力与有效压力之比, $\sigma^* = p / \sigma_{\text{eff}}$; $D_1\sim D_5$ 为断裂常量, 当破坏参数 D 达到 1 时即认为发生断裂:

$$D = \sum (\Delta \bar{\varepsilon}_p / \varepsilon_i) \quad (10)$$

数值模拟中, 水与结构间流固耦合计算选用 ALE 算法, 计算网格不依附于流体质点, 可以相对于坐标系作任意运动。45 钢材料参数如表 1 所示。

表 1 材料参数

Table 1 Material parameters

材料性质参数					Johnson-Cook本构模型参数					Johnson-Cook失效模型参数				
E/GPa	ν	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	T_m/K	T_0/K	A/MPa	B/MPa	C	n	m	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
200	0.2	7 820	1 783	293	507	320	0.064	0.28	1.06	0.1	0.76	1.57	0.005	-0.84

2 抗弹体冲击性能分析

2.1 常规结构抗冲击性能

为对比分析星型负泊松比超材料夹芯防护结构的抗爆抗冲击性能, 本文建立了等质量的传统单层、双层钢板防护结构数值模型, 进行相同载荷的爆炸冲击模拟。传统防护结构的材料与夹芯防护结构选取的材料一致。单层防护结构钢板厚 50 mm, 双层防护结构前后钢板厚度均为 25 mm, 两面板距离 600 mm。弹体冲击过程模拟示意图如图 5~6 所示, 冲击计算结果如图 7~10 所示。

由图 7~8 可知, 入射初速度为 200 m/s 和 340 m/s 的弹体穿透传统单层防护结构后的剩余速度为 114 m/s 和 288 m/s。由图 9~10 可知, 入射初速度为 200 m/s 和 340 m/s 的弹体穿透传统双层防护结构后的剩余速度分别为 151 m/s 和 310 m/s。对比可知, 相同弹速入射初速度下, 单层防护结构的抗冲击性能优于等质量的双层防护结构。此数值结果与图 11 中展示的 Teng 和 Durmus 等试验结果一致, 证明了本

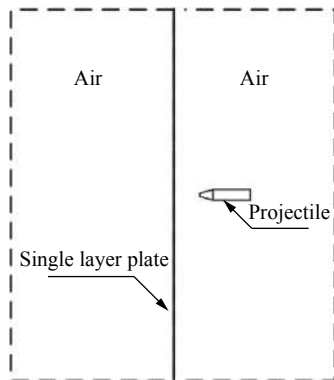


图 5 单层防护结构弹体冲击^[14]

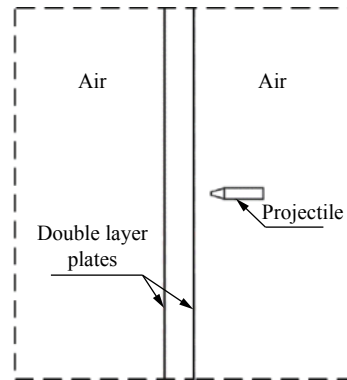


图 6 双层防护结构弹体冲击^[14]

Fig. 5 Impact of missile on single-layer defensive structure^[14]

Fig. 6 Impact of missile on double-layer defensive structure^[14]

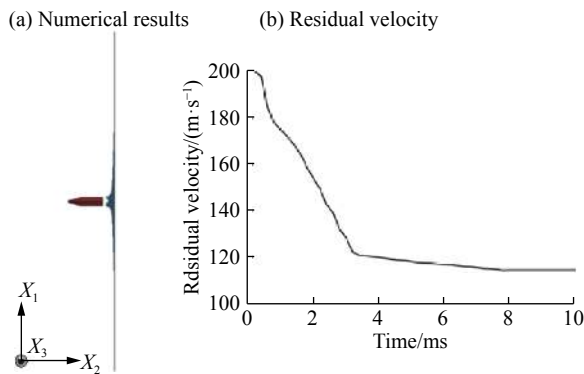


图 7 单层防护结构弹体冲击结果 ($v_0=200$ m/s)^[14]

Fig. 7 Result of impact of missile on single-layer defensive structure ($v_0=200$ m/s)^[14]

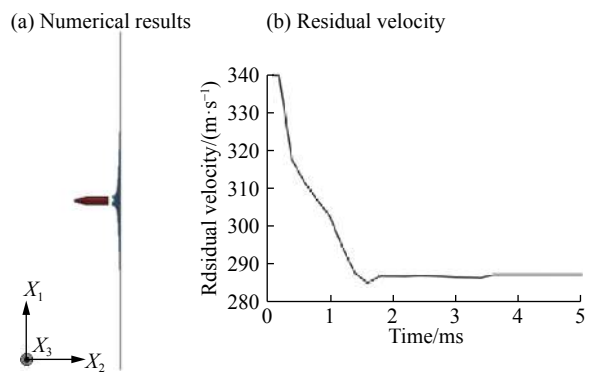


图 8 单层防护结构弹体冲击结果 ($v_0=340$ m/s)^[14]

Fig. 8 Result of impact of missile on single-layer defensive structure ($v_0=340$ m/s)^[14]

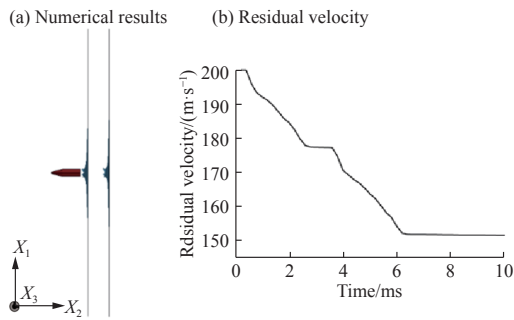


图 9 双层防护弹体冲击结果 ($v_0=200$ m/s)^[14]

Fig. 9 Result of impact of missile on double-layer defensive structure ($v_0=200$ m/s)^[14]

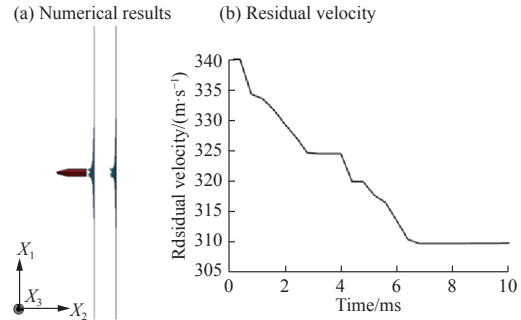


图 10 双层防护结构弹体冲击结果 ($v_0=340$ m/s)^[14]

Fig. 10 Result of impact of missile on double-layer defensive structure ($v_0=340$ m/s)^[14]

文数值方法的准确性^[17-18]。

2.2 等质量前提下星型负泊松比夹芯防护结构抗冲击性能

为探究星型负泊松比夹芯防护结构的抗弹体冲击性能, 本文设定星型防护结构的总质量与单层钢板防护结构相同, 靠近弹体的面板厚度为 20 mm, 远离弹体的面板厚度为 10 mm。表 2 展示了相同质量前提下, 不同胞元层数、不同胞元泊松比的防护结构芯层对应的胞元壁厚。夹芯防护结构在弹体冲击载荷下的仿真计算剩余速度如图 12~13 所示。

由表 2 可知, 等质量情况下, 超材料夹芯防护结构芯层的胞元层数越少, 泊松比对弹体剩余速度

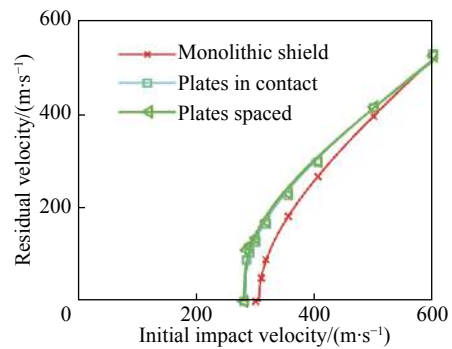


图 11 锥形弹体侵彻下初始速度与剩余速度关联曲线^[17]

Fig. 11 Initial impact velocity vs. residual velocity for three shields impacted by a heavy, conical-nose projectile^[17]

表 2 防护结构芯层胞元壁厚

Table 2 Cell thickness of Sandwich defensive structure

胞元层数	3层				5层			
	泊松比	-2.91	-1.63	-1.00	-0.63	-2.91	-1.63	-1.00
胞元壁厚/mm	0.87	1.01	1.16	1.68	0.54	0.60	0.65	0.97

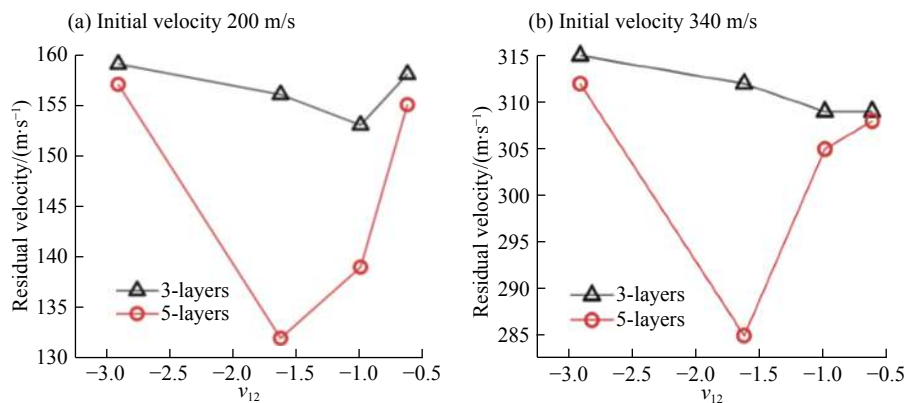


图 12 等质量负泊松比星型夹芯防护结构弹体剩余速度

Fig. 12 Residual velocity of missile after impact on star-shaped Sandwich defensive structure with negative Poisson ratio

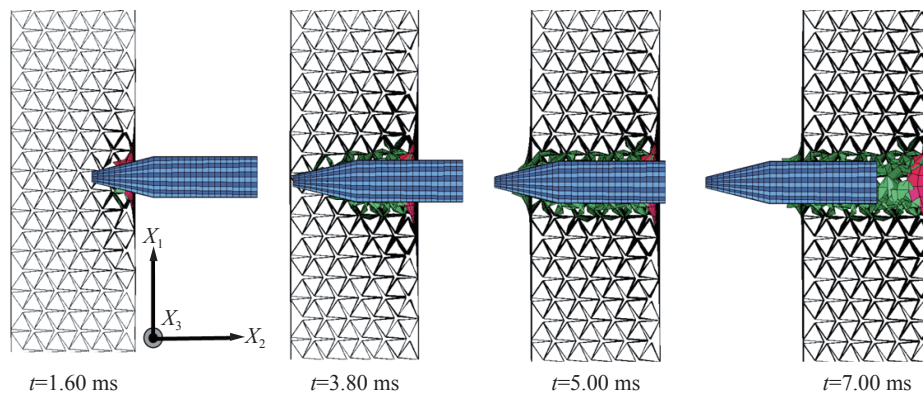


图 13 星型夹芯防护结构弹体冲击仿真过程截面示意图(5层, $\nu=-1.00$, 初速度 200 m/s)

Fig. 13 Demonstration of one section during the missile impact simulation on star-shaped sandwich defensive structure (5 layers, $\nu=-1.00$, initial velocity 200 m/s)

的影响越小。当夹芯防护结构胞元层数为 5 层时, 随胞元泊松比的增大, 弹体剩余速度先减小后增大, 在泊松比为 -1.63 时取得极小值。此外, 当胞元泊松比较小时, 弹体穿过 5 层胞元夹芯防护结构后的剩余速度相比穿过 3 层胞元夹芯防护结构更低。

与单层、双层钢板防护结构的抗冲击模拟结果对比可知, 等质量夹芯防护结构不具有明显的穿甲防护性能。这是因为弹体入射速度很高, 负泊松比胞元未能充分形变就已经被破坏、穿透, 压阻效应无法展现。图 13 展示了夹芯层受弹体高速冲击时大塑性变形和破坏的典型细观截面图像: 弹体直接穿透了面板和芯层, 冲击力作用范围小, 星型负泊松比超材料芯层的塑性形变和破坏仅局限在弹道附件极小范围内。负泊松比蜂窝通过本身薄壁结构在压阻效应下的形变和破坏来吸收并耗散机械能, 在高速弹体冲击下应力波还没有充足的时间传递至打击点周围的蜂窝胞元, 弹体便已经穿透夹芯层。因此星型结构未能充分发挥其吸能耗能的作用, 吸收或耗散足够的弹体运动的机械能。在质量相等的情况下, 星型负泊松比超材料芯层的几何构型使弹体侵彻路径上的穿透的防护结构质量相比单层钢板更小, 因此穿过星型负泊松比夹芯防护结构的弹体剩余速度相比单层钢板更高。

3 水下抗爆模拟

3.1 单层、双层防护结构水下爆炸过程模拟

单层防护结构水下爆炸过程仿真结果如图 14 所示, 单层钢板厚 170 mm, 钢板设置四边简支。等质量的双层防护结构水下爆炸过程仿真结果如图 15 所示, 前后两钢板厚度均为 85 mm, 两板相距 600 mm。为更好地与下文中等质量星型负泊松比超材料防护结构的抗爆响应作对比, 本文还分别模拟了迎爆面钢板厚度 20 mm、背爆面钢板厚度 150 mm(将芯层星型负泊松比结构的质量附加至背爆面钢板), 两板相距 600 mm 的双层板防护结构; 以及迎爆面钢板厚度 150 mm、背爆面钢板厚度 20 mm(将芯层星型负泊松比结构的质量附加至迎爆面钢板), 两板相距 600 mm 的双层板防护结构的水下抗爆过程。根据数值计算, 四类常规的钢板防护结构在爆炸载荷下的最大破口尺寸及最大塑性区域尺寸如表 3 所示。

根据图 14~15, 传统防护结构在水下爆炸载

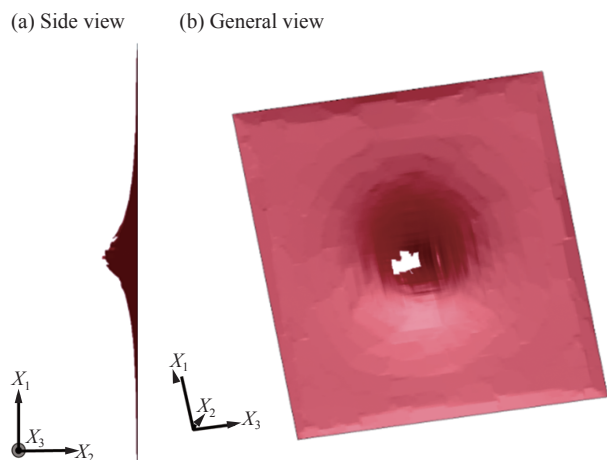


图 14 单层防护结构水下爆炸模拟结果^[14]

Fig. 14 Simulation result of underwater explosion of single-layer defensive structure^[14]

荷下 X_1 方向与 X_3 方向的破口和塑性变形区域尺寸基本一致。根据表 3, 将质量较为集中地分配在一侧面板(迎爆面钢板厚度 20 mm 模型或背爆面钢板厚度 20 mm 模型), 其背爆面最大破口尺寸相比前后钢板厚度一致的双层板防护结构更小。此外, 三种不同质量分配模式的双层板防护结构的背爆面最大破口尺寸皆相比单层板防护结构的最大破口尺寸更大。

3.2 等质量条件下超材料夹芯防护结构水下爆炸仿真

设定夹芯防护结构的前后面板厚度均为 20 mm, 控制夹芯防护结构总质量与 3.1 中所述传统防护结构总质量相同, 如此计算出各模型的星型负泊松比超材料芯层胞元壁厚如表 4 所示。爆炸造成的星型负泊松比超材料夹芯防护结构前后面板破口尺寸与塑性应变区域尺寸如图 16~17 所示。

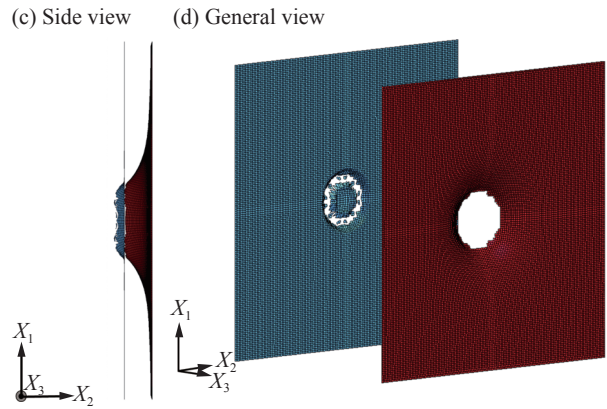


图 15 双层防护结构水下爆炸仿真结果 (前后面板厚度一致)

Fig. 15 Simulation Result of underwater explosion of double-layer defensive structure (with front and rear plates of the same thickness)

表 3 X_1 方向最大破口尺寸及塑性区域尺寸

Table 3 Maximum fracture region size and plastic region size

防护结构	最大破口尺寸/cm	最大塑性区域尺寸/cm	破口与塑性应变区比值
单层板防护结构	62.68	605.26	0.104
等质量双层板防护结构背爆面(前后面板厚度一致)	143.68	263.94	0.544
等质量双层板防护结构背爆面(迎爆面钢板厚度 20 mm)	83.53	249.96	0.334
等质量双层板防护结构背爆面(背爆面钢板厚度 20 mm)	127.18	240.03	0.530

表 4 等质量条件下芯层胞元壁厚

Table 4 Cell thickness of sandwich defensive structure under condition of equal mass

胞元层数	3层				5层			
泊松比	-2.91	-1.63	-1.00	-0.63	-2.91	-1.63	-1.00	-0.63
胞元壁厚/mm	5.66	6.56	7.54	10.92	3.51	3.90	4.23	6.31

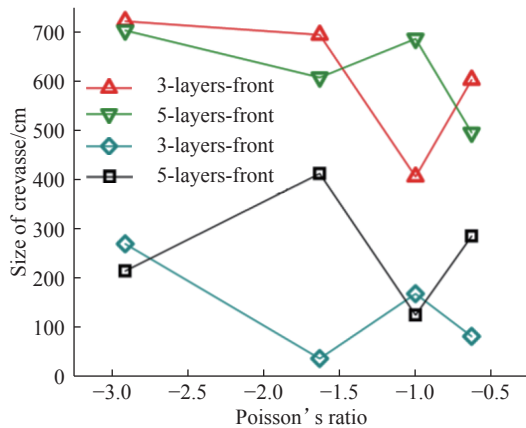


图 16 前后面板最大破口尺寸

Fig. 16 Maximum crevasse of face plate

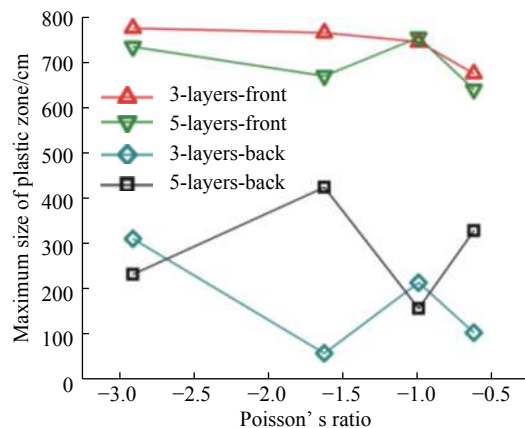


图 17 前后面板最大塑性区域尺寸

Fig. 17 Maximum size of plastic zones of face plate

根据图 16, 三层星型负泊松比夹芯结构的前后面板破口尺寸随泊松比的增大先减小后增大, 泊松比为-1.00 时迎爆面面板破口尺寸最小, 泊松比为-1.63 时, 背爆面面板破口尺寸最小, 为 35.8 mm。迎爆面面板破口尺寸与背爆面面板破口尺寸负相关, 即迎爆面面板破口尺寸越大, 背爆面面板破口尺寸越小。这是因为爆炸产生的总能量是一定的, 迎爆面钢板与负泊松比芯层破坏越严重, 它们吸收的能量越多, 传递到背爆面面板的能量便越低, 对背爆面钢板造成的破坏越弱。根据图 17, 塑性区域尺寸随泊松比的变化与最大破口尺寸随泊松比的变化基本一致。

等质量条件下星型负泊松比结构水下抗爆仿真结果如图 18 所示。爆炸造成的迎爆面面板破口与塑性应变区比值如图 19 所示。

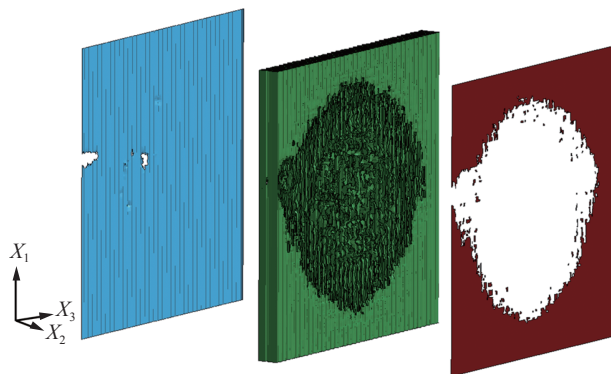


图 18 星型负泊松比夹芯结构水下抗爆数值结果($\nu=-1.63$)

Fig. 18 Numerical result of star-shaped auxetic sandwich structure ($\nu=-1.63$)

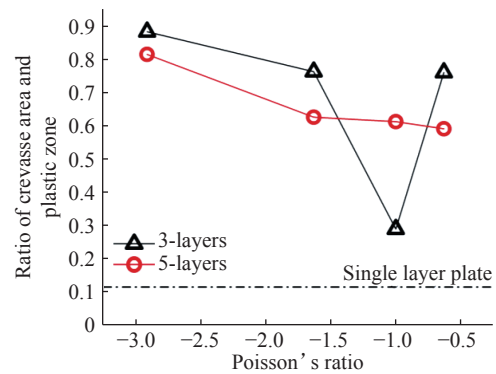


图 19 夹芯防护结构迎爆面破口区域与塑性区域比值

Fig. 19 Ratio of fracture region to plastic region

根据图 18 及图 19, 等质量的夹芯防护结构在抗爆仿真过程中, 迎爆面产生塑性大变形和相对较小的破坏区域, 负泊松比芯层被大范围压缩、形变和破坏。由于负泊松比压阻效应, 受压后的星型负泊松比结构向爆炸冲击波冲击中心收缩, 局部密度增大, 整个防护结构尚未被爆炸冲击波完全穿透。

图 20 展示了截面上负泊松比芯层受水下爆炸载荷时产生大塑性变形、破坏的典型细观过程。图 19 中星型夹芯结构迎爆面破口与塑性应变区比值明显大于单层板防护结构, 由于破坏结构所需的能量相比使结构产生塑性应所需的能量更高, 因此星型负泊松比夹芯结构相比单层板具有更高的能量吸收效率。

3.3 等壁厚条件下星型负泊松比夹芯结构水下抗爆仿真分析

为进一步探明星型胞元壁厚对水下抗爆性能的影响, 对上述四种泊松比的 3 层、5 层防护结构模型分别在胞元壁厚为 5、10、15 mm 时的抗爆过程进行数值仿真, 计算结果如图 21 所示。

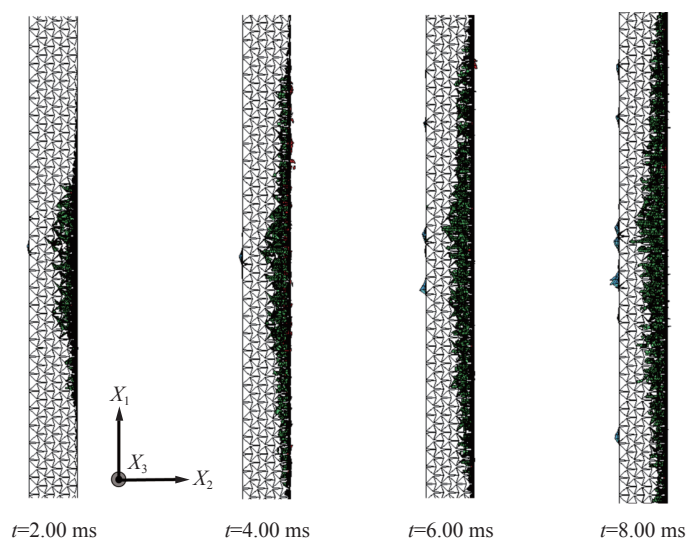


图 20 典型星型负泊松比夹芯防护结构抗爆过程仿真截面图 (3 层, $\nu=-1.63$)

Fig. 20 The anti-explosion performance of auxetic sandwich defensive structure (3 layers, $\nu=-1.63$)

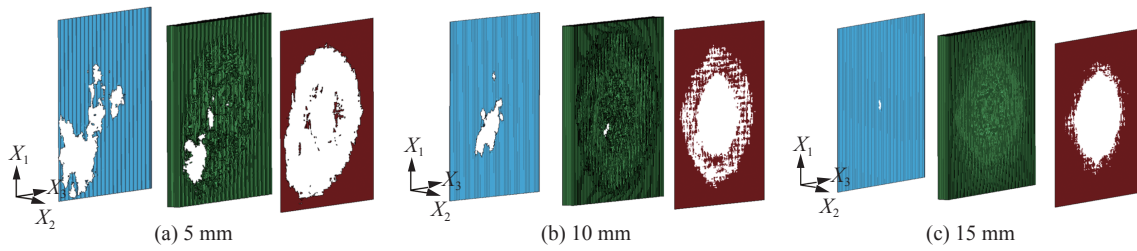


图 21 等壁厚星型负泊松比超材料夹芯防护结构数值仿真结果 (3 层, $\nu=-1.00$)

Fig. 21 Numerical result of auxetic cellular sandwich structure (3 layers, $\nu=-1.00$)

根据图 21, 胞元壁厚对星型夹芯防护结构的抗爆性能有显著的影响, 整体上看厚度越大, 星型夹芯防护结构的抗爆性能越好。胞元泊松比为-1.00, 胞元层数为 3 层时, 胞元壁厚 5 mm 的夹芯结构被炸穿, 产生较大破口; 胞元壁厚 15 mm 的夹芯结构则未被完全炸穿, 背爆面基本保全完好。这是因为夹芯层厚度越大, 破坏芯层所需的能量越多, 传递至背爆面的冲击波所携带的能量约少。

根据数值计算, 等壁厚条件下, 爆炸造成的星型负泊松比夹芯防护结构前后两侧面板破口尺寸与塑性应变区域尺寸如图 22~23 所示。

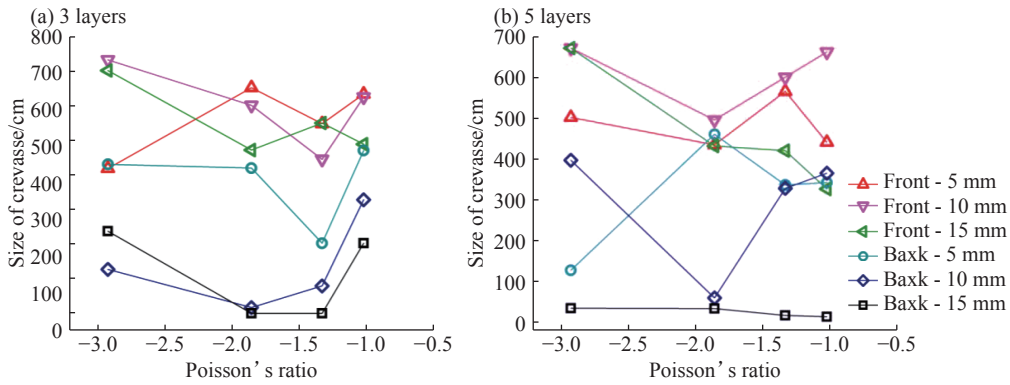


图 22 等壁厚星型负泊松比夹芯结构前后面板破口最大尺寸

Fig. 22 Maximum fracture region size on front and rear plates of star-shaped sandwich defensive structure of equal cell thickness

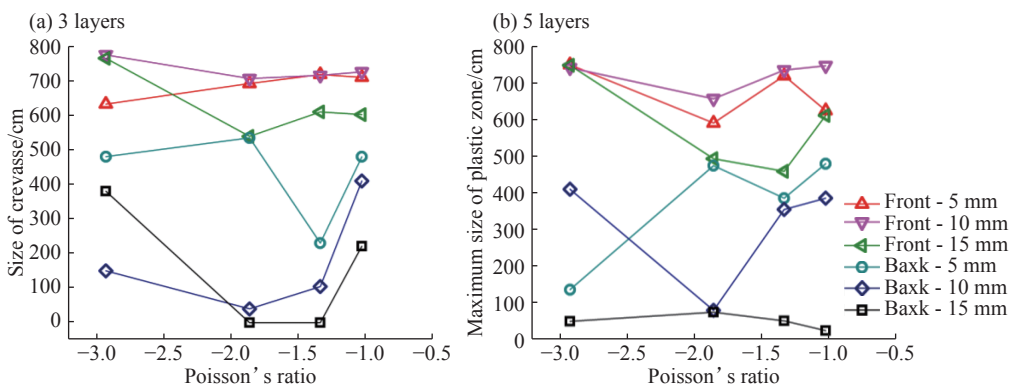


图 23 等壁厚星型负泊松比夹芯结构前后面板塑性区最大尺寸

Fig. 23 Maximum plastic region size on front and rear plates of Star-shaped Sandwich defensive structure of equal cell thickness

由图 22~23 可知, 星型夹芯防护结构前后面板塑性区域最大尺寸变化趋势与最大破口尺寸变化趋势基本一致。对 3 层星型夹芯防护结构, 随着泊松比从-0.63~-2.91 增大, 背爆面的最大破口尺寸先减小后增大, 泊松比-1.63 与-1.00 时取得极小值。对 5 层胞元夹芯结构, 胞元壁厚 10 mm 时背爆面破口随泊松比的增大先减小后增大, 在-1.63 处取得极小值; 胞元壁厚 15 mm 时, 泊松比对背爆面最大破口尺寸

影响不明显: 均在 40 cm 上下波动。星型胞元壁厚的增大总体上会使背爆面破口尺寸减小, 这是因为胞元壁厚的增大使得毁坏夹芯层所需消耗的能量更多, 导致传递至背爆面的冲击波得到了相应的缓解。

等壁厚条件下 5 层胞元结构虽然相比 3 层胞元结构有更大的相对密度, 但同时胞元层数的增加也增大了星型夹芯结构的整体刚度, 造成芯层变形能力减弱, 压阻效应受到影响。星型胞元层数为 3 层、胞元壁厚 15 mm、泊松比-1.63 和-1.00 的星型负泊松比夹芯防护结构背爆面完整, 没有受到破坏。

4 结 论

本文通过数值仿真研究了星型负泊松比超材料夹芯防护结构的胞元层数、泊松比以及胞元壁厚对其抗爆抗冲击性能的影响, 主要结论如下: (1) 星型负泊松比夹芯结构的抗冲击性能与传统防护结构类似, 均无法抵挡高速弹体冲击; 这主要是由于弹体冲击速度过高, 星型结构不能快速形变并传递弹体冲击带来的能量, 压阻效应无法体现; (2) 等质量前提下, 合理设计的星型负泊松比夹芯防护结构抗爆性能相比常规单层板防护结构更优; 负泊松比材料的压阻效应在抗爆过程中得到展现, 破口面积与塑性区域面积的比值明显大于常规防护结构, 芯层的能量吸收耗散效率更高; 泊松比的变化对抗爆仿真计算结果影响明显, 层数 3 层、泊松比-1.63 的星型夹芯结构的能量吸收率高, 背爆面破口尺寸最小; (3) 等壁厚前提下, 3 层星型负泊松比夹芯防护结构总体上相比 5 层防护结构抗爆性能更优; 5 层胞元防护结构增大了夹芯层的整体刚度, 造成芯层变形能力减弱, 压阻效应受到影响, 对爆炸冲击能量的吸收相应减弱; (4) 综合考虑星型负泊松比夹芯防护结构芯层的胞元层数、泊松比和壁厚, 设计中建议使用 3 层、泊松比-1.63 的星型胞元, 在此基础上根据设计需求选取胞元壁厚; 此类星型胞元在等质量、等壁厚前提下均表现出较好的抗爆性能, 且在等壁厚条件下相对密度相比相同泊松比的 5 层星型胞元更低, 防护结构总质量更轻, 加工难度低, 更适合实际工程应用。

参考文献:

- [1] BALANDIN D, BOLOTNIK N, PILKEY W. Optimal protection from impact, shock and vibration [M]. Amsterdam: Gordon and Breach Science Publishers, 1998.
- [2] 朱锡, 张振华, 刘润泉, 等. 水面舰艇舷侧防雷舱结构模型抗爆试验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2004, 24(2): 133-139. DOI: 10.11883/1001-1455(2004)02-0133-07.
ZHU Xi, ZHANG Zhenhua, LIU Runquan, et al. Experimental study on the explosion resistance of cabin near shipboard of surface war ship subjected to underwater contact explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2004, 24(2): 133-139. DOI: 10.11883/1001-1455(2004)02-0133-07.
- [3] WIERNICKI C, LIEM F, WOODS G, et al. Structural analysis methods for lightweight metallic corrugated core sandwich panels subjected to blast loads [J]. *Naval Engineers Journal*, 1991, 103(3): 192-203.
- [4] MCSHANE G, DESHPANDE V, FLECK N. The underwater blast resistance of metallic sandwich beams with prismatic lattice cores [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2007, 72(2): 352-364.
- [5] ABRATE S. Impulsive response of sandwich structures [J]. *Procedia Engineering*, 2014, 88: 62-68.
- [6] VASILACHE C A, BOAZU D. Sandwich plates loaded at explosion impact [J]. *Materiale Plastice*, 2013, 50(2): 122-125.
- [7] 黄超, 姚熊亮, 张阿漫. 钢夹层板近场水下爆炸抗爆分析及其在舰船抗爆防护中的应用 [J]. *振动与冲击*, 2010, 29(9): 73-76.
HUANG Chao, YAO Xiongliang, ZHANG Aman. Analysis of blast-resistance of steel sandwich plate under proximity underwater explosion loading and its application in ship protection [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2010, 29(9): 73-76.
- [8] 卢天健, 辛锋先. 轻质板壳结构设计的振动和声学基础 [M]. 北京: 科学出版社, 2012.
- [9] 邹广平, 孙杭其, 唱忠良, 等. 聚氨酯/钢夹芯结构爆炸载荷下动力学响应的数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(6): 907-912. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)06-0907-06.
ZOU Guangping, SUN Hangqi, CHANG Zhongliang, et al. Numerical simulation on dynamic response of polyurethane/steel sandwich structure under blast loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(6): 907-912. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)06-0907-06.

- [10] 方岱宁, 张一慧等. 轻质点阵材料力学与多功能设计 [M]. 北京: 科学出版社, 2009.
- [11] QU T, AVACHAT S, ZHOU M. Response of cylindrical composite structures subjected to underwater impulsive loading: experimentations and computations [J]. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 2017, 139(2): Article ID 021020.
- [12] 杨德庆, 马涛, 张梗林. 舰艇新型宏观负泊松比效应蜂窝舷侧防护结构 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(2): 243–248. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)02-0243-06.
YANG Deqing, MA Tao, ZHANG Genglin. A novel auxetic broadside defensive structure for naval ships [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(2): 243–248. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)02-0243-06.
- [13] ZHANG X W, YANG D Q. Numerical and experimental studies of a light-weight auxetic cellular vibration isolation base [J]. *Shock and Vibration*, 2016(9): 1–16.
- [14] 杨德庆, 张相闻, 吴秉鸿. 负泊松比效应防护结构抗爆抗冲击性能影响因素 [J]. *上海交通大学学报*, 2018, 52(4): 5–13.
YANG Deqing, ZHANG Xiangwen, WU Binghong. Study on the influence factors of explosion and shock resistance performance of auxetic sandwich defensive structure for naval ships [J]. *Journal of Shanghai Jiao Tong University*, 2018, 52(4): 5–13.
- [15] GRIMA J N, GATT R, ELLUL B, et al. Auxetic behaviour in non-crystalline materials having star or triangular shaped perforations [J]. *Journal of Non-Crystalline Solids*, 2010, 356(37–40): 1980–1987.
- [16] 吴秉鸿, 张相闻, 杨德庆. 星型负泊松比多孔材料力学性能及应用研究 [J]. *固体力学学报*, 2018, 39(2): 139–151.
WU Binghong, ZHANG Xiangwen, YANG Deqing. Mechanical properties and application of the star-shaped cellular auxetic material [J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2018, 39(2): 139–151. DOI: 10.19636/j.cnki.cjcm42-1250/o3.2017.015.
- [17] TENG X, DEY S, BORVIK T, et al. Protection performance of double-layered metal shields against projectile impact [J]. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2007, 2(7): 1309–1330.
- [18] DURMUS A, GUDEN M, GULCIMEN B, et al. Experimental investigations on the ballistic impact performances of cold rolled sheet metals [J]. *Materials and Design*, 2011, 32(3): 1356–1366.

Anti-explosion and shock resistance performance of sandwich defensive structure with star-shaped auxetic material core

YANG Deqing^{1,2,3}, WU Binghong³, ZHANG Xiangwen³

(1. *The State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;*

2. *Collaborative Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploration, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;*

3. *School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)*

Abstract: A sandwich defensive structure made up of the star-shaped auxetic cellular material is designed in this paper. FE models are developed to simulate the process of projectile penetration and underwater explosion. Different structure parameters, such as cell thickness and Poisson's ratio of the star-shaped material, are applied to investigate the affections of the auxetic insert layer in projectile penetration and explosion. According to the numerical simulation results, the star-shaped auxetic sandwich structure does not strong enough to defense missile attacks as it bringing higher residual velocity compared with the traditional monolithic shield. Meanwhile, this auxetic structure tends to show better anti-explosive performance than the traditional shield of equal mass. Structure parameters of the star-shaped material influence the anti-explosion ability of sandwich structure in different complicated ways. As far as simulated cases, the sandwich structure can achieve the best anti-explosion performance by setting the value -1.63 for Poisson's ratio of auxetic cellular and decreasing the layers of the cellular material.

Keywords: auxetic; sandwich structure; broadside defense; penetration; underwater explosion; shock resistance

(责任编辑 王小飞)