中北大学学报(自然科学版)
JOURNAL OF NORTH UNIVERSITY OF CHINA(NATURAL SCIENCE EDITION)
2026年 第47卷 第5期(总第229期)
Vol. 47 No. 5 2026(Sum No. 229)

文章编号：1673-3193(2026)05-0588-11 J. North Univ. China, Nat. Sci. Ed., 2026, 47(5): 588-598.

水下爆炸载荷下舰船等效舱壁的损伤阈值与厚度优化

段聪慧[1]，尹建平[2*]，王志军[2]，张 瑜[3]

(1. 中北大学 软件学院，山西 太原 030051；2. 中北大学 机电工程学院，山西 太原 030051；
3. 中国兵器装备集团西南技术工程研究院，重庆 400039)

摘 要： 为提高水下近场爆炸载荷作用下舰船等效舱壁厚度优化的科学性与毁伤评估的准确性，本文采用任意拉格朗日-欧拉(ALE)方法对等效靶板在近场水下爆炸冲击波作用下的动态响应进行了数值模拟。基于几何与物理等效原理，建立了舰船关键部件的等效靶板模型；采用耦合JWL状态方程、Grüneisen状态方程和Johnson-Cook本构模型的ALE-Lagrangian有限元方法，在1.5 m爆距下模拟了50～320 kg TNT六种当量对3～15 mm五种厚度等效靶板的冲击过程。结果表明：1) 以中心挠度≥120 mm为毁伤判据，3,5,8,10和15 mm靶板对应的临界反射超压分别为172.83，214.04，252.14，295.25和327.82 MPa；2) 15 mm靶板在320 kg当量(327.82 MPa)作用下的中心挠度达127.00 mm，但边界失效率为0%，厚度继续增加对提升抗边界撕裂能力的边际效益显著降低。数值验证表明：自由场冲击波超压峰值的模拟值与Cole经验公式计算结果的误差小于5%，等效靶板变形响应的模拟值与文献实验及数值结果偏差在工程可接受范围内。上述临界超压为固支边界与当前靶板尺寸条件下的上限估计，且仅考虑冲击波阶段，未涉及气泡脉动载荷；近场条件下气泡脉动对舱壁大变形的贡献不可忽略，结论适用于防护设计中的早期毁伤评估。

关键词： 舰船防护；等效厚度；水下爆炸载荷；冲击波超压

中图分类号： U674.7 **文献标识码：** A **doi:** 10.62756/jnuc.issn.1673-3193.2026.05.0023

引用格式： 段聪慧，尹建平，王志军，等. 水下爆炸载荷下舰船等效舱壁的损伤阈值与厚度优化[J]. 中北大学学报(自然科学版)，2026，47(5)：588-598.

Duan Conghui, Yin Jianping, Wang Zhijun, et al. Damage threshold and thickness optimization of ship equivalent bulkheads under underwater explosive loadings[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2026, 47(5): 588-598.

Damage Threshold and Thickness Optimization of Ship Equivalent Bulkheads Under Underwater Explosive Loadings

Duan Conghui[1], Yin Jianping[2*], Wang Zhijun[2], Zhang Yu[3]

(1. School of Software, North University of China, Taiyuan 030051, China;
2. School of Mechanical and Electrical Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China;
3. Southwest Technical Engineering Research Institute of China Ordnance Equipment Group, Chongqing 400039, China)

Abstract: To enhance the scientific rigor of the optimization of equivalent bulkhead thicknesses for ships under underwater near-field explosion loads and to improve the accuracy of damage assessment, the arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) method was employed to numerically simulate the dynamic response of

收稿日期： 2026-05-25
基金项目： 国家自然科学基金面上项目(12572421)
作者简介： 段聪慧(1993—)，女，讲师，博士，主要从事智能毁伤评估方面的研究。E-mail：dch@nuc.edu.cn。
* **通信作者：** 尹建平(1975—)，男，教授，博士，主要从事弹药高效毁伤方面的研究。E-mail：yjp123@nuc.edu.cn。

equivalent target plates under the impact wave generated by a near-field underwater explosion. Based on the principles of geometric and physical equivalence, an equivalent target plate model for key ship components was established. Using an ALE-Lagrangian finite element method that couples the JWL state equation, the Grüneisen state equation, and the Johnson-Cook constitutive model, the impact processes of six different TNT equivalent loads (50-320 kg) on five different thicknesses of equivalent target plates (3-15 mm) at a blast distance of 1.5 m were simulated. The results indicate that: 1) using a central deflection ⩾120 mm as the damage criterion, the critical reflected overpressure corresponding to target plates with thicknesses of 3, 5, 8, 10 and 15 mm is 172.83, 214.04, 252.14, 295.25 and 327.82 MPa, respectively; 2) under an equivalent load of 320 kg (327.82 MPa), the central deflection of the 15 mm target plate reaches 127.00 mm, yet the boundary failure rate remains at 0%; the marginal benefit of increasing the thickness in enhancing resistance to boundary tearing decreases significantly. Numerical verification shows that the simulated peak overpressure of the free-field shock wave differs from the result obtained using the Cole empirical formula by less than 5%. The simulated values of the equivalent target plate deformation response exhibit deviations from experimental and numerical results reported in the literature that fall within an engineering-acceptable range. The aforementioned critical overpressure represents an upper-bound estimate under fixed-boundary conditions and given target plate dimensions, considering only the shock wave phase while excluding bubble pulsation loads; in the near-field regime, however, the contribution of bubble pulsation to large deformations of the containment wall cannot be neglected, and this conclusion is applicable to early damage assessment in protective design.

Key words: ship protection; equivalent thickness; underwater explosion load; shock wave overpressure

0　引　言

水下爆炸攻击是舰艇面临的主要威胁之一，鱼雷等水中兵器对舰船结构的毁伤效应研究是海军装备防护领域的核心课题之一。传统的装甲设计依赖于对机密舰船几何结构的物理测试，这一过程成本高昂且缺乏灵活性。为了降低研究成本和满足日益严格的舰船生存性要求，国内外学者在数值模拟技术、毁伤机理分析和防护结构优化等方面开展了大量研究。

舰船等目标多为平板形结构，在目标易损性研究中一般采用一定厚度的平板替代真实舱壁进行毁伤效应分析[1]。朱凌等[2]针对舱室内爆炸问题，提出了基于饱和冲量的等效方法，将复杂的爆炸载荷简化为矩形脉冲载荷进行分析，结果显示该方法与数值仿真结果的误差小于10%，大幅简化了计算过程。在研究固支方形板受爆炸载荷影响下的变形挠度时，Zhao[3]引入了饱和冲量的理论，并通过模态分析法得到了靶板变形挠度的解析解。朱锡等[4]则将计算机程序应用于刚塑性与弹塑性材料模型，以处理爆炸载荷作用下的靶板动态响应问题。Baker等[5]基于能量守恒定律，针对固支方形靶板，提出了中心挠度的计算公式。

Ucar[6]和Best[7]分别通过理论、数值与实验相结合的手段，对水下爆炸引起舰船结构损伤的关键问题进行了系统研究。朱锡等[8]的实验工作阐明了防雷舱在高速碎片及爆炸冲击波耦合作用下的典型破坏形式。徐定海等[9]通过模型实验证实：多层空舱对爆炸产物及冲击波具有显著的膨胀衰减作用，而液舱（充液状态）能够有效吸收外板破坏产生的高速碎片和爆轰产物。

为简化舰船结构抗水下爆炸问题的分析，通常是将局部结构等效为加筋板架[10]，并主要依托试验与数值仿真手段研究结构在水下爆炸载荷下的响应[11]。在爆炸载荷参数影响方面，文彦博等[12]通过不同爆距下固支方板的水下爆炸试验及耦合欧拉-拉格朗日数值模拟，探究了气泡演化与水射流产生机理。研究发现：当距离参数介于0.821～0.867时，吸附式射流向非吸附式射流转化。Suresh等[13]对薄板进行了小当量炸药水下爆炸试验，发现钢板呈现出大变形、拉伸撕裂和中心破裂的毁伤模式。Gupta等[14]通过数值模拟研究了加筋板及平板在水下爆炸作用下的响应，归纳出3种典型破坏类型：塑性变形、拉伸撕裂以及剪切破坏。He等[15]的实验表明，钢质船体在近场水下爆炸中存在一个最优爆距使结构变

形最大、吸能最高，偏离该爆距则变形减小。Liu等[16]采用深度神经网络，以炸药当量、爆距和板厚为输入，高精度预测了加筋板的变形与塑性应变分布，重点分析了炸药参数和板厚的影响。Liang等[17]通过ALE有限元模拟，建立了爆距、当量、攻击角与五舱段船体裂纹尺寸的回归预测模型，误差满足工程要求。陈崧等[18]发现，在内外壳厚度及间距不变时，支撑结构存在最优板厚，且该结论综合了板厚与间距的双重影响。彭依云等[19]基于ALE方法得出，井字形加筋板的抗冲击性能优于其他形式，且提高高宽比可进一步增强。Cheng等[20]的实验与数值研究表明，双发水下爆炸在特定间距下可使薄板挠度达到峰值。Zhao等[21]基于补偿模型法提出了材料等效新方案，并对TC4和LY12铝合金进行了试验与数值验证。

鱼雷爆炸载荷通常包含冲击波、气泡脉动和射流等多个阶段，其中冲击波是造成结构早期变形与破坏的主导因素。本文重点关注鱼雷战斗部装药水下爆炸产生的早期冲击波阶段对舱壁结构的毁伤效应，针对舰船关键部件复杂的多层、加筋结构，基于几何等效与物理等效原则，提出了将纵骨、强肋骨等加强结构等效为均质板厚的计算公式，并给出了典型舱室的等效厚度参考值。同时，采用ALE耦合模型研究了装药当量与板厚对毁伤模式的耦合影响规律。

1 大型水面舰船关键部件等效模型

1.1 等效靶原则

舰船毁伤的研究过程中，一般使用等效靶替代目标实物的方法。目标结构等效分为几何等效和物理等效。

几何等效是将目标分成若干易损舱段，并将每一舱段等效为标准形状，如长方体和圆柱体，然后分别分析各易损舱段的易损特性及对整个目标系统的影响，最终得到整个目标的易损性。

物理等效是指在考虑杀伤元素的情况时，还需要对目标或易损舱段进行物理等效，即需要将其等效为一定厚度的标准铝板或钢板(等效靶)，进而规定了有效杀伤元素和杀伤标准，如能够贯穿等效靶的破片常常视为有效破片。

建立等效靶板的核心思想是：基于真实目标的几何构型与抗毁伤能力，选取在特定毁伤元作用下破坏机制相似的简化结构，用以替代原始目标开展实验研究。具体实施时，首先根据毁伤元类型确定靶板材料。通常优先选用目标实际结构材料，或采用抗侵彻性能已有充分研究数据的标准材料，如921A船用钢、LY-12铝合金等。等效靶板的厚度则需综合考虑原目标中不同材料、不同靶板形式的等效转换关系。总体策略为：先将异种材料的间隔板或复合板统一等效为单一基准材料(如钢材)的连续层叠板，再通过厚度叠加法得到等效厚度。

舰船关键部件有的部分是由复合材料、钢板及铝板等多层结构构成。将不同材料的间隔板或复合板等效成同种材料的层叠板，再将其等效为均质靶[22-23]。等效过程如图1所示。

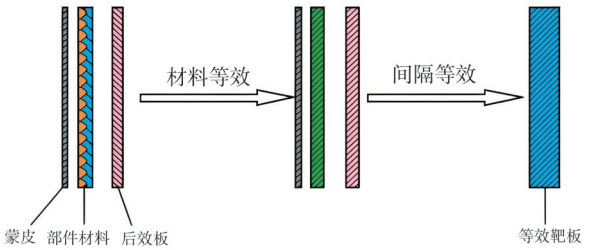


图1 靶板等效过程示意图

Fig. 1 The equivalent process of target

由于冲击波作用下舰船内部的电子元器件一般会发生破碎或功能失效，但难以直接量化其毁伤程度，而金属板的塑性变形如中心挠度[24]、边界撕裂等易于测量且与内部设备失效存在相关性，因此本文选用金属板的变形量作为等效关键部件毁伤效果的评估指标。

为了保证研究的初始条件具有一致性，对典型舰船关键部件进行简化等效，采取的方法为将纵骨和强肋骨等效为板厚，均布到平板上，将关键部件简化为等厚板，简化公式为[25]

$$H = H' + \frac{\left(\sum_{i=1}^{n} F_i L + \sum_{j=1}^{m} F_j B\right)}{LB}, \tag{1}$$

式中：H为等效后的板厚；H'为部件板厚度；L为部件板长；B为部件板宽；n为纵骨骨架数；F_i为骨架的横断面积；m为强肋骨骨架数；F_j为强肋骨骨架的横断面积。

1.2 关键部件等效材料的厚度

舰船关键部件等效靶板厚度由文献[26-29]中的小部分数据和图片模型数据结合等效公式得到，如表1所示。

表 1　关键部件等效靶板厚度

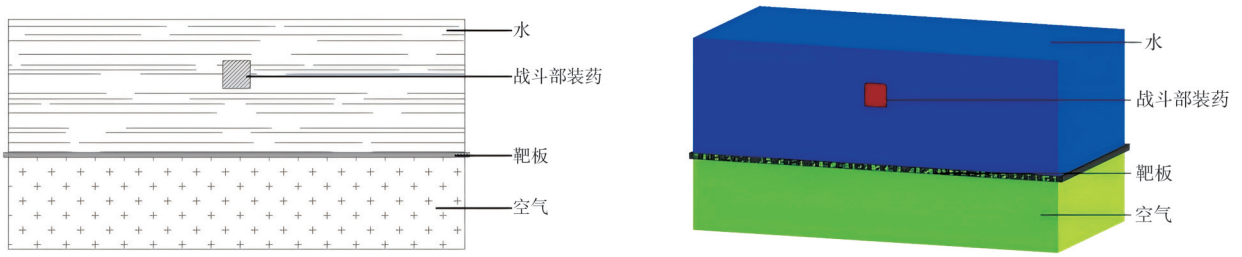
Tab. 1　The equivalent target plate thickness of key components

部件	等效厚度/mm	部件	等效厚度/mm	部件	等效厚度/mm
CIC 指挥中心	10	1～2 号螺旋桨	5	1～2 号密集阵发射器	8
驾驶室	10	1～8 号后舰桥烟囱	8	1～2 号密集阵弹药库	15
1～3 号发电机	8	1～8 号前舰桥烟囱	8	1～2 号导弹垂发装置	10
机舱	15	左、右船舵	5	首部声呐设备	3
直升机库	10	船舰主体外壳	10	尾部声呐设备	3
桅杆	8	底层甲板	10	舰炮发射器	8
照射雷达	3	内部甲板	10	舰炮弹药库	15

2　数值模拟

2.1　有限元要素模型

为了模拟水下近场爆炸对大型舰船结构的毁伤效应，建立如图 2 所示的数值模拟模型，其具体包括鱼雷战斗部装药、水、舰船等效靶板以及靶板后船内空气区域。为了节约计算时间，本文采用1/2模型进行计算。



（a）有限元模型示意图　（b）有限元模型3D图

图 2　数值模拟模型

Fig. 2　Numerical simulation model

2.2　材料模型和参数

常用的水的状态方程有 Tait、Mie-Grüneisen、双线性状态方程。LS-DYNA 中水的状态方程一般通过关键字*EOS_GRUNEISEN设置，定义 U_s-u_p的多项式型关系为

$$U_s = C + S_1 u_p + S_2 \frac{u_p^2}{U_s} + S_3 \frac{u_p^3}{U_s^2}, \tag{2}$$

式中：U_s为冲击波速度；u_p为波后质点速度；C为初始声速；S_1、S_2、S_3分别为Hugoniot 拟合系数。

水的Grüneisen状态方程采用如下形式：

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

$$\mu = \frac{1}{V} - 1。 \tag{4}$$

若流场内流体处于负压状态时，其可以修正为

$$p = \rho_0 c^2 \mu + (\gamma_0 + \alpha\mu)e, \tag{5}$$

式中：p为水中压力；E为水的单位体积内能；C为水中声速；S_1、S_2、S_3、γ_0、α为水的材料参数。具体参数值见表 2。

表 2　水的材料参数

Tab. 2　Material parameters of water

ρ/(kg•m^{-3})	C/(m•s^{-1})	S_1	S_2	S_3	γ_0	α	E/Pa	V
1 000	1 480	2.56	−1.986	0.226 8	0.5	0	2.895×10^5	1

本文中空气为理想气体，采用 LINEAR-POLYNOMIAL状态方程，表达式为

$$p = C_0 + C_1 u + C_2 u^2 + C_3 u^3 + (C_4 + C_5 u + C_6 u^2)E, \tag{6}$$

式中：E为单位体积内能；u为相对体积；C_0、C_1、C_2、C_3、C_4、C_5、C_6为常数。具体参数值见表 3。

表3 空气的材料参数

Tab. 3 Material parameters of air

ρ/(kg·m^{-3})	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E/Pa	u
1.225	0	0	0	0	0.4	0.4	0	2.5×10^5	1.0

本文中用于模拟TNT炸药爆炸后爆轰产物压力变化的状态方程为Jones-Wilkins-Lee(JWL)状态方程，该状态方程通过计算单元压力与体积，能够较精准地描述爆轰产物的膨胀释能过程。JWL状态方程表达式为

$$p=A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)\mathrm{e}^{(-R_1V)}+B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)\mathrm{e}^{(-R_2V)}+\frac{\omega E}{V},\tag{7}$$

式中：p为爆轰产物的压力；V为相对体积；E为单位体积内能；A、B、R_1、R_2、ω为材料常数。具体参数值见表4。

表4 炸药的材料参数

Tab. 4 Material parameters of explosives

ρ/(kg·m^{-3})	D(m·s^{-1})	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E/Pa
1 600	6 930	373.77	3.747 1	4.15	0.9	0.35	6.62×10^9

参照文献等效设计，建立舰船等效靶板的模型。钢板材料选择921A舰船用钢，选择*MAT-JOHNSON-COOK模型，该模型特别适用于金属材料的塑性高应变率大变形情况。Johnson-Cook模型常用于描述金属材料在高应变率、大变形条件下的塑性流动与失效行为；本文921A钢的Johnson-Cook本构参数及Grüneisen状态方程参数主要参考文献[30]的试验标定结果。状态方程为EOS-Grüneisen，该状态方程可以准确地描述金属材料在高温、高压、高应变率条件下表现出来的材料动态行为。

Johnson-Cook强度模型的表达式为

$$\bar{\sigma}=\left[A+B\ln(\bar{\varepsilon}_\mathrm{p})^n\right]\left[1+C\ln\left(\dot{\bar{\varepsilon}}_\mathrm{p}/\dot{\varepsilon}_0\right)\right]\cdot\left[1-\left(\frac{T-T_\mathrm{r}}{T_\mathrm{m}-T_\mathrm{r}}\right)^m\right],\tag{8}$$

式中：$\bar{\sigma}$为塑性流动应力；$\bar{\varepsilon}_\mathrm{p}$为塑性应变；$\dot{\bar{\varepsilon}}_\mathrm{p}$为等效塑性应变率；$\dot{\varepsilon}_0$为参考应变率；$T_\mathrm{r}$为参考温度；$T_\mathrm{m}$为熔点温度；$A$，$B$，$n$，$C$，$m$为材料参数。

Johnson-Cook失效模型的表达式为

$$\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}=\left[D_1+D_2\exp\left(D_3\frac{p}{\sigma}\right)\right]\left[1+D_4\ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_\mathrm{p}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\cdot\left[1+D_5\left(\frac{T-T_\mathrm{r}}{T_\mathrm{m}-T_\mathrm{r}}\right)^m\right],\tag{9}$$

式中：$\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}$为塑性失效变形；$p$为静水压；$D_1$、$D_2$、$D_3$、$D_4$和$D_5$均为材料参数，分别表示初始失效应变、指数项系数、应力三轴度影响系数、应变率影响系数和温度影响系数。具体见表5和表6[30]。

表5 921A钢的Johnson Cook材料模型参数

Tab. 5 Parameters of the Johnson-Cook material model for 921A steel

ρ/(kg·m^{-3})	E/GPa	G/GPa	ν	A/GPa	B/GPa	n
7 850	200	77.9	0.3	0.89	0.356	0.586
C	$\dot{\varepsilon}_0$/s^{-1}	D_1	D_2	D_3	D_4	
0.022	1×10^{-6}	0.8	0	0	0	

表6 921A钢的Grüneisen状态方程参数

Tab. 6 Parameters of the Grüneisen state equation for 921A steel

c/(m·s^{-1})	S_1	S_2	S_3	γ_0	α
4 569	1.4	0	0	2.02	0.46

Grüneisen状态方程为

$$p=\frac{\rho_0c^2\mu\left[1+\left(1-\frac{\gamma_0}{2}\right)\mu-\frac{a}{2}\mu^2\right]}{\left[1-(s_1-1)\mu-s_2\frac{\mu^2}{\mu+1}s_3\frac{\mu^3}{\mu+1}\right]^2}+(\gamma_0+a\mu)E。\tag{10}$$

2.3 数值模拟方法

本文采用任意拉格朗日-欧拉(ALE)算法。水、空气与TNT为流体区域，采用欧拉算法；靶板部分为固体区域，采用拉格朗日算法，并与流体部分相耦合。

本文中水域部分尺寸为10 m×10 m×2 m，空气域部分尺寸为10 m×10 m×4 m，靶板尺寸为10.1 m×10.1 m，并且在靶板超出流体域的部

分采用关键字*BOUNDARY_SPC_SET设置固定边界。鱼雷战斗部装药部分采用关键字*INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY在水域部分进行填充。

根据舰船各类目标特性的分析结果，建立舰船等效靶板，其厚度分别为3，5，8，10和15 mm。同时，根据目前各国普遍采用的轻型、中型、重型鱼雷的装药量，取50，90，140，200，260和320 kg作为战斗部装药当量，共30种工况，并且战斗部装药形状为长径比1∶1的圆柱形，起爆方式采用底面中心起爆。根据文献中鱼雷常用近炸引信作用的距离，设置战斗部装药端面距靶板的距离为1.5 m。

需要说明的是，本文靶板尺寸取为10.1 m×10.1 m，超出流体域的部分采用固支边界。这一设置旨在模拟舱壁被船体骨架完全约束的理想极限状态。实际舰船舱壁的跨度通常为2.4～2.8 m（甲板间高度），其边界由纵骨和强肋骨提供支撑，骨架在冲击载荷下可发生弹性变形甚至局部塑性变形，允许舱壁边界发生一定的转动和面内位移。因此，本文的固支边界条件代表了对舱壁变形约束最强的极限情形，所得临界超压为实际工况下的上限估计。

2.4　数值模拟可靠性验证

2.4.1　自由场冲击波超压验证

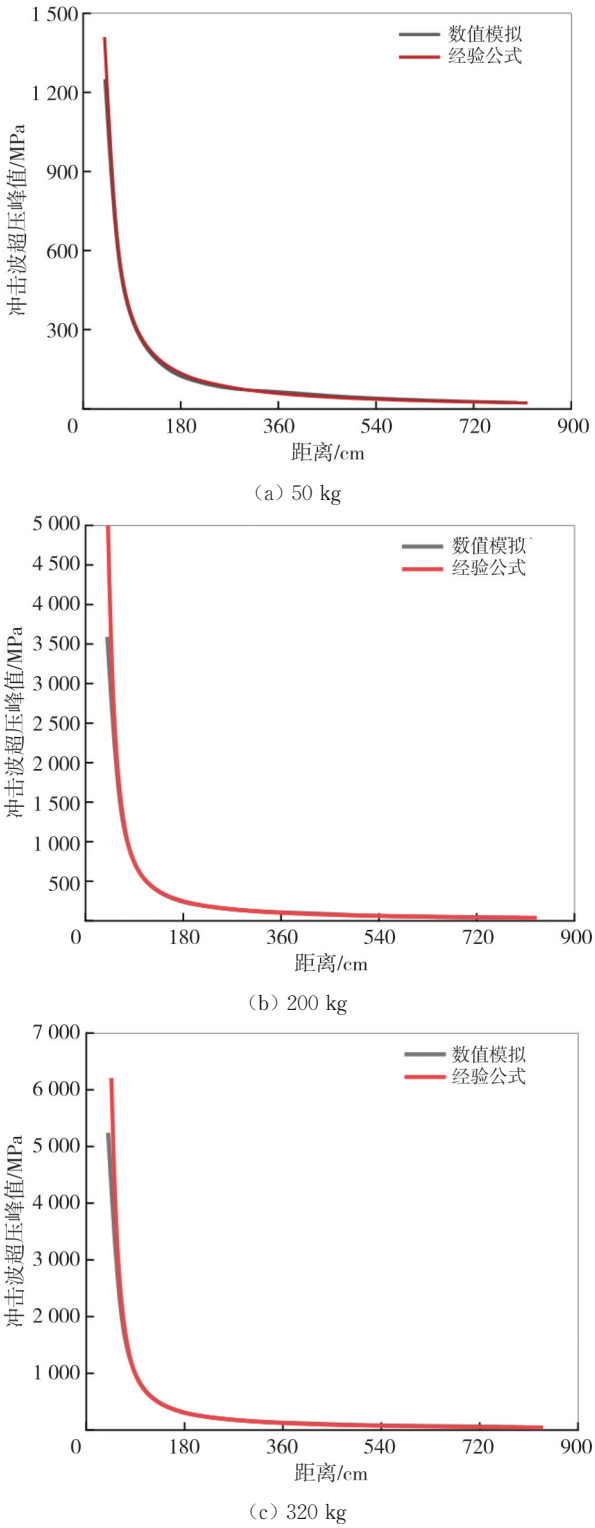
为了验证有限元模型的可靠性，分别对当量为50，200和320 kg的球形TNT冲击波超压进行数值模拟计算并与经验公式计算值进行对比分析，本文参考的水中球型TNT冲击波超压计算经验公式为Cole[31]根据大量试验拟合得出的超压计算公式，其具体形式为

$$p_{\mathrm{m}}=52.4\left(\frac{\sqrt[3]{W}}{R}\right)^{1.13},\qquad(11)$$

式中：p_m为水中冲击波超压峰值，MPa；W为炸药质量，kg；R为测点距爆源的距离，m。

利用所建立的数值模型计算得到3种装药当量下炸药冲击波在水中传播时的超压峰值变化情况，并与经验公式的计算值相对比。图3所示分别为50，200和320 kg装药当量的球形TNT的水中自由场入射冲击波超压峰值的情况。

由图3可以看出，3种当量下，数值模拟所得到的TNT的冲击波超压峰值与经验公式所计算出数值基本一致，可以认为本文所采用的数值模拟模型与方法在一定程度上具有可靠性和准确性。



（a）50 kg

（b）200 kg

（c）320 kg

图3　水中自由场冲击波超压距离-峰值曲线

Fig. 3　Water free-field shock wave overpressure distance-peak value curve

2.4.2　等效靶板变形响应验证

上述验证表明数值模型对冲击波传播过程具有较好的捕捉能力，但靶板变形响应的准确性同样需要验证。为此，选取文献中与本文工况相近

的平板水下爆炸实验数据，对本文模型在结构响应层面的预测能力进行校核。

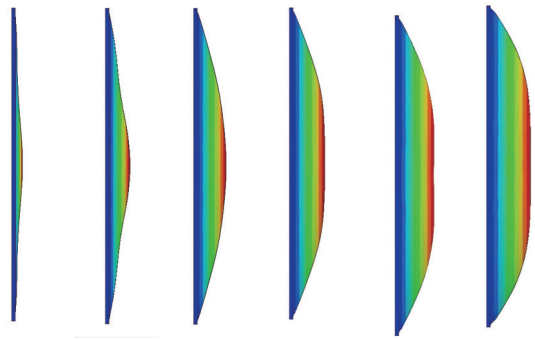
毛致远等[32]采用AUTODYN建立了Q235B钢圆板(受载直径390 mm、厚度5 mm、固支边界)在水下爆炸冲击波作用下的数值模型，并给出了不同药量与爆距组合下的中心挠度数据。本文选取其TNT 200 g、爆距0.749 m的工况，在相同比例距离下建立对应模型进行计算，将预测的中心挠度与文献值进行对比。结果表明，本文模型预测的中心挠度与毛致远等的数值结果偏差在15%以内，考虑到靶板材料(921A钢与Q235B钢)和几何尺寸的差异，该偏差在工程可接受范围内。

此外，Suresh等[33]采用LS-DYNA对薄钢板在水下爆炸载荷下的大变形行为进行了数值模拟，并与实验结果进行了对比，验证了模型在预测大变形和拉伸撕裂等失效模式方面的准确性。本文模型同样采用ALE-Lagrangian耦合方法，在流固耦合处理方式上与该文献一致，进一步说明本文建模方法的合理性。

综合以上对比可知，本文所建立的ALE耦合模型在靶板变形响应层面具有合理的预测精度，能够用于后续的毁伤阈值分析和厚度优化。

2.5 实验结果

利用所建立的数值模型计算可得如图4所示的结果。可以看出，战斗部装药爆炸冲击波作用到靶板后，靶板从中心部分开始发生变形，随后随着冲击波向四周传播，中心四周也逐步开始产生变形。随着靶板中心的挠度的逐步增大，其增加速度逐渐降低，靶板中心周边部分挠度快速增大，最终整个靶板中心区域的挠度逐渐趋于一致。

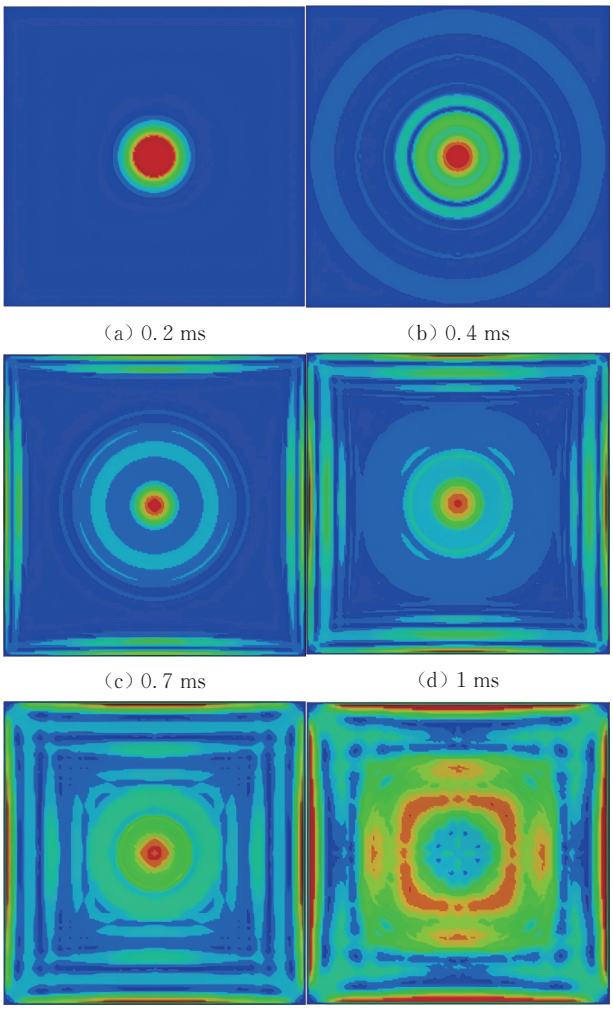


(a) 2 ms (b) 5 ms (c) 8 ms (d) 10 ms (e) 12 ms (f) 15 ms

图4 靶板变形过程

Fig. 4 The deformation process of the target plate

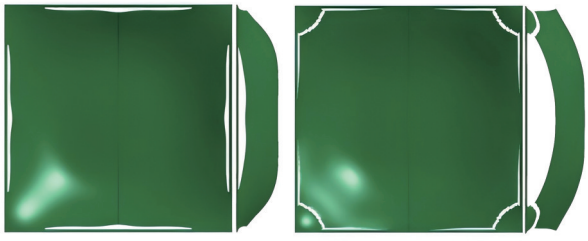
图5为战斗部装药爆炸后靶板的应力云图变化情况，首先在冲击波到达靶板的时刻，靶板中心区域会产生一个应力集中区域，随后随着冲击波向靶板四周扩散，以及靶板内部应力的反射，靶板中会存在波纹状的应力环。最后冲击波逐步作用于靶板边缘时，会产生一个高应力区域，这部分应力区域会随时间的增大而逐渐变大，且应力逐步增强，最终导致靶板撕裂失效，其具体情况如图6所示。



(a) 0.2 ms (b) 0.4 ms (c) 0.7 ms (d) 1 ms (e) 1.5 ms (f) 2.5 ms

图5 靶板应力云图

Fig. 5 Cloud diagram of target platestress



(a) 靶板边界部分失效 (b) 靶板边界完全失效

图6 靶板边界失效情况

Fig. 6 Failure condition of target plate boundary

本文以靶板中心最大挠度与靶板边界失效率作为评价靶板损伤的指标。经过数值模拟计算，可以得到各工况下的靶板中心最大挠度与靶板边界失效率，具体数据如表 7 和表 8 所示，将表 7 和表 8 中的数据绘制成三维曲面图，如图 7 所示。

表 7　靶板中心最大挠度

Tab. 7　Maximum deflection at the center of the target plate

装药量/kg	靶板中心最大挠度/mm				
	靶板厚度/mm				
	3	5	8	10	15
50	91.48	75.49	64.69	61.30	55.87
90	127.00	102.71	85.96	79.52	70.03
140	166.83	130.77	107.73	98.98	85.08
200	209.98	161.68	130.07	118.23	100.74
260	253.97	211.68	151.12	135.66	114.61
320	296.64	260.53	180.01	152.23	127.00

表 8　靶板边界失效率

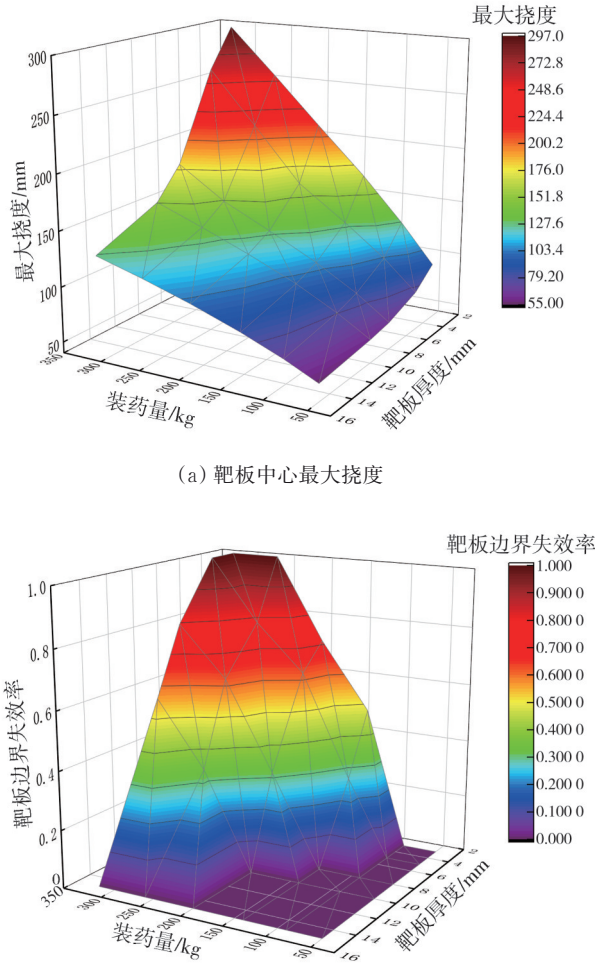
Tab. 8　Boundary failure rate of target plate

装药量/kg	靶板边界失效率/%				
	靶板厚度/mm				
	3	5	8	10	15
50	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
90	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
140	47.94	26.52	0.00	0.00	0.00
200	71.22	62.22	31.62	0.00	0.00
260	100.00	78.43	62.22	33.66	0.00
320	100.00	100.00	79.56	56.10	0.00

由表 7、表 8 和图 7 可以看出，随着靶板厚度的减小与战斗部装药量的增加，靶板中心最大挠度与靶板边界失效率均有增加。同时，随着靶板边界失效的出现，靶板中心最大挠度会急剧增大。因此，本文将靶板边界失效与否作为分析不同损伤情况的依据。

本文将作用于靶板中心的反射冲击波超压峰值作为靶板损伤的外部载荷判据。需要说明的是，水下爆炸近场区域（通常比例距离 $R/\sqrt[3]{W}<1.0$）受爆轰产物膨胀的影响显著，Cole 经验公式在此区域存在较大偏差。因此，本文采用 ALE 数值模拟方法获取靶板表面的反射超压。

图 8 给出了 6 种装药当量下 0～10 m 范围内冲击波超压峰值的变化曲线。由图可以看出，在装药爆炸的最初范围内，不同当量装药冲击波超压峰值区别明显，在 0.5～5m 范围内，冲击波超压峰值快速衰减，此时各当量装药冲击波峰值差距逐渐减小。同时，可以明显看出，大当量装药的冲击波超压峰值衰减速度明显小于小当量装药的超压峰值。



（a）靶板中心最大挠度

（b）靶板边界失效率

图 7 靶板损伤情况

Fig. 7 Target plate damage condition

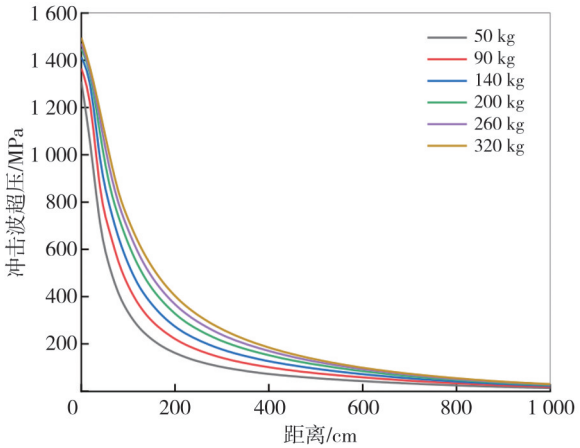


图 8　不同装药当量下的反射冲击波超压

Fig. 8　Reflective shock wave overpressure under different charge equivalentities

根据图 8 与数值计算中高斯点的数据可以得到爆距为 1.5 m 时 6 种装药当量的冲击波超压，具体数据见表 9。

表9 靶板中心处冲击波压力峰值

Tab. 9 Peak shock wave pressure at the center of the target plate

装药当量/kg	反射冲击波超压峰值/MPa
50	132.40
90	172.83
140	214.04
200	252.14
260	295.25
320	327.82

由表9可见，各工况反射超压峰值随装药量的增加而增大。需要指出的是，水下薄板在冲击波作用下的早期大变形和边界撕裂本质上是冲量主导过程，反射超压峰值主要反映载荷强度，而冲击波正压作用时间同样影响结构吸能与变形。因此，本文将反射超压峰值得出的临界毁伤值作为固定爆距和装药波形条件下的冲击波阶段判据；对3～8 mm薄板，实际评估中宜同时关注反射冲量，不宜仅以超压峰值作为唯一判据。对靶板中心反射压力时程积分可得单位面积冲量，后续可据此进一步建立冲量阈值判据。

经过研究，本文拟将等效靶板将要出现边界失效的临界情况作为靶板所等效目标被严重毁伤/结构功能丧失的依据，经过对比靶板最大挠度与边界失效的关系，本文以最大挠度大于120 mm作为靶板所等效舰船目标被毁伤的判据，据此对各工况下靶板是否被毁伤的情况进行统计，具体结果见表10。

表10 等效靶毁伤情况

Tab. 10 Damage assessment of equivalent target

装药量/kg	靶板毁伤情况				
	靶板厚度/mm				
	3	5	8	10	15
50	未毁伤	未毁伤	未毁伤	未毁伤	未毁伤
90	毁伤	未毁伤	未毁伤	未毁伤	未毁伤
140	毁伤	毁伤	未毁伤	未毁伤	未毁伤
200	毁伤	毁伤	毁伤	未毁伤	未毁伤
260	毁伤	毁伤	毁伤	毁伤	未毁伤
320	毁伤	毁伤	毁伤	毁伤	毁伤

结合前文统计得到的各当量下冲击波超压峰值数据可以得到如下结论：3 mm厚度等效靶在超压为172.83 MPa的冲击波作用下即可以被成功毁伤，5 mm厚度等效靶在超压为214.04 MPa的冲击波作用下即可以被成功毁伤，8 mm厚度等效靶在超压为252.14 MPa的冲击波作用下即可以被成功毁伤，10 mm厚度等效靶在超压为295.25 MPa的冲击波作用下即可以被成功毁伤，15 mm厚度等效靶在320 kg装药量战斗部的冲击波作用下已达到中心挠度＞120 mm的毁伤判据(结构功能丧失)，但边界失效率为0%，未发生边界撕裂，仍保持一定的结构完整性。

3 结 论

本文通过对舰船部件等效靶板的水下爆炸仿真研究，得到以下结论：

1)毁伤判据与临界载荷。当冲击波超压达到172.83 MPa(90 kg TNT/3 mm靶板)时，靶板开始出现边界失效，而327.82 MPa(320 kg TNT/15 mm靶板)时，靶板虽未完全撕裂，但已发生严重塑性变形，达到毁伤判据。以中心挠度≥120 mm作为严重塑性变形毁伤判据，以边界失效率＞0作为结构完整性丧失判据。在1.5 m爆距、10.1 m×10.1 m固支靶板条件下，3～15 mm厚度靶板的临界毁伤反射超压依次为172.83，214.04，252.14，295.25和327.82 MPa。上述数值为固支边界与当前靶板尺寸条件下的上限估计，实际舰船舱壁在柔性边界和较小跨度下的临界毁伤超压将低于此值。该结论适用于防护设计中的保守评估，实际应用中需结合具体舱壁结构的边界条件进行修正。

2)厚度对毁伤模式的调控机制与优化依据。随着装药量的增加，冲击波超压呈非线性增长，但衰减速度随距离减小。靶板厚度3～15 mm对毁伤模式影响显著；厚度3～8 mm的薄靶板易发生边界撕裂，毁伤主要由剪切应力主导。厚度10～15 mm的厚靶板以中心塑性变形为主，需更高超压才能导致结构失效。进一步以比例距离$\lambda=R/W^{1/3}$作为无量纲载荷参数，拟合得到临界毁伤比例距离与板厚的关系$\lambda_{crit}=2.8\cdot t^{-0.45}$。以边界失效率=0%为约束条件，15 mm为本文工况下使边界保持完整的最小厚度，继续增厚对提升抗爆能力的边际效益显著降低，即存在厚度“饱和效应”，因此，15 mm为最优厚度。

3)数值模拟的可靠性验证。采用ALE算法耦合流体(水、空气)与固体(靶板)的相互作用，模拟结果与Cole经验公式(冲击波超压计算)的误差＜5%，验证了模型的准确性。

本文提出的等效厚度-超压判据关联模型可评估不同吨位舰船在水下近场爆炸载荷作用下的生存性，可以为以下场景提供支持：防护设计优化方面可针对特定威胁等级定制舱壁厚度方案；作

战决策辅助方面可实时预测舰船受攻击后的损坏优先级。

利益冲突声明/Conflict of Interests

所有作者声明不存在利益冲突。

All authors declare no relevant conflict of interests.

参考文献：

[1] 姚熊亮，杨树涛，张阿漫. 爆炸载荷作用下舰船板架的变形与断裂研究综述[J]. 中国舰船研究，2009，4(1)：1-7.
Yao Xiongliang，Yang Shutao，Zhang Aman. Review for deformation and fracture behavior of ship stiffened plate subjected to blast loading[J]. Chinese Journal of Ship Research，2009，4(1)：1-7.（in Chinese）

[2] 朱凌，田岚仁，李德聪，等. 饱和冲量及其等效方法在舱室内爆炸中的应用[J]. 中国舰船研究，2021，16(2)：99-107.
Zhu Ling，Tian Lanren，Li Decong，et al. Saturated impulse and application of saturation equivalent method in cabin explosion [J]. Chinese Journal of Ship Research，2021，16(2)：99-107.（in Chinese）

[3] Zhao Y P. Suggestion of a new dimensionless number for dynamic plastic response of beams and plates[J]. Archive of Applied Mechanics，1998，68(7)：524-538.

[4] 朱锡，冯刚，张振华. 爆炸载荷作用下固支方板的应变场及破坏分析[J]. 船舶力学，2005，9(2)：83-89.
Zhu Xi，Feng Gang，Zhang Zhenhua. Strain field and damage analysis of clamped square plates subjected to explosive loading [J]. Journal of Ship Mechanics，2005，9(2)：83-89.（in Chinese）

[5] Baker W E. Approximate techniques for plastic deformation of structures under impulsive loading [J]. Shock and Vibration Digest，1975，7(5)：1-12.

[6] Ucar H. Dynamic response of a catamaran-hull ship subjected to underwater explosionsi [D]. California：Naval Postgraduate School，2006.

[7] Best J P. The effect of non-spherical collapse on determination of explosion bubble parameters：DSTO-RR-0238[R]. Australia：DSTO Systems Sciences Laboratory，2002.

[8] 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.
Zhu Xi，Zhang Zhenhua，Liu Runquan，et al. Experimental study on the explosion resistance of cabin near shipboard of surface warship subjected to underwater contact explosion [J]. Explosion and Shock Waves，2004，24(2)：133-139.（in Chinese）

[9] 徐定海，盖京波，王善，等. 防护模型在接触爆炸作用下的破坏[J]. 爆炸与冲击，2008，28(5)：476-480.
Xu Dinghai，Gai Jingbo，Wang Shan，et al. Deformation and failure of layered defense models subjected to contact explosive load [J]. Explosion and Shock Waves，2008，28(5)：476-480.（in Chinese）

[10] 王耀辉，陈海龙，岳永威，等. 水下接触爆炸作用下的船体板架结构毁伤研究[J]. 中国舰船研究，2012，7(4)：76-82.
Wang Yaohui，Chen Hailong，Yue Yongwei，et al. Damage study on ship plate frame subjected to the underwater contact explosion [J]. Chinese Journal of Ship Research，2012，7(4)：76-82.（in Chinese）

[11] Peng Y X，Zhang A M，Ming F R. Numerical simulation of structural damage subjected to the near-field underwater explosion based on SPH and RKPM [J]. Ocean Engineering，2021，222：108576.

[12] 文彦博，胡亮亮，秦健，等. 近场水下爆炸气泡脉动及水射流的实验与数值模拟研究[J]. 爆炸与冲击，2022，42(5)：73-91.
Wen Yanbo，Hu Liangliang，Qin Jian，et al. Experimental study and numerical simulation on bubble pulsation and water jet in near-field underwater explosion [J]. Explosion and Shock Waves，2022，42(5)：73-91.（in Chinese）

[13] Suresh C，Ramajeyathilagam K. Large deformation behaviour of thin mild steel rectangular plates subjected to underwater explosion loading under air and water backed conditions [J]. Applied Ocean Research，2021，114：102780.

[14] Gupta N K，Kumar P，Hegde S. On deformation and tearing of stiffened and un-stiffened square plates subjected to underwater explosion：a numerical study[J]. International Journal of Mechanical Sciences，2010，52(5)：733-744.

[15] He Z H，Chen Z H，Jiang Y B，et al. Effects of the standoff distance on hull structure damage subjected to near-field underwater explosion [J]. Marine Structures，2020，74：102839.

[16] Liu Y Z，Ren S F，Zhao P F. Application of the deep neural network to predict dynamic responses of stiffened plates subjected to near-field underwater explosion[J]. Ocean Engineering，2022，247：110537.

[17] Liang X D，Liu Y D，Feng C Q. Method for predict-

ing ship crack under near-field underwater explosion loads [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2025, 3021(1): 012046.

[18] 陈崧, 杨雄辉, 唐文勇, 等. 水下近场爆炸双层防护结构抗爆能力的数值模拟分析[J]. 中国舰船研究, 2015, 10(1): 32-38.
Chen Song, Yang Xionghui, Tang Wenyong, et al. Numerical simulation on the explosion-resistance capability of double shell structures subjected to underwater near-field explosion [J]. Chinese Journal of Ship Research, 2015, 10(1): 32-38. (in Chinese)

[19] 彭依云, 王铭明, 高长伟. 近场水下爆炸冲击波对板架结构毁伤特性研究[J]. 船舶力学, 2020, 24(8): 1081-1090.
Peng Yiyun, Wang Mingming, Gao Changwei. Research on the damage characteristics of grillage structures subjected to near-field underwater blast wave [J]. Journal of Ship Mechanics, 2020, 24(8): 1081-1090. (in Chinese)

[20] Cheng L L, Huang F L, Wu H J, et al. Dynamic response and damage characterization of the clamped plate subjected to underwater explosions with double charges [J]. Thin-Walled Structures, 2025, 212: 113177.

[21] Zhao K, Shi D Y, Wang Z K, et al. Research on material equivalent method based on damage mode of underwater explosion grillage structure [J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 202: 105235.

[22] 曹兵. 靶板等效方法研究[J]. 弹箭与制导学报, 2003, 23(S4): 122-123.
Cao Bing. Study on equivalent target experimental methods[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2003, 23(S4): 122-123. (in Chinese)

[23] 张建伟, 吴子奇, 张丰超, 等. 基于修正补偿模型法的不同材料钢板靶标相似性及等效设计方法[J]. 兵工学报, 2024, 45(4): 1297-1310.
Zhang Jianwei, Wu Ziqi, Zhang Fengchao, et al. Study on similarity and equivalent design method of steel plate targets with different materials based on modified compensation model [J]. Acta Armamentarii, 2024, 45(4): 1297-1310. (in Chinese)

[24] 郭克强,孙华,赵沁,等. 空中和水下近场爆炸冲击波对靶板作用效应对比分析[J]. 中北大学学报(自然科学版),2020,41(1):42-48.
Guo Keqiang, Sun Hua, Zhao Qin, et al. Contrastive analysis of shock wave effect on target plate in near-field explosion in air and underwater [J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2020,41(1):42-48. (in Chinese)

[25] 王玉, 王树山, 李文哲, 等. 半穿甲炮弹对小型舰船目标毁伤效能评估研究[J]. 火炮发射与控制学报, 2022, 43(1): 42-48.
Wang Yu, Wang Shushan, Li Wenzhe, et al. Damage effectiveness evaluation of semi-armour-piercing projectiles against small warship targets[J]. Journal of Gun Launch & Control, 2022, 43(1): 42-48. (in Chinese)

[26] 罗宇, 黄风雷, 刘彦. 反辐射导弹对某型雷达目标毁伤能力的评估[J]. 弹箭与制导学报, 2005, 25(S1): 139-141.
Luo Yu, Huang Fenglei, Liu Yan. Damaging evaluation of anti-radiation missile against typical radar target [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2005, 25(S1): 139-141. (in Chinese)

[27] 吴永斌. 船舶抗冲击防护结构设计及仿真技术研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2010.

[28] 吕峰. 大型水面舰船动力系统的易损性等效研究[D]. 镇江: 江苏科技大学, 2022.

[29] 李瀚青. 半穿甲弹对舰船舱室毁伤效应研究及软件程序设计[D]. 沈阳: 沈阳理工大学, 2022.

[30] 吴海军, 王可慧, 李明, 等. 船用921A钢高温、高应变率下动态本构模型研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(20): 46-53.
Wu Haijun, Wang Kehui, Li Ming, et al. A study on a dynamic constitutive model of 921A shipbuilding steel at high temperature and high strain rate[J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(20): 46-53. (in Chinese)

[31] Cole R H. Underwater explosions [M]. Princeton: Princeton University Press, 1948.

[32] 毛致远, 段超伟, 宋浦, 等. 基于有效冲量的水下爆炸冲击波对平板结构的毁伤准则[J]. 高压物理学报, 2023, 37(2): 130-140.
Mao Zhiyuan, Duan Chaowei, Song Pu, et al. Criterion of plate structure damage caused by underwater explosion shock wave based on effective impulse [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2023, 37(2): 130-140. (in Chinese)

[33] Suresh C, Ramajeyathilagam K. Large deformation behaviour of thin mild steel rectangular plates subjected to underwater explosion loading under air and water backed conditions [J]. Applied Ocean Research, 2021, 114: 102780.