金字塔点阵夹层壳对潜艇抗水爆防护机理

张振华*, 黄秀峰, 韩邦熠, 任宝冲, 金星, 巫继航, 王媛欣

海军工程大学舰船与海洋学院, 武汉 430033

*联系人, E-mail: 2zsz@163.com

收稿日期: 2020-09-21; 接受日期: 2020-11-05; 网络出版日期: 2021-06-21

国家安全重大基础研究973项目和国家自然科学基金(编号: 51879270)资助

摘要 将轻质高强金字塔点阵夹层壳运用在常规潜艇非耐压壳上, 以达到遭受鱼雷近距离攻击时有效降低潜艇耐压壳损伤的目的. 本文首先提出了常规潜艇上安装金字塔点阵夹层壳的设计方案. 采用MSC.NASTRAN研究了安装金字塔点阵夹层壳后潜艇艇体结构的抗高静水压性能. 仿真结果表明, 经过改进的潜艇舱段结构在计算水深下处于安全范围, 具有良好的抗静压性能. 之后采用MSC.DYTRAN研究了以金字塔点阵夹层壳作为潜艇外层防护结构的抗爆效能. 研究表明, 当100 kg TNT装药在潜艇舱段舷侧3 m处爆炸时, 以受损变形为评价参数, 安装金字塔点阵夹层壳的潜艇耐压壳抗爆性能相较于常规潜艇提高了69.7%. 迎爆面外壳板和上甲板的抗爆性能分别提高了49.8%和55.8%. 与实心板相比, 当流固耦合系数大于10, 且芯层强度与冲击波峰值比值小于0.15时, 芯层可以降低入射总冲量60%以上, 运用在潜艇上的金字塔点阵夹层壳不仅满足承受高静水压的条件, 还可以大幅提高潜艇艇体结构的抗水下爆炸冲击性能, 具有显著的应用价值.

关键词 金字塔点阵, 夹芯壳板, 水下爆炸, 潜艇, 防护

PACS: 46.50.+a, 47.11.Bc, 62.50.+p, 63.90.+t, 46.05.+b

1 引言

潜艇作为重要的海上作战力量, 一直在海战中扮演着不可或缺的角色. 由于现代兵器技术的迅速发展, 潜艇所处环境变得日益严峻, 这对潜艇的抗爆抗冲击性能提出了更高的要求. 近年来, 点阵材料的快速发展引起了国内外舰船学术界的广泛关注和重视, 其轻质高强、抗爆抗冲击、多功能可设计性、吸声性能以及吸收电磁波性能使其具有极大的发展空间^[1-4].

与多孔材料不同的是, 点阵材料采用周期性单元

结构作为芯层, 具有更强的可设计性, 在冲击荷载作用下表现出更高的能量吸收能力, 与相同面密度的实心板和泡沫夹层结构相比, 金属点阵夹芯板在抵抗爆炸冲击载荷方面具有更大的优势^[5-11].

Zhang等人^[12]研究了填充聚氨酯泡沫的金字塔点阵夹芯板在准静态压缩载荷和低速冲击作用下的响应. 压缩试验表明, 泡沫填充夹层板承载能力比未填充试样和填充聚氨酯块体的总和更大, 但随着压缩应变的不同, 结构的吸能吸收效率也存在不同. Ye等人^[13]分别采用水平打印和垂直打印的方式制作了金字塔单

引用格式: 张振华, 黄秀峰, 韩邦熠, 等. 金字塔点阵夹层壳对潜艇抗水爆防护机理. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2021, 51: 124606
Zhang Z H, Huang X F, Han B Y, et al. The protective mechanism of pyramid lattice on submarine subjected to undex (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2021, 51: 124606, doi: 10.1360/SSPMA-2020-0373

元结构, 并采用准静态压缩试验研究了金字塔单元结构的力学性能和能量吸收特性, 得到了应变强化、稳定变形和软化三种变形模式. Nasrullah等人^[14]针对蜂窝结构只有单向吸能能力, 而金属泡沫结构具有高度不规则性的缺点, 研究了包含金字塔构型在内的11种晶格结构的力学性能, 结果表明octet型晶格结构是耐碰撞的最佳晶格构型, 经过优化的octet型晶格结构具有高达127 kJ/kg的比能量吸收. Jin等人^[15]采用SLM方法对7种不同高宽比和杆元直径的PK结构在冲击载荷作用下的力学性能进行了研究. 结果表明, 随着杆径的增大, PK的初始变形区由中间层向上下两层转变. PK的强度、模量和能量吸收能力与其相对密度的平方成正比. Schiffer等人^[16]建立了水背弹性波纹板在水下爆炸作用下的一维响应理论模型. 结果表明, 在不存在塑性变形的情况下, 刚度越大的夹芯层吸收的冲击波能量越多. Ozdemir等人^[8]测试了金刚石型和四面内凹型点阵结构在准静态压缩条件下的应力-应变响应, 之后进行了霍普金森杆试验, 以评估点阵材料在高应变率下的冲击响应. 在此基础上, Ozdemir等人^[9]采用数值研究发现, 使用带有梁单元的相对简单的数值模型可以很好地模拟试验结果. Feng等人^[17]对芯层相对密度为4%的沙漏点阵夹层结构进行了准静态压缩和水下爆炸冲击试验. 结果表明沙漏点阵的准静态抗压强度与金字塔点阵相近. 在水下爆炸冲击作用下, 沙漏点阵夹层板的后面板挠度比相同表面质量的板低约60%. Lan等人^[18]设计了一种新型双箭头负泊松比点阵夹芯板结构, 得到该结构在抗爆和吸能方面均优于等质量实心板的结论, 并探讨了结构曲率等参数的影响. Novak等人^[19]和Gao等人^[20]也对负泊松比夹层结构的抗冲击性能开展了相关研究. Dharmasena等人^[21]进一步研究了比冲量范围在1.5–7.6 kPa s的空爆载荷下低相对密度金字塔点阵夹层板的流固耦合效应. 研究表明前面板的动态断裂会使利用FSI减低输入冲量的优点受到的限制.

欧美发达国家对点阵材料在舰艇结构上的应用研究已开展多年. Wadley等人^[22]研究了金字塔点阵夹芯板结构在水下冲击载荷作用下的压缩响应, 采用304钢通过冲压折叠成形工艺制造了圆柱形夹芯板结构试验模型, 通过水爆试验研究了金字塔点阵夹芯板结构的抗爆抗冲击性能. Wadley等人^[23]还通过试验研究了不同拓扑结构和大小的多层点阵夹芯板结构在弹丸冲

击载荷下的防护能力, 包括蜂窝夹芯、X型夹芯和金字塔夹芯, 并研究了将夹芯壳板结构运用在舰艇外壳的可行性和具体方法, 包括将夹芯壳板安装在船壳上的装配方法和焊接工艺等. 目前看来, 有迹象表明欧美国家已将点阵结构运用在舰艇上, 利用其优越的抗爆抗冲击性能对舰艇进行防护. 而国内点阵夹芯板结构在水面舰艇上的应用研究尚处于起步阶段. 张振华等人^[24,25]研究了金字塔点阵夹芯板单元结构的加工工艺方法和准静态压缩性能, 并在此基础上对金字塔点阵夹芯板结构进行了球头落锤冲击载荷下的动态响应实验, 研究了金字塔点阵夹芯板结构在碰撞冲击载荷下的变形模式以及吸能机理. 王媛欣等人^[26]通过均质化计算方法利用MSC.DYTRAN研究了多层金字塔点阵夹芯结构在水爆冲击下的动态响应. 近年来在国际上关于水下爆炸的研究也有了长足的进步^[27–31], 但在冲击相似律方面的成果较少^[32,33]. 因此, 对于大型结构的水下爆炸冲击预报仍然以仿真计算为主.

目前国内外尚未有将金字塔点阵壳板用于潜艇结构的相关研究, 而金字塔点阵夹芯壳板作为一种新型多功能轻质高强结构, 它在减轻潜艇结构重量, 提高潜艇抗水爆冲击性能上有着广泛的应用前景^[34]. 本文研究了以金字塔点阵夹层柱壳结构作为潜艇外层防护结构的抗爆效能. 首先提出了金字塔点阵夹层柱壳在潜艇上的设计方案, 之后研究了防护结构在高静水压下的承载能力. 在此基础上, 研究了潜艇在遭受鱼雷近距离攻击时, 金字塔点阵夹层柱壳结构对潜艇耐压壳体的防护效能.

2 金字塔点阵夹芯壳板设计

图1所示为常规潜艇艇体结构的典型横剖面图, 根据潜艇艇体结构特点, 将其分为A区、B区、C区和D区, 其中A区和C区受水中武器攻击概率较大且结构相对较弱, 因此应该作为重点防护部位. 将金字塔点阵夹层壳结构运用在A区和C区的非耐压壳板上, 需要考虑到既不能大幅影响压载水舱的容量, 也不能降低潜艇包括非耐压壳体在内的结构强度.

常规潜艇非耐压壳体属于板架结构, 壳板上装有肋骨和纵骨, 非耐压壳体被肋骨和纵骨划分为网格状, 如图2所示. 本文采用“砌砖”的方法将金字塔点阵夹芯壳板结构运用在非耐压壳体上, 以不削弱常规潜艇非

图 1 (网络版彩图) 潜艇艇体结构典型横剖面图

Figure 1 (Color online) Typical transverse section of conventional submarine.

耐压壳体本身结构为原则, 设想将纵骨和肋骨从球扁钢和T型材改为板材, 并适量加高使其高度一致, 以方便将点阵夹芯结构嵌入到网格当中. 高度少于耐压壳体与非耐压壳体之间压载水舱高度的三分之一, 不会大幅度影响压载水舱的容量.

金字塔点阵夹芯壳板中采用的金字塔单元结构尺寸如下: 杆元长度为100 mm, 直径15.2 mm, 每个杆元与其在下面板的投影的夹角为 45° , 金字塔单元下面板为正方形, 边长为100 mm, 由杆元组成的金字塔的高度为70.72 mm, 如图3所示.

金字塔点阵夹芯壳板采用三层夹芯. 夹芯层的四层面板从内到外分别为下面板、第一层间板、第二层间板、上面板. 上面板对应常规潜艇的非耐压壳. 图4

图 2 潜艇非耐压壳纵骨和肋骨形成的网格

Figure 2 Longitudinal and frame of non-pressure hull of submarine.

为纵骨和肋骨交错形成的一个网格中的“点阵砖”结构安装图. 数量众多的“点阵砖”砌成了金字塔点阵夹芯壳板结构, 代替了常规双壳体潜艇上的非耐压壳体. “点阵砖”为封闭结构, 其中充满空气. 对高静水压下的点阵夹芯壳板结构的受力分析表明此结构足以抵御潜艇深水静压.

图5为位于潜艇最外层的金字塔点阵夹芯壳板横截面图, 点阵结构被第一、二层间板分割成了三层, 又被纵骨和肋骨分割成了排列整齐的长方形网格. 该结构取代了常规潜艇的非耐压壳. 金字塔点阵夹层壳板的内外侧均为海水, 其设计尺寸如表1所示.

3 金字塔点阵夹芯壳板抗高静水压性能

将金字塔点阵夹芯壳板运用到潜艇的非耐压壳体上, 首先需要考虑其是否能抵抗潜艇下潜时的高静水压, 此时金字塔点阵夹芯壳板将受到外水域和舷间水

图 3 (网络版彩图) 金字塔单元结构尺寸. (a) 单元尺寸; (b) 单元结构

Figure 3 (Color online) Dimension of unit cell of pyramidal lattice structure. (a) Unit dimensions; (b) unit structure.

图 4 (网络版彩图)金字塔“点阵砖”的安装. (a) 下面板; (b) 安装第一层夹芯层; (c) 安装第一层间板; (d) 安装第二层夹芯层; (e) 安装第二层间板; (f) 安装第三层夹芯层; (g) 安装上面板; (h) 安装纵骨和肋骨

Figure 4 (Color online) Scheme of the mesh “brick” of pyramidal sandwich. (a) The lower panel; (b) install the first sandwich layer; (c) install the first floor panel; (d) install the second sandwich layer; (e) install the second floor panel; (f) install the third sandwich layer; (g) install the upper panel; (h) install shell longitudinal and ribs.

域同时施加的高静水压. 舷间水域与外界水域压强相等, 大小由下潜深度决定. 首先利用MSC.NASTRAN对金字塔点阵夹芯壳板的抗高静水压性能进行研究.

3.1 有限元建模

采用MSC.PATRAN建立潜艇舱段模型. 考虑到计算效率, 舱段A区的网格划分相对较细, 其余部分网格划分则相对较粗.

(1) 舱段模型的建立

根据表1, 在MSC.PATRAN中建立舱段模型的有限元模型, 输入材料参数和单元属性, 如图6所示. A区的面板, 即上下面板和第一、二层间板, 在每个肋位间距轴向划分6个正方形PSHELL单元. 芯层的金字塔单元杆件则采用PBAR类型, 拓扑选择Bar2. 舱段模型的其余部分, 包括肋板、托板、舱壁、上甲板、耐压壳体以及外壳体等结构采用板壳单元, T型材、球扁钢等构件采用梁单元.

(2) 计算工况

工况设置为潜艇A区点阵夹芯壳板的上面板受到

图 5 (网络版彩图)金字塔点阵夹芯壳板横截面图. (a) 整体图; (b) 细节图

Figure 5 (Color online) Transverse section of pyramidal sandwich hull. (a) Whole structure; (b) detail structure.

表 1 金字塔点阵夹芯壳板尺寸

Table 1 Structure dimension of pyramidal sandwich hull		
物理量		数值
杆件	杆件与面板的夹角 (°)	45
	杆件直径 (m)	0.015
	点阵单元杆件长度 (m)	0.100
	圆形截面的惯性矩 (m ⁴)	2.485×10 ⁻⁹
	杆件截面积 (m ²)	1.815×10 ⁻⁴
板结构	上面板厚度 (m)	0.012
	下面板厚度 (m)	0.005
	夹芯层数	3
	夹层板的厚度 (m)	0.002
骨材	纵骨高度 (m)	0.210
	肋骨高度 (m)	0.210
	纵骨厚度 (m)	0.010
	肋骨厚度 (m)	0.008
芯层等效材料参数	点阵单元高度 (m)	0.071
	点阵单元相对密度	0.103

外水域静压, 下面板受到舷间水域静压, 以及耐压壳受到舷间水域的高静水压的作用. 潜艇其余部分的非耐压壳板同样受到两侧的水压, 但其为单层壳体, 所以无需施加载荷. 确定潜艇下潜计算深度为435 m, 金字塔点阵夹层壳板和耐压壳受载如图7所示.

(3) 边界条件

潜艇舱段模型的两端为固支条件, 即对舱段内、外壳两端的节点施加固支约束.

(4) 材料本构

图 6 潜艇舱段有限元模型

Figure 6 FEM of the cabin of submarine.

图 7 (网络版彩图)有限元模型工况示意图. (a) 点阵夹层壳板加载; (b) 耐压壳加载

Figure 7 (Color online) Load case of FEM. (a) Pressure on lattice sandwich plates; (b) loading of pressure shell.

模型中各部分材料均采用MSC.NASTRAN线性

图 8 (网络版彩图)高静压下舱段应力云图

Figure 8 (Color online) Stress of cabin under hydraulic pressure.

材料模型, 其中弹性模量为210 GPa, 泊松比为0.3, 密度为 7800 kg m^{-3} .

3.2 计算结果及分析

计算结果显示舱段应力如图8所示, 金字塔点阵夹芯壳板两边同时受到外水域和舷间水域施加的435 m水压时呈现马鞍状变形. 金字塔点阵夹芯壳板结构应力较小, 但舱段其他结构呈现应力集中的情况, 如舱段两端上部纵桁应力值达到633 MPa, 点阵夹芯壳板结构的下面板与实肋板相连处应力值达到496 MPa, 潜艇底部非耐压壳肋骨应力值达到507 MPa. 由于这些结构的应力值偏大, 故须对这些位置的构件进行加强. 构件加强位置如图9所示, 加强方案如表2所示.

图 9 (网络版彩图)结构加强部件示意图

Figure 9 (Color online) Location of reinforced component.

表 2 构件加强尺寸

Table 2 Dimension of reinforced members

	结构加强部件	增厚 (mm)
①	舱段两端的上部纵桁	8
②	与金字塔点阵夹芯壳板下面板相连的实肋板	2.8
③	与实肋板相连的金字塔点阵夹芯壳板下面板	5
④	潜艇底部非耐压壳肋骨	腹板4 翼板2

图10为经过结构加强的舱段变形云图, 其中最大值为9.51 mm, 位于耐压壳上部. 此外, 没有托板支撑的耐压壳舭部、耐压壳上部纵桁以及与上部纵桁相连上甲板也有较大变形.

图11为结构加强后潜艇舱段的应力云图. 由图中可以看出耐压壳应力最大值为414 MPa, 位于耐压壳上端. 实肋板与点阵夹芯壳板下面板的相交处, 以及舱段两端上部纵桁应力较大, 应力最大值为437 MPa. 由《GJB/Z21-91潜艇结构设计计算规则》, 壳板强度的许用应力为屈服强度的0.85倍, 已知艇体结构的屈服应力为600 MPa, 因此许用应力为510 MPa, 故结构处于安全范围之内.

金字塔点阵夹芯壳板的上下面板和第一、二层间板的应力随纵骨和肋骨呈网格状分布, 与纵骨和肋骨相交的部分应力较小, 纵骨和肋骨形成的网格中间部分的应力较大. 应力分布大小顺序为: 第二层间板的应力<上面板的应力<第一层间板的应力<下面板的应力. 金字塔夹芯层的应力分布如图11(b)所示, 与纵骨

和肋骨相连的杆件的应力较小, 与上面板相邻的第三层夹芯层应力最大, 最大应力为335 MPa.

4 金字塔点阵夹层壳抗水爆冲击研究

4.1 有限元建模

针对金字塔点阵夹层结构在水下爆炸冲击作用下的损伤响应, 本课题组曾开展了系列实验研究^[26,35], 并对试验结果进行了仿真计算, 结果吻合较好. 舱段结构仍沿用3.1节中的模型, 但材料模型需要重新设置.

(1) 定义边界条件和接触

模型边界条件仍然为舱段两端固支. 如图12所示, 在金字塔点阵夹芯壳板中, 每层芯层与其相邻的上下层间板定义Master-Slave Node类型的接触, 即若干离散节点与面之间的接触, 避免模型变形的时候芯层杆件穿过面板.

(2) 建立水域有限元

仿真模型中包含两部分水域, 分别是外水域和舷间水域. 根据水下爆炸工况, 在适当范围内建立外水域欧拉单元, 如图13所示. 计算工况为100 kg TNT药包距离舱段左舷舷侧3 m爆炸. 建立外水域尺度长19.6 m, 宽29 m, 高24 m, 分别划分网格数为66, 100和80. 外水域与舱段模型的相对位置如图14所示. 外水域单元的尺寸为0.3 m×0.3 m×0.3 m, 单元数量为528000.

对于舷间水域而言, 欧拉域的建立仅需将内外壳之间的压载水舱区域覆盖即可. 建立舷间水域长10.4 m, 宽10 m, 高11 m, 分别划分网格数为75, 74和80. 舷间水域与模型相对位置如图15所示. 图中内外壳

图 10 (网络版彩图)舱段模型结构加强后的位移云图. (a) 舱段整体; (b) 耐压壳; (c) 金字塔点阵夹芯壳板结构和肋板

Figure 10 (Color online) Displacement of reinforced cabin. (a) The whole cabin; (b) pressure shell; (c) pyramid lattice sandwich shell structure and ribbed plate.

图 11 (网络版彩图)舱段模型加强后的结构应力云图. (a) 舱段整体; (b) 金字塔夹层芯层; (c) 耐压壳; (d) 点阵夹芯壳板和肋板
Figure 11 (Color online) Stress of reinforced cabin. (a) The whole cabin; (b) pyramid lattice; (c) pressure shell; (d) lattice sandwich shell and ribbed plate.

图 12 (网络版彩图)点阵夹层壳的接触定义
Figure 12 (Color online) Contact define of pyramidal sandwich hull.

板网格包裹的部分即为压载水舱区域. 舷间水域单元尺寸为 $0.14 \text{ m} \times 0.14 \text{ m} \times 0.14 \text{ m}$, 单元数量为 444000.

(3) 定义流固耦合

流固耦合面的建立至关重要, 由于整个舱段浸没在水中, 而且外壳和内壳之间的压载水舱装满水, 所以对于此模型来说, 耦合面有 3 个, 即外水域与上面板的耦合面、下面板与舷间水之间的耦合面、舷间水与耐压壳之间的耦合面. 为了保证计算效率, 将下面板与舷间水之间的耦合面和舷间水与耐压壳之间的耦合面合二为一, 使模型更为简洁. 两个耦合面分别见图 16(a), 17(a)和(b), 均为一般耦合.

在实际水爆工况下, 计算舱段两端与其他舱段相连, 两端舱壁并不受到水爆的作用. 为了模拟实际情况, 在舱段模型两端分别建立 0.3 m 长的 DUMMY 单元, 与舱段模型中的板壳单元形成封闭的耦合面, 如图 16(b)和 17(c)所示. 图中黑色部分便是 DUMMY 单元, DUMMY 单元的建立方法是将舱段的内外壳体分别向外延伸了 0.3 m . 外水域与舱段模型的耦合面由舱

图 13 (网络版彩图)外水域有限元

Figure 13 (Color online) FEM of outer water.

段外壳和DUMMY单元构成, 将舱段模型完整地包裹进去, 如图16(b)所示. 舷间水域与舱段之间的耦合面由内外壳和DUMMY单元组成, 封闭的耦合面将舷间水域包裹进去, 如图17所示.

(4) 定义欧拉初始条件和边界条件

依次定义水和TNT的材料参数和初始状态值. 由于模型有两个耦合面, 所以需要定义两组欧拉区域的等级. 一组定义药包与外水域的欧拉域等级, 另一组定义舷间水域. 并在外水域定义FLOWOUT边界.

4.2 材料本构和状态方程

(1) 芯层的本构模型

本构关系模型的选取决定着数值模拟的准确性,

金字塔单元杆件的本构模型采用弹塑性材料DMATEP卡定义. 引用YLDVM卡定义屈服模型, 使杆件材料具有分段线性的弹塑性行为模式. 并引用FAILMPS卡定义杆件材料的破坏极限. 杆件材料密度为 7800 kg m^{-3} , 弹性模量为 210 GPa , 泊松比为 0.3 , 屈服强度为 600 MPa , 最大失效应变为 0.3 .

采用MSC.DYTRAN卡片CBAR定义梁单元, 并用PBAR来定义梁单元的特性参数. 杆件单元横截面积为 $1.8146 \times 10^{-4} \text{ m}^2$, 水平和垂向剖面惯性矩均为 $2.485 \times 10^{-9} \text{ m}^4$.

(2) 面板的本构模型

面板的本构模型采用弹塑性材料DMATEP卡定义, 采用YLDVM卡定义等向强化模型, 并定义了应变率强化模型:

$$\frac{\sigma_d}{\sigma_y} = 1 + \left\{ \frac{\dot{\epsilon}}{D} \right\}^{1/P}, \quad (1)$$

式中, D 和 P 是常数; σ_d 是动态屈服应力; σ_y 是静态屈服应力; $\dot{\epsilon}$ 是等效应变速率. 材料失效采用FAILMPS卡. 舱段模型中耐压圆柱壳及环肋结构的屈服应力为 600 MPa , 其余构件屈服应力为 450 MPa . 其他材料模型参数与芯层杆件相同.

(3) 炸药的状态方程

炸药采用通用材料DMAT卡定义, 状态方程采用EOSJWL卡来定义:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega \eta}{R_1} \right) e^{-R_1/\eta} + B \left(1 - \frac{\omega \eta}{R_2} \right) e^{-R_2/\eta} + \omega \eta \rho_0 e, \quad (2)$$

式中, $\eta = p/\rho_0$; e 为单位质量的比内能; ρ_0 为材料初始密

图 14 (网络版彩图)外水域有限元和舱段模型. (a) 正视图; (b) 俯视图

Figure 14 (Color online) FEM of outer water and cabin. (a) Elevation view; (b) top view.

图 15 (网络版彩图)内水域有限元和舱段模型. (a) 正视图; (b) 俯视图

Figure 15 (Color online) FEM of inner water and cabin. (a) Elevation view; (b) top view.

图 16 (网络版彩图)外水域与舱段外壳之间的耦合面. (a) 耦合面1示意图; (b) DUMMY单元示意图

Figure 16 (Color online) Coupling surface between outer water and outer hull of cabin. (a) Coupling surface 1; (b) DUMMY element.

图 17 (网络版彩图)舷间水域与舱段之间的耦合面. (a) 耦合面2示意图; (b) 耦合面2剖面图; (c) DUMMY单元示意图

Figure 17 (Color online) Coupling surface between ballast water and hulls of cabin. (a) Coupling surface 2; (b) coupling surface 2 transverse section; (c) DUMMY element.

度; ρ 为材料密度; A , B , ω , R_1 及 R_2 为常数. 对于 TNT 装药, $A=371.2$ GPa, $B=3.231$ GPa, $R_1=4.15$, $R_2=0.95$, $\omega=0.3$. TNT 的密度取 1580 kg/m^3 , 初始质量比内能为

4.19 MJ/kg , 初始爆轰速度为 6.930 km/s .

(4) 水的状态方程

水采用 DMAT 卡定义, 通过多项式状态方程 EOS-

POL卡来定义水的状态方程:

$$p = a_1\mu + a_2\mu^2 + a_3\mu^3 + (b_0 + b_1\mu + b_2\mu^2 + b_3\mu^3)\rho_0 e, \quad (3)$$

其中 $\mu = \rho/\rho_0 - 1$, ρ 为材料密度, 水的初始密度 $\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$, 初始质量比内能 $e_0 = 83.95 \text{ kJ/kg}$.

在MSC.DYTRAN中进行水下爆炸模拟时, 计算结果对模型参数的选取和网格划分非常敏感^[36]. 另建立与舱段水爆模型相同的外水域, 赋予其相同的材料参数和边界条件, 设置相同的药包位置和药包质量. 设A点是舱段距离药包最近的点, 通过调节水的状态方程参数, 使A点所在位置的水单元的水爆压力峰值与经验值相等. 已知冲击波压力峰值的理论值为

$$p_m = K \left(\frac{Q^{1/3}}{r} \right)^\alpha = 87.3 \text{ MPa}, \quad (4)$$

式中, K 取533, α 取1.13, 爆距 $r = 3 \text{ m}$, 装药药量 $Q = 100 \text{ kg}$.

当水的状态方程取 $a_1 = 1.09 \times 10^{10}$, $a_2 = 3.35 \times 10^{10}$, $a_3 = 5.75 \times 10^{10}$, $b_0 = b_1 = b_2 = b_3 = 0$ 时, A点所在位置的欧拉

图 18 (网络版彩图)点A处单元压力历程曲线

Figure 18 (Color online) Time history of pressure of the point A in water.

单元压力曲线如图18所示, 压力峰值为90.6 MPa, 接近理论值87.3 MPa. 图19显示了在无舱段模型的自由场水域中不同时刻的水中压力分布, 可以看到在0.9 ms左右冲击波传递到A点处.

4.3 计算结果及分析

安装金字塔点阵夹芯壳板的潜艇舱段模型在

图 19 (网络版彩图)水下爆炸冲击波的传播状态. (a) 0.4 ms; (b) 1 ms; (c) 2 ms; (d) 3.8 ms

Figure 19 (Color online) The spread of undex shock wave. (a) 0.4 ms; (b) 1 ms; (c) 2 ms; (d) 3.8 ms.

100 kg TNT装药于舷侧3 m处爆炸的工况下的整体变形如图20所示. 由图可见, 随着冲击波的传播, 潜艇迎爆面的变形范围和变形量逐渐增大. 点阵夹芯壳板上面板的变形呈现网格状. 由于纵骨和肋骨的支撑, 上面板与肋骨和纵骨相交处变形较小, 肋骨和纵骨交错形成的网格中间的上面板变形较大, 其板格凹陷变形在96.8 mm左右.

在3 ms左右, 舱段模型的变形扩散到上甲板, 由于横梁的支撑, 上甲板与横梁相交的部分变形较小, 横梁之间的上甲板变形较大, 从而造成上甲板的变形呈现波纹状. 13 ms时背爆面的上甲板变形变大, 这是因为舷间水中的压力波从迎爆面冲击到背爆面, 并在上甲板处汇聚, 从而使得背爆面的上甲板变形较大. 由于舱段两端固支, 上甲板角隅处出现应力集中. 潜艇舱段的变形在起爆后22 ms逐渐趋于稳定, 此时最大变形位于背爆面上甲板处, 最大变形为94.1 mm.

对于双壳体潜艇, 耐压壳体的受损情况是研究者关心的重点. 本文工况下耐压壳体的变形和应力如图21和22所示.

从图21可以看出, 起爆后随着冲击波的传播, 耐压壳的变形范围逐渐从舱段中部扩散到舱段两端, 在11.5 ms时耐压壳的变形达到最大, 最大变形为

99.2 mm, 随后耐压壳变形发生回弹, 在22 ms时变形逐渐趋于平稳, 所以将22 ms时刻耐压壳最大变形63 mm作为耐压壳最终最大变形. 在舱段变形的前期, 耐压壳在迎爆面的变形沿肋骨的分布呈现波纹状, 耐压壳与外肋骨相交的部分变形较小, 没有外肋骨支撑的部分变形较大, 到变形后期, 波纹状的变形不再明显, 耐压壳的变形呈现凹坑状. 耐压壳的背爆面也出现部分变形, 这主要是因为计算模型中建立的舷间水域是一个通透的、没有受到肋板和龙骨阻碍的欧拉域. 水下爆炸冲击波传递到舷间水中所形成的压力波能将能量传递到背爆面处, 使得背爆面的耐压壳发生变形. 在实艇上, 压力波会受到实肋板和龙骨等构件的阻碍, 因此在实艇耐压壳的背爆面变形不会像仿真结果中的变形那么明显.

从图22的应力云图可以看出, 在耐压壳变形初期, 耐压壳与肋板或托板相交的部分出现应力集中, 在耐压壳变形后期, 耐压壳与肋板和托板相交的部分的应力反而较小, 没有肋板和托板支撑的部分的应力相对较大. 起爆后, 应力波在3 ms左右从舱段迎爆面中部传递到舱段迎爆面两端, 在4 ms左右传递到耐压壳的背爆面. 从起爆后2.5 ms起, 耐压壳的最大应力值保持在600 MPa左右, 最大应力值为612 MPa.

图 20 (网络版彩图)潜艇舱段的整体变形过程. (a) 0.5 ms; (b) 1 ms; (c) 2 ms; (d) 5 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms

Figure 20 (Color online) Deformation process of the cabin. (a) 0.5 ms; (b) 1 ms; (c) 2 ms; (d) 5 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms.

图 21 (网络版彩图)舱段耐压壳位移云图. (a) 1 ms; (b) 2 ms; (c) 3 ms; (d) 4 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms

Figure 21 (Color online) Displacement of the pressure hull of cabin. (a) 1 ms; (b) 2 ms; (c) 3 ms; (d) 4 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms.

图 22 (网络版彩图)舱段耐压壳应力云图. (a) 1 ms; (b) 2 ms; (c) 3 ms; (d) 4 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms

Figure 22 (Color online) Stress of the pressure hull of cabin. (a) 1 ms; (b) 2 ms; (c) 3 ms; (d) 4 ms; (e) 10 ms; (f) 22 ms.

起爆后22 ms时, 金字塔点阵夹芯壳板中各层板的位移云图如图23所示. 可看出, 上面板的变形呈网格状, 由于纵骨和肋骨的支撑, 上面板在纵骨和肋骨相交的位置变形相对较小, 上面板的最大变形为68.9 mm. 而第一、二层间板和下面板的变形呈凹坑

状, 并不因为肋骨和纵骨的连接呈网格状.

起爆后22 ms时, 金字塔点阵夹芯壳板中各层板的应力云图如图24所示. 从图中可以看出, 上、下面板和第一、二层间板的应力分布都因为纵骨和肋骨的支撑呈现网格状. 各层板与纵骨和肋骨相交部分的应力较

图 23 (网络版彩图)金字塔点阵夹芯壳板中各层板位移云图. (a) 上面板; (b) 第二层间板; (c) 第一层间板; (d) 下面板

Figure 23 (Color online) Displacement of shells of pyramidal sandwich. (a) Upper shell; (b) the second floor shell; (c) the first interstorey shell; (d) lower shell.

大, 由于纵骨和肋骨的支撑出现局部应力集中. 这一现象在第二层间板和下面板上表现较为明显, 而在上面板和第一层间板上并不明显, 这主要是由金字塔的排列所决定的, 第一层金字塔和第三层金字塔的排列一致, 第二层金字塔与第一层金字塔关于第一层间板对称, 具体如图4所示, 相邻芯层中金字塔单元排列的不一致使得应力波的传递产生差异, 从而使得相邻面板的应力分布产生差异.

上面板的边缘与纵骨相连处呈现应力集中, 这主要是因为金字塔点阵夹芯壳板结构与普通非耐压壳板相连的部分没有进行结构加强, 夹层壳板与普通壳板之间没有过渡, 从而造成连接部位的应力集中. 建议该连接部位可以采用肘板进行加强. 各层面板的应力值大小顺序为: 第二层间板>上面板>下面板>第一层间板.

金字塔点阵夹芯层在起爆后22 ms时的位移云图

如图25所示. 可以看出, 点阵结构的变形模式主要是迎爆面夹芯层发生屈曲, 内层夹芯层塑性变形不明显, 说明夹芯层仍具有继续抵抗冲击的能力.

4.4 与常规潜艇抗爆性能的比较

将装有金字塔点阵夹芯壳板的潜艇简称为防护潜艇. 以下将常规潜艇与防护潜艇的抗爆性能作对比研究. 常规潜艇有限元模型中外水域与舷间水域的设置、欧拉初始条件、边界条件、材料本构模型、单元属性和工况都与防护潜艇有限元模型相同.

常规潜艇舱段的整体变形过程如图26所示. 可以看出, 随着冲击波的传递, 迎爆面非耐压壳的变形从舱段中间扩散至舱段两端. 在40 ms时常规潜艇舱段的整体变形已趋于稳定, 此时上甲板的最终最大变形为213 mm, 迎爆面非耐压壳的最终最大变形为193 mm.

耐压壳的损伤是评价抗爆性能的重要指标, 常规

图 24 (网络版彩图)金字塔点阵夹芯壳板各层板应力云图. (a) 上面板; (b) 第二层间板; (c) 第一层间板; (d) 下面板

Figure 24 (Color online) Stress of shells of pyramidal sandwich. (a) Upper shell; (b) the second floor shell; (c) the first interstorey shell; (d) lower shell.

潜艇耐压壳的整体变形过程如图27所示. 从图27可以看出, 在整体变形过程的前期, 耐压壳迎爆面的变形随着外肋骨的分布呈波纹状, 在变形过程后期, 波纹状变形不再明显, 而迎爆面则呈现凹坑状. 由于肋板的支撑作用, 耐压壳上存在一大一小两个凹坑. 在40 ms时, 耐压壳的最大变形为208 mm, 此时背爆面也存在局部变形.

耐压壳的动态应力如图28所示, 应力波从迎爆面中部传播到整个迎爆面, 再传递到背爆面. 耐压壳变形模式与防护潜艇基本相同. 在2.3 ms之后, 耐压壳的最大应力上升至600 MPa以上, 并维持在610–620 MPa之间.

耐压壳的损伤直接决定受损潜艇的剩余下潜深度, 因此可将耐压壳的最大变形或有效塑性应变作为评价潜艇结构抗爆性能的指标. 常规潜艇和防护潜艇的结构最大受损变形如表3所示. 可以看出, 以耐压壳

的变形和有效塑性应变为评价指标, 防护潜艇的抗爆性能分别比常规潜艇提高了69.7%和47.8%.

4.5 金字塔点阵夹层结构的耗能机理分析

金字塔点阵夹层结构与水下爆炸冲击波的耦合, 可以简化为一个平面波与无限大的夹芯结构的正面均匀碰撞问题, 即水下爆炸冲击波通过流体作用到上面板, 然后冲击波波头的水与夹芯结构上面板达到相同的速度 V_1 . 已知水下爆炸自由场压力为

$$p(t) = p_m e^{-t/\theta}, \quad (5)$$

其中, p_m 是冲击波波头的峰值压力, t 为波头过后的时间, θ 为冲击波衰减时间常数. 水下爆炸载荷产生的比冲量为

$$I_0 = \int_0^\infty p(t) dt = p_m \theta. \quad (6)$$

冲击波通过流体作用传递到夹芯结构, 夹芯结构

图 25 (网络版彩图)金字塔点阵夹芯层位移云图. (a) 整体变形; (b) 局部变形

Figure 25 (Color online) Displacement of pyramidal sandwich. (a) The whole deformation; (b) the local deformation.

的上面板获得一个冲量, 速度由零开始逐渐增大, 直至某一时刻上面板与流体达到相同速度. 由于水不能承受拉力, 此时水和夹芯结构的上面板将脱离, 水和面板

之间出现空化现象. 此时单位面积夹芯板结构获得的总冲量为 I_T , 其中包括夹芯结构上面板的单位面积冲量和附连水的单位面积冲量两部分. 通过增强的Taylor平板理论可以得到夹芯结构获得的单位面积总冲量 I_T 与由炸药水下爆炸产生的比冲量 I_0 之间的关系^[2]:

$$\frac{I_T}{I_0} = 2\beta^{\beta/(1-\beta)} + 1.27 \frac{\sigma}{p_0} (1 - \beta^{\beta/(1-\beta)}), \quad (7)$$

其中 β 为流固耦合参数, $\beta = \rho_w l_w / m_F$, l_w 为水下爆炸冲击波的特征厚度, ρ_w 为水的密度, c_w 为水中声速, σ 为夹芯结构的名义屈服强度, 即等效屈服应力.

由式(7)可知, 芯层强度与吸收冲量之间有密切的关系, 下面对入射总冲量 I_T 与芯层强度 σ 之间的关系进行具体分析. 为了直观地看出入射总冲量随芯层强度的变化规律, 对相关物理量进行了无量纲化. 通过流体传递到金字塔点阵夹层结构的无量纲入射总冲量用 I_T/I_0 表示, 无量纲化的芯层强度用 σ/p_0 表示, β 为流固耦合参数, 也是无量纲量, 表征上面板的质量. 则入射总冲量可以表征为

$$I_T/I_0 = f(\sigma/p_0, \beta). \quad (8)$$

图29分别给出了入射总冲量随流固耦合参数和芯层强度的变化规律. 从图29(a)中可以看出, 流固耦合参数 $\beta=0$, 即结构为刚性实心板时, $I_T/I_0=2$, 入射总冲

图 26 (网络版彩图)常规潜艇的整体变形过程. (a) 0.6 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 20 ms; (f) 40 ms

Figure 26 (Color online) Deformation process of conventional submarine. (a) 0.6 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 20 ms; (f) 40 ms.

图 27 (网络版彩图)常规潜艇耐压壳变形过程. (a) 0.8 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 25 ms; (f) 40 ms

Figure 27 (Color online) Deformation process of the pressure hull of conventional submarine. (a) 0.8 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 25 ms; (f) 40 ms.

图 28 (网络版彩图)常规潜艇耐压壳应力云图. (a) 0.8 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 25 ms; (f) 40 ms

Figure 28 (Color online) Stress of the pressure hull of conventional submarine. (a) 0.8 ms; (b) 2 ms; (c) 4 ms; (d) 10 ms; (e) 25 ms; (f) 40 ms.

量为自由场冲量的2倍. 流固耦合参数 β 为固定值时, 即上面板质量一定时, 随着芯层强度 σ/p_0 减小, 入射总冲量 I_T/I_0 随之减小; $\sigma/p_0=0$ 即芯层为空气时, 入射总冲量最小, 但结构强度最弱, 无法有效承载. 图29(b)中减小了参数范围, 可以清楚地看出同样的规律.

从图29(a)中可以看到, 当芯层强度一定时, 流固耦合参数 $0 < \beta < 10$ 时, 随着流固耦合参数的增大, 入射

总冲量急剧减小. 图29(b)表明, 与实心板相比, β 大于10, 且 σ/p_0 小于0.15时, 芯层可以有效地降低入射总冲量的大小, 至少降低60%以上, 为入射总冲量的33%左右. 芯层强度越小, 效果越明显. 当然, 这时要考虑芯层强度对静压的承载作用以及后续吸能效果, 因此不能无限地减小. 综上可知, 点阵夹芯壳板结构在减小入射冲量方面的性能要明显优于实心板.

表 3 常规潜艇和防护潜艇结构抗爆性能的对比

Table 3 Comparison of antishock performance between conventional submarine and protected submarine

最大变形	常规潜艇	防护潜艇	抗爆性能 提高比例 (%)
外壳板最大变形 (mm)	193	96.8	49.8
上甲板最大变形 (mm)	213	94.1	55.8
耐压壳最大变形 (mm)	208	63.0	69.7
耐压壳迎爆面最大有效塑性应变	0.046	0.024	47.8

图29(c)给出了入射总冲量 I_T/I_0 与芯层强度的关系. 芯层强度一定时, 随着流固耦合参数 β 的减小, 即随着上面板质量的增大, 入射总冲量随之增大. 即在设计过

程中, 在满足相关规范要求的情况下, 减小上面板的质量也可以有效地降低入射总冲量的大小, 从而减轻水下爆炸冲击波对结构的冲击作用.

5 结论

本文将金字塔点阵夹芯壳板应用到常规潜艇抗水爆防护中. 以潜艇某舱段为研究对象, 设计了金字塔点阵夹芯壳板结构. 运用MSC.NASTRAN计算了安装金字塔点阵夹芯壳板的潜艇舱段在高静水压状态下的结构应力, 根据计算结果对结构进行了改进设计. 在此基础上采用MSC.DYTRAN对潜艇舱段进行了近距离水爆冲击下的损伤响应仿真计算, 结果表明金字塔点阵夹芯壳板能够显著提升潜艇舱段结构的抗爆性能, 具体结论如下.

图 29 (网络版彩图)入射总冲量随流固耦合参数和芯层强度的变化规律. (a) 流固耦合系数与吸收冲量的关系($0 < \beta < 40$); (b) 流固耦合系数与吸收冲量的关系($10 < \beta < 40$); (c) 芯层强度与吸收冲量的关系

Figure 29 (Color online) The variation law of incident total impulse with fluid-solid coupling parameters and core layer strength. (a) Relationship between β and absorption impulse ($0 < \beta < 40$); (b) relationship between β and absorption impulse ($10 < \beta < 40$); (c) relationship between core strength and absorption impulse.

(1) 对金字塔点阵夹芯壳板上面板受到外水域静压, 下面板受到舷间水域静压, 同时耐压壳受到舷间水域的静水压下的潜艇舱段结构进行静力计算发现, 舱段两端的上部纵桁、夹芯壳板结构的下面板与实肋板相连处出现应力集中的情况, 对结构进行改进设计后, 各构件均处于安全范围内。

(2) 在受到水下近距离爆炸冲击时, 防护潜艇和常规潜艇耐压壳的变形模式基本相同, 但变形大幅降低。金字塔点阵的塌陷从迎爆面开始逐渐向内侧传播。金字塔点阵夹层壳上面板的变形呈网格状, 第一、二层间板和下面板的变形呈凹坑状。

(3) 当 100 kg TNT 装药在舷侧 3 m 处爆炸时, 以耐

压壳的变形和有效塑性应变为评价指标, 防护潜艇的抗爆性能分别比常规潜艇提高了 69.7% 和 47.8%。迎爆面外壳板变形和上甲板变形的抗爆性能分别提高了 49.8% 和 55.8%。

(4) 与实心板相比, β 大于 10, 且 σ/p_0 小于 0.15 时, 芯层可以有效地降低入射总冲量的大小, 至少降低 60% 以上, 为入射总冲量的 33% 左右。在满足相关规范要求的情况下, 减小上面板的质量也可以有效地降低入射总冲量的大小。

本文结论适用于潜艇艇体结构受到水下近距离爆炸时, 非耐压壳体 and 耐压壳体发生塑性大变形但未产生破口的情况。

参考文献

- 1 Fang D N, Zhang Y H, Cui X D. Mechanics and Multifunctional Design of Light Lattice Materials (in Chinese). Beijing: Science Press, 2009 [方岱宁, 张一慧, 崔晓东. 轻质点阵材料力学与多功能设计. 北京: 科学出版社, 2009]
- 2 Hutchinson J W, Xue Z. Metal sandwich plates optimized for pressure impulses. *Int J Mech Sci*, 2005, 47: 545–569
- 3 Xue Z, Hutchinson J W. Preliminary assessment of sandwich plates subject to blast loads. *Int J Mech Sci*, 2003, 45: 687–705
- 4 Xue Z, Hutchinson J W. A comparative study of impulse-resistant metal sandwich plates. *Int J Impact Eng*, 2004, 30: 1283–1305
- 5 Phani A S, Hussein M I. Dynamics of Lattice Materials. Hoboken: John Wiley & Sons, Ltd., 2017
- 6 Cui X, Zhao L, Wang Z, et al. Dynamic response of metallic lattice sandwich structures to impulsive loading. *Int J Impact Eng*, 2012, 43: 1–5
- 7 Liu J, Zhu X, Li T, et al. Experimental study on the low velocity impact responses of all-composite pyramidal truss core sandwich panel after high temperature exposure. *Composite Struct*, 2014, 116: 670–681
- 8 Ozdemir Z, Hernandez-Nava E, Tyas A, et al. Energy absorption in lattice structures in dynamics: Experiments. *Int J Impact Eng*, 2016, 89: 49–61
- 9 Ozdemir Z, Tyas A, Goodall R, et al. Energy absorption in lattice structures in dynamics: Nonlinear FE simulations. *Int J Impact Eng*, 2017, 102: 1–15
- 10 Wadley H N G, Dharmasena K P, He M Y, et al. An active concept for limiting injuries caused by air blasts. *Int J Impact Eng*, 2010, 37: 317–323
- 11 Yungwirth C J, Wadley H N G, O'Connor J H, et al. Impact response of sandwich plates with a pyramidal lattice core. *Int J Impact Eng*, 2008, 35: 920–936
- 12 Zhang G, Wang B, Ma L, et al. Energy absorption and low velocity impact response of polyurethane foam filled pyramidal lattice core sandwich panels. *Composite Struct*, 2014, 108: 304–310
- 13 Ye G, Bi H, Hu Y. Compression behaviors of 3D printed pyramidal lattice truss composite structures. *Composite Struct*, 2020, 233: 111706
- 14 Nasrullah A I H, Santosa S P, Dirgantara T. Design and optimization of crashworthy components based on lattice structure configuration. *Structures*, 2020, 26: 969–981
- 15 Jin N, Wang F, Wang Y, et al. Effect of structural parameters on mechanical properties of pyramidal kagome lattice material under impact loading. *Int J Impact Eng*, 2019, 132: 103313
- 16 Schiffer A, Tagarielli V L. Underwater blast loading of water-backed sandwich plates with elastic cores: Theoretical modelling and simulations. *Int J Impact Eng*, 2017, 102: 62–73
- 17 Feng L J, Wei G T, Yu G C, et al. Underwater blast behaviors of enhanced lattice truss sandwich panels. *Int J Mech Sci*, 2019, 150: 238–246
- 18 Lan X, Huang Q, Zhou T, et al. Optimal design of a novel cylindrical sandwich panel with double arrow auxetic core under air blast loading. *Defence Tech*, 2020, 16: 617–626
- 19 Novak N, Vesjenjak M, Ren Z. Crush behaviour of auxetic cellular structures. *Sci Tech Mater*, 2018, 30: 4–7

- 20 Gao Q, Zhao X, Wang C Z, et al. Crashworthiness analysis of a cylindrical auxetic structure under axial impact loading. *Sci China Tech Sci*, 2020, 63: 140–154
- 21 Dharmasena K P, Wadley H N G, Williams K, et al. Response of metallic pyramidal lattice core sandwich panels to high intensity impulsive loading in air. *Int J Impact Eng*, 2011, 38: 275–289
- 22 Wadley H, Dharmasena K, Chen Y, et al. Compressive response of multilayered pyramidal lattices during underwater shock loading. *Int J Impact Eng*, 2008, 35: 1102–1114
- 23 Wadley H, Dharmasena K, Queheillalt D, et al. Dynamic compression of square honeycomb structures during underwater impulsive loading. *J Mech Mater Struct*, 2007, 2: 2025–2048
- 24 Zhang Z H, Qian H F, Wang Y X, et al. Experiment of dynamic response of multilayered pyramidal lattices during ball hammer collision loading (in Chinese). *Explo Shock Waves*, 2015, 35: 888–894 [张振华, 钱海峰, 王媛欣, 等. 球头落锤冲击下金字塔点阵夹芯板结构的动态响应实验. *爆炸与冲击*, 2015, 35: 888–894]
- 25 Qian H F, Zhang Z H, Mou J L, et al. Strength of sandwich structures with pyramidal lattice cores under quasi-static compressive loadings (in Chinese). *Chin J Ship Res*, 2013, 8: 46–51 [钱海峰, 张振华, 牟金磊, 等. 金字塔点阵夹芯板单元结构准静态压缩性能研究. *中国舰船研究*, 2013, 8: 46–51]
- 26 Wang Y X, Zhang Z H, Qian H F. Dynamic response of multilayer pyramid core sandwich structure under impulsive load (in Chinese). *Computer Aided Eng*, 2013, 22: 373–378 [王媛欣, 张振华, 钱海峰. 多层金字塔夹芯结构在冲击载荷作用下的动态响应. *计算机辅助工程*, 2013, 22: 373–378]
- 27 Tian Z L, Liu Y L, Zhang A M, et al. Jet development and impact load of underwater explosion bubble on solid wall. *Appl Ocean Res*, 2020, 95: 102013
- 28 He M, Zhang A M, Liu Y L. Prolonged simulation of near-free surface underwater explosion based on eulerian finite element method. *Theor Appl Mech Lett*, 2020, 10: 16–22
- 29 Li S, Zhang A M, Han R, et al. Experimental and numerical study of two underwater explosion bubbles: Coalescence, fragmentation and shock wave emission. *Ocean Eng*, 2019, 190: 106414
- 30 Zhang Z, Wang Y, Zhao H, et al. An experimental study on the dynamic response of a hull girder subjected to near field underwater explosion. *Mar Struct*, 2015, 44: 43–60
- 31 Zhang Z H, Wang Y. “Blade effect” on the overall damage of hull girder caused by near field underex shock wave (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2015, 45: 054701 [张振华, 汪玉. 近距水爆冲击波对船体梁总体毁伤的“刀锋效应”. *中国科学: 物理学 力学 天文学*, 2015, 45: 054701]
- 32 Hu Y Q, Zhao Y P. Scale effect of plastic strain rate (in Chinese). *Chin J Aeronaut*, 2001, 14: 37–43 [胡宇群, 赵亚溥. 塑性应变率的尺度效应. *中国航空学报*, 2001, 14: 37–43]
- 33 Zhao Y P. Suggestion of a new dimensionless number for dynamic plastic response of beams and plates. *Archive Appl Mech (Ingenieur Archiv)*, 1998, 68: 524–538
- 34 Liu T, Deng Z C, Lu T J. Bi-functional optimization of actively cooled, pressurized hollow sandwich cylinders with prismatic cores. *J Mech Phys Solids*, 2007, 55: 2565–2602
- 35 Zhang Z H, Niu C, Qian H F. Impact experiment of six-layer pyramidal lattices sandwich panels subjected to near field underwater explosion (in Chinese). *Chin J Ship Res*, 2016, 11: 51–58, 66 [张振华, 牛闯, 钱海峰. 六层金字塔点阵夹芯板结构在水下近距爆炸载荷下的冲击实验. *中国舰船研究*, 2016, 11: 51–58, 66]
- 36 Zhang Z H, Zhu X, Bai X F. The study on numerical simulation of underwater blast wave (in Chinese). *Explo Shock Waves*, 2004, 2: 182–188 [张振华, 朱锡, 白雪飞. 水下爆炸冲击波的数值模拟研究. *爆炸与冲击*, 2004: 182–188]

The protective mechanism of pyramid lattice on submarine subjected to undex

ZHANG ZhenHua^{*}, HUANG XiuFeng, HAN BangYi, REN BaoChong, JIN Xing,
WU JiHang & WANG YuanXin

College of Naval Architecture & Ocean, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China

The pyramid lattice sandwich shell is applied to the non-pressure hull of conventional submarine to reduce the damage when it is attacked by torpedo in close range. The design of pyramid lattice sandwich shell on conventional submarine is put forward. MSC.NASTRAN was used to study the anti-high hydrostatic performance of submarine hull after pyramid lattice sandwich shell was installed. The simulation results show that the improved submarine cabin structure is in a safe range under the designed water depth. Then MSC.DYTRAN was used to study the anti-explosion effect of the pyramid lattice sandwich shell as the outer protective structure of submarine. The results show that when the 100 kg TNT charge explodes at 3 m on the side of the submarine cabin, taking the damaged deformation as evaluation parameter, the anti-explosion performance of the submarine's pressure hull mounted with pyramid lattice sandwich shell is 69.7% better than that of conventional submarine. The anti-explosion performance of the shell plate and upper deck was improved by 49.8% and 55.8%, respectively. Compared with solid plates, when the fluid-solid coupling parameter is greater than 10 and the ratio of core strength to peak pressure of shock wave is less than 0.15, the core layer can reduce the total incident impulse by more than 60%. The pyramid lattice sandwich shell used in submarine can not only meet the conditions of high hydrostatic pressure, but also greatly improve the anti-explosion performance of submarine hull structure, which has significant application value.

pyramid lattice, sandwich shell, underwater explosion, submarine, protection

PACS: 46.50.+a, 47.11.Bc, 62.50.+p, 63.90.+t, 46.05.+b

doi: [10.1360/SSPMA-2020-0373](https://doi.org/10.1360/SSPMA-2020-0373)