



近场爆炸下舰船破损舱室内部载荷特性分析

伍星星 刘建湖 汪俊 王海坤 张伦平

Analysis of internal load characteristics of damage cabin under near-field underwater explosion

WU Xingxing, LIU Jianhu, WANG Jun, WANG Haikun, ZHANG Lunping

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.03573>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

船底双层板架结构水下近场爆炸试验

Underwater near-field explosion experiment of double-wall bottom grillage

中国舰船研究. 2019, 14(S1): 143-150 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.01571>

水雾环境下密闭舱室内爆准静态压力特性试验研究

Experimental investigation of quasi-static pressure characteristics of the confined cabin in the water mist environment

中国舰船研究. 2024, 19(3): 174-181 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.03527>

水下爆炸载荷特性及其作用下的舰船毁伤与防护研究综述

Review of research on underwater explosion related to load characteristics and ship damage and protection

中国舰船研究. 2023, 18(3): 139-154, 196 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.03273>

典型舱室在战斗部内爆下的载荷及毁伤特性试验研究

Experimental study on load and damage characteristics of typical cabin under warhead internal blast

中国舰船研究. 2023, 18(6): 167-176 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.03000>

典型舱内爆炸载荷对加筋板的毁伤特性

Damage characteristics of stiffened plates in typical cabin explosion load

中国舰船研究. 2021, 16(2): 108-115, 124 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.01841>

密闭空间内爆炸准静态压力理论计算研究

Study on theoretical calculation of quasi-static pressure for explosion in confined space

中国舰船研究. 2019, 14(5): 124-130 <https://doi.org/10.19693/j.issn.1673-3185.01368>



扫码关注微信公众号, 获得更多资讯信息

本文网址: <http://www.ship-research.com/cn/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.03573>

期刊网址: www.ship-research.com

引用格式: 伍星星, 刘建湖, 汪俊, 等. 近场爆炸下舰船破损舱室内部载荷特性分析[J]. 中国舰船研究, 2025, 20(2): 308–316.
WU X X, LIU J H, WANG J, et al. Analysis of internal load characteristics of damage cabin under near-field underwater explosion[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2025, 20(2): 308–316 (in Chinese).

近场爆炸下舰船破损舱室 内部载荷特性分析



扫码阅读全文

伍星星*, 刘建湖, 汪俊, 王海坤, 张伦平

中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082

摘要: [目的] 旨在揭示近场爆炸下破损舱室内部载荷特性。[方法] 以大尺度舱段模型水下近场爆炸试验为基础, 针对试验后由模型外板形成的高速破片群载荷、由爆轰产物引起的准静态压力载荷以及由气泡失稳引起的水射流载荷等, 采用数值仿真与理论手段进行深入分析。[结果] 结果显示, 在近场水下爆炸下, 由舷侧外板形成的飞向舱室内爆的次生高速破片载荷仍具有很高的飞行速度, 可对舱室内部结构及设备形成二次打击, 基于改进的泰勒平板理论的计算方法可用于评估高速破片的速度; 舷侧外板在强冲击波载荷作用下形成破口后, 后续的爆轰产物通过破口进入舱室内部可形成类似于“准静态压力载荷”, 对内部舱室舱壁、甲板等构件形成整体大变形破坏模式, 并引起构件连接处的撕裂破坏; 舷侧外板形成破口后, 首次发现破损舱室内部可遭受来自高速水流的二次毁伤破坏, 高速水流的形成因素主要包含强冲击波载荷传播、爆轰产物膨胀和残余气泡的收缩失稳这3类。[结论] 所做研究可为后续水下近场爆炸下破损舱室内部载荷评估提供重要依据。

关键词: 舰船; 抗爆性; 抗冲击性; 水下爆炸; 破损空舱; 高速破片; 准静态压力; 高速水流

中图分类号: U661.43

文献标志码: A

DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.03573

0 引言

近场水下爆炸可对舰船结构造成严重损伤, 是近年来水下爆炸研究的难点和热点问题。在近场爆炸下, 船体结构首先会在强冲击波的作用下形成破口, 随后爆轰产物形成的气泡与非完整结构边界耦合, 产生复杂的后续加载载荷。这种复杂的加载过程导致舰船结构在近场水下爆炸下的毁伤机理十分复杂。

目前, 国内外学者针对水下近距离爆炸开展了大量的试验研究、理论研究和数值仿真研究, 并取得了较为丰硕的成果。张伦平等^[1]针对舷侧防雷舱结构开展机理性接触爆炸试验, 从工程应用的角度建立了多舱防护结构抗水下接触爆炸计算方法。吴林杰等^[2]借助 LSDYNA 有限元软件, 对接触爆炸下防雷舱舷侧空舱的内压载荷特性进行分析, 重点探讨了水下爆炸气泡在舷侧外板破口附近的运动规律。此外, 吴林杰等^[3]还开展了防雷舱多舱结构缩比模型的机理性试验, 通过压力传感器测量了破损空舱的压力载荷, 指出空舱载荷主要分为冲击波载荷阶段、准静态压力载荷

阶段和负压载荷阶段。伍星星等^[4]针对大尺度舱段模型开展了近场水下爆炸试验, 对舷侧近场爆炸下的典型破坏模式进行了分析, 首次发现了近场爆炸下水流冲击对结构的二次毁伤。姚熊亮等^[5]指出, 在近距离水下爆炸下, 强冲击波会使船体结构产生撕裂破坏, 随后水下爆炸气泡在具有初始破口的船体附近运动, 对船体结构造成二次毁伤, 最终导致船体结构形成致命毁伤。相较而言, 国外针对近场水下爆炸下的结构毁伤研究主要集中于简单的结构方面。例如, Nurick 等^[6]采用试验方法对固支薄板在接触爆炸下的响应进行研究, 发现了板的冲塞、凹陷、开裂和花瓣翻转现象, 并指出在薄板的冲塞阶段产生一个与炸药接触半径基本相同的圆形破口。Wierzbicki^[7]对接触爆炸下固支圆板的花瓣开裂过程进行了理论分析和试验研究, 考虑了应变率效应, 并基于能量原理得到了破口半径的计算方法。Rajendran 等^[8]也得到了水下接触爆炸载荷下空背圆板的破口半径公式。尽管近年来在近场水下爆炸下舰船结构的毁伤破坏研究方面取得了一定成果, 但现有研究对象大多为小尺度简单模型, 针对舰船复杂舱段

收稿日期: 2023-09-22 修回日期: 2024-03-13 网络首发时间: 2024-12-17 13:26

基金项目: 国防基础科研计划资助项目(B0820132045); 国家重点安全基础研究资助项目(613279)

作者简介: 伍星星, 男, 1989年生, 硕士

*通信作者: 伍星星

结构模型的研究相对较少。与简单的板架模型相比, 舰船结构在近场爆炸下的毁伤机理更复杂, 一方面是因为舰船结构及其内部在近场水下爆炸下形成的载荷更为复杂, 另一方面是因为舰船结构在近场水下爆炸下的毁伤破坏模式更加复杂。然而, 目前在相关方面的研究却较为匮乏, 迫切需要开展进一步研究。

为此, 本文将以文献 [4] 中开展的近场爆炸下大尺度舱段模型试验结果为基础, 借助仿真分析和理论分析等手段, 进一步对舷侧外板破坏后空舱内部的二次载荷(如高速破片、准静态压力、高速水流载荷)的形成机理及其评估方法。

1 舱段计算模型概述

1.1 有限元计算模型

本文主要依据开展的大尺度舱段模型水下近距离爆炸试验^[4], 利用数值仿真分析手段, 进一步对水下近距离下破损空舱内部载荷特性进行分析。试验模型为典型的水面舰船舱段模型, 其主要参数如下: 长 15 m, 宽 3 m, 高 3.8 m, 吃水 1 m。模型主要分为五舱段, 其中中间舱段为试验舱(长 3 m), 两端依次为过渡舱和附加舱。中间试验段的横剖面如图 1(a)所示。在垂向方向, 模型中间试验段主要包含含水双层底、甲板、上层建筑等典型结构。试验段双层底高 0.18 m, 双层底结构板厚均为 3 mm, 舷侧外板板厚 3 mm, 舷侧强肋骨、肋骨、纵桁采用 T 型加筋。加筋尺寸主要有 2 类: 一类面板厚 4 mm、长 40 mm, 腹板厚 2 mm、长 100 mm; 另一类面板厚 2 mm、长 40 mm, 腹板厚 2 mm、长 20 mm。各层甲板和上层建筑甲板厚度在 2.5~3.5 mm 之间, 同样采用 T 型加筋进行加强。

考虑到结构具有对称性, 为提高计算效率, 本文仅建立了 1/2 对称的有限元模型, 如图 2 所示。仿真计算采用 LSDYNA 有限元软件进行。结构模型采用 Shell 单元进行网格划分, 网格尺寸为

20 mm, 几何尺寸和板厚与试验模型保持一致, 网格数量约为 23 万。流体域包括外部水域、双层底内部水域和空气域, 采用欧拉单元进行划分, 爆心区域网格尺寸为 20 mm, 远离爆心区域网格尺寸为 40 mm, 流体域模型尺寸为长 17 m、宽 6 m、高 2.1 m, 网格总数约为 220 万。于炸药采用关键字 *Initial-Volume-Fraction-Geometry 进行定义, 流体域四周采用无反射边界条件。炸药、空气、水域与结构之间的流固耦合作用通过定义关键字 *Constraned-Lagrange-In-Solid 实现, 并采用任意拉格朗日-欧拉(ALE)算法处理流体与结构间的耦合作用, 这种方法结合了拉格朗日方法和欧拉方法的优势: 在结构边界运动的处理上, 引入拉格朗日方法的特点, 有效跟踪物质结构边界的运动; 在内部网格的划分上, 采用欧拉方法的优势, 使网格单元独立于物质实体, 网格可以根据定义参数在求解过程中适当调整位置, 避免网格出现严重畸变。这种方法适用于处理水下爆炸流体与结构的相互作用耦合问题。

试验中, 采用 2.8 kg TNT 炸药, 爆距设计为 0.18 m。爆点位置如下: 纵向(船长方向)位于船舯, 垂向处于水线下方 0.44 m, 水平距离舷侧平直板 0.125 m, 具体位置如图 3 所示。在有限元模型计算过程中, 药量及爆点位置与试验设置保持一致。

1.2 材料参数设置

试验模型加工材料为 Q345B 钢。采用 Johnson-Cook 本构模型, 其表达式如下:

$$\sigma_d = (A + B(\epsilon)^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon})[1 - (T^*)^m]$$

(1)

式中: σ_d 为动态流动应力; ϵ 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}$ 为参考应变率; $T^* = (T - T_m)/(T_m - T_r)$, 其中 T_m 为熔化温度, T_r 为参考温度; 初始屈服应力 $A = 360$ MPa, 硬化模量 $B = 300$ MPa, 应变率强化参数 $C = 0.046$, 硬化指数 $n = 0.547$, 温度软化指数 $m = 1$ (参数根据本单位开展的材料试验拟合)。材料失效应变

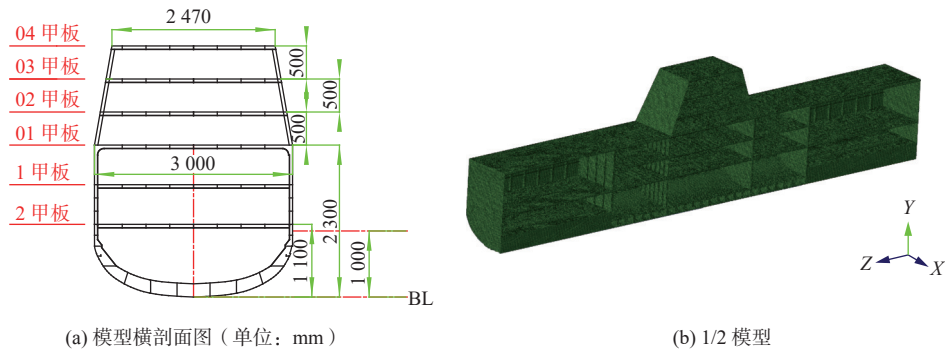


图 1 模型结构示意图
Fig. 1 Schematic diagram of whole structure of cabin model

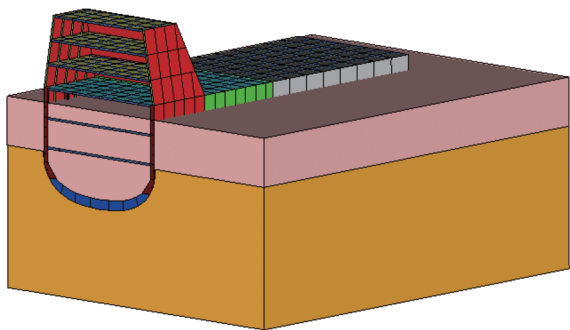


图2 有限元模型示意图

Fig. 2 Numerical simulation model

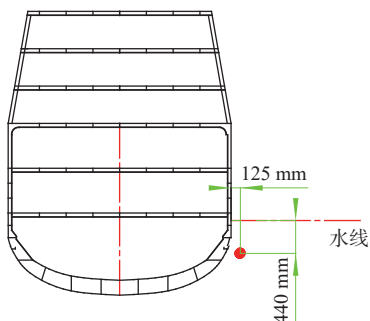


图3 药包布置位置示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the location of charge

采用常应变失效准则,取值0.2^[9]。

空气压力采用线性多项式状态方程:

$$P_{\text{air}} = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (2)$$

式中: μ 为前后密度比; $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$; $C_4 = C_5 = 0.4$; 单位初始体积内能 $E = 2.5 \times 10^5 \text{ J/m}^3$ 。

水域压力采用 Grüneisen 状态方程:

$$P_{\text{water}} = \frac{\rho c^2 \mu [1 + (1 - \gamma_0/2)\mu - a\mu^2/2]}{[1 - (S_1 - 1)\mu - S_2\mu^2/(\mu + 1) - S_3\mu^3/(\mu + 1)]^2} + (\gamma_0 + a\mu)E \quad (3)$$

式中: c 为水中声速, $c = 1500 \text{ m/s}$; S_1, S_2, S_3 为无量

纲系数, $S_1 = 2.56, S_2 = -1.986, S_3 = 0.2268$; γ_0 为空气多方指数参数, $\gamma_0 = 0.5$; $a = 0$; E 为单位体积内能, $E = 2.5 \times 10^5 \text{ J/m}^3$; ρ 为水的密度。

TNT 采用 JWLV 状态方程:

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (4)$$

式中: A, B, R_1, R_2 和 ω 均表示拟合参数, 其中, $A = 371.2 \text{ GPa}, B = 3.23 \text{ GPa}, R_1 = 4.15, R_2 = 0.9, \omega = 0.35$; $E = 6 \times 10^9 \text{ J/m}^3$; V 代表爆轰产物体积。

2 近场水下爆炸破损舱室内部载荷特性分析

2.1 高速破片载荷分析

在近场爆炸作用下, 舷侧外板会形成高速破片群并向舱室内部飞散, 进而对船体内部重要设备和结构造成二次打击。本文试验后形成的破片分布情况如图4所示。试验中共收集破片近80枚, 总质量约5.6 kg。根据试验后的勘查结果, 爆炸形成的破片群主要来源于爆心正对区域的舷侧外板及其加筋结构的破坏, 破片群的形成区域范围为 $0.3 \text{ m} \times 0.6 \text{ m}$, 如图5(a)所示。在试验后的2甲板区域, 可观察到多处被破片击穿的痕迹。由于破片在碰撞过程中会发生塑性变形, 因此收集到的破片大多呈现扭曲状态。在图5中, R/R_0 表示距离与药包半径的无量纲比值。

本节进一步借助泰勒平板理论^[10]对近场爆炸下破片的初始形成速度进行评估。考虑到流固耦合效应, 近场水下爆炸下舷侧外板结构的运动方程为

$$M\ddot{u} = C_R \cdot P_m e^{-t/\theta} - \frac{\rho_l D_1 u}{\cos \alpha} \quad (5)$$



图4 试验后破片分布示意图

Fig. 4 Schematic diagram of fragment distribution after test

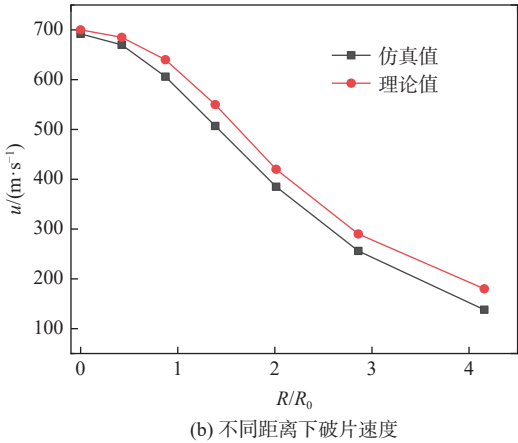
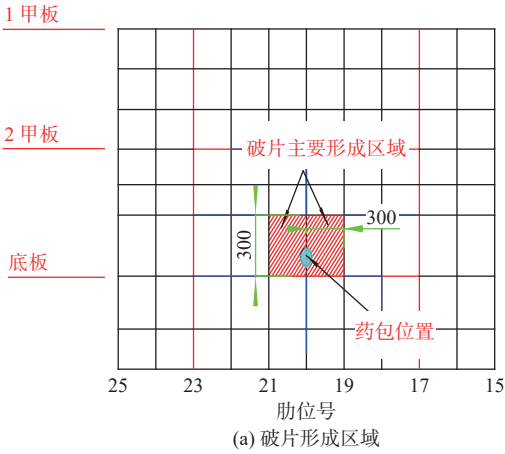


图 5 破片速度分布示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the fragment velocity distribution

式中: M 为板单位面积的质量; u 为结构运动速度; C_R 为冲击波反射系数; P_m 为入射波冲击波压力峰值; θ 为冲击波衰减时间常数; ρ_1 为流体密度; $D_1 = 1\,500 + 1.75u_s$, 为冲击波波速, 其中 u_s 为冲击波粒子速度; α 为冲击波入射角度。

考虑到本次试验中爆距较近, 处于 6 倍药包半径以内, 且冲击波压力峰值可达吉帕级, 因此需要考虑流体的可压缩性。在此情况下, 冲击波反射系数 C_R 和流体密度 ρ_1 与不考虑流体压缩时存在较大差异。对于 6 倍药包范围冲击波峰值压力, 其取值依据 Monti 等^[11] 提出的水下接触爆炸载荷计算模型, 在该模型中冲击波峰值压力及时间衰减常数的表达式为:

$$\begin{aligned} P_m &= 20.5 \times 10^6 (W^{1/3}/R)^{1.95} \\ \theta &= 0.000\,104\,8\,W^{1/3} (R/W^{1/3})^{0.35} \end{aligned} \quad (6)$$

式中: W 为药包质量; R 为爆心与测点间的距离。

对于强冲击波作用下结构表面的反射系数计算, 可依据文献 [12] 中计算模型。

$$C_R = \frac{(2P_m + 2.5P_m^2)/(P_m + 19)}{P_m} \quad (7)$$

文献 [13] 给出了强冲击波作用下流体密度

ρ_1 与冲击波峰值压力 P_m 之间的关系为

$$\frac{\rho_1}{\rho_0} = \frac{(\gamma + 1)P_m + \rho_0 c_0^2}{(\gamma - 1)P_m + \rho_0 c_0^2} \quad (8)$$

式中: γ 为常数, 取值 4.79; ρ_0 为常态时水的密度, 取值 $1\,000\,\text{kg/m}^3$; c_0 为常态时水的波速, 取值 $1\,500\,\text{m/s}$ 。

$$u_{\max} = \frac{2P_m \beta \cos \alpha}{\rho_1 D_1 (\beta - 1)} (e^{-t_c/\theta} - e^{-\beta t_c/\theta}) \quad (9)$$

$$t_c = \frac{\theta}{(\beta - 1)} \ln \beta \quad (10)$$

$$\beta = \frac{\rho_1 D_1 \theta}{\rho_2 h \cos \alpha} \quad (11)$$

式中: $u_{\max}$ 为粒子速度; ρ_2 为钢板密度; h 为舷侧外板厚度。

本文建立的泰勒平板理论计算方法可用于评估近距离爆炸舷侧外板的初始破片速度。图 5(b) 展示了该理论评估方法对试验中高速破片载荷的计算结果。结果显示, 爆心正对位置处破片的初始速度 u 接近于 $700\,\text{m/s}$; 在 2 倍药包半径处, 破片的初始速度降至 $350\,\text{m/s}$; 在 3 倍药包半径处, 破片的初始速度降为 $240\,\text{m/s}$ 。这表明破片载荷初始速度随着距离的增加基本呈指数形式衰减。值得注意的是, 破片在获得初始速度后, 由于自身塑性变形及在破片撕裂边界处的剪切、拉伸、弯曲等耗能, 其速度会进一步降低。因此, 破片的最终速度通常小于初始速度。当破片初始速度大于舷侧外板的临界剪切速度时, 将直接形成冲塞破片并向内飞出。在水下爆炸下, 冲塞破片通常发生在正对药包的位置^[13]。冲塞破片的直径基本与药包直径相当。由于边界处为剪切撕裂破坏, 耗能相对较少, 因此冲塞破片的初始速度与最终速度基本相当。冲塞破片的飞出速度可直接采用本文建立的方法进行评估。

图 6 所示为近场爆炸下试验模型舷侧外板区域速度场变化过程的仿真计算结果。由图可见, 在强冲击波的耦合作用下, 舷侧外板区域的速度场不断增加, 爆心正对区域外板的最大速度约 $670\,\text{m/s}$ 。这一结果与本文泰勒平板理论计算得到的破片初始速度 $700\,\text{m/s}$ 较为接近, 从而验证了本文所用理论计算方法合理性。

进一步地, 根据试验中观察到的破片穿孔破坏模式, 对破片的速度进行了反推。试验中, 模型的 2 甲板加筋腹板存在多处被破片击穿或撞击痕迹, 如图 4 所示。2 甲板加筋腹板厚 $2\,\text{mm}$, 采用德玛尔公式^[14] 进行评估, 穿透 $2\,\text{mm}$ 厚的加筋腹板 (Q345B 钢) 临界穿透速度如下: 当破片半

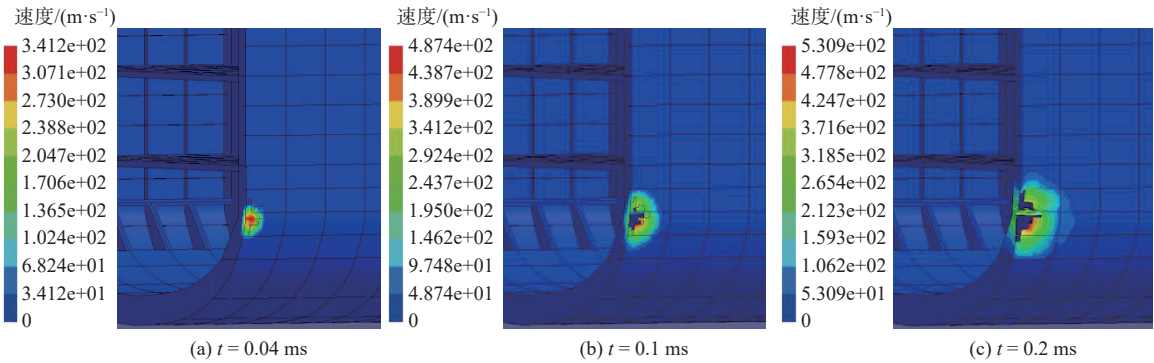


图 6 近场爆炸下舷侧外板破片速度变化

Fig. 6 Fragment velocity change of side plating under near-field underwater explosion

径为 5 mm(舷侧外板厚 3 mm)时, 临界穿透速度为 745 m/s; 当破片半径为 10 mm 时, 临界穿透速度为 626 m/s; 当破片半径为 20 mm 时, 临界穿透速度为 527 m/s。依据本文评估结果, 舷侧外板最终得到破片速度不超过 700 m/s。根据试验后由破片打击形成的破损尺寸, 推测打击破片的尺寸为 30 mm×60 mm。若要想穿透 2 甲板的加筋腹板, 破片的临界穿透速度需为 498 m/s。这一结果验证了本文基于泰勒平板理论建立的近场爆炸下高速破片初始速度理论计算方法的准确性。

2.2 破损空舱“准静态压力载荷”分析

在近场水下爆炸作用下, 舷侧外板会在初始强冲击波的作用下形成破口。随后, 爆轰产物通过这引起破口进入舷侧舱室内部。随着爆轰产物不断涌入舱室内部并膨胀扩张, 舱室内部结构将形成类似的“准静态压力载荷”的作用。爆轰产物在舱室内部的运动过程较为复杂, 涉及多物质、多相流等过程, 主要包括以下过程:

- 1) 爆轰产物涌入阶段。外板形成破口后, 膨胀的爆轰产物通过破口进入舱室内部。
- 2) 爆轰产物膨胀阶段。爆轰产物进入舱室内部后, 产物内部压力将大于舱室内部初始气体的压力, 且随着外部爆轰产物的不断涌入, 产物在舱室内部不断膨胀。
- 3) 爆轰产物惯性膨胀阶段。当爆轰产物内部压力小于外部压力时, 由于惯性作用, 将继续膨胀。
- 4) 爆轰产物收缩阶段。由于爆轰产物内部

压力小于外部压力, 爆轰产物开始收缩。

爆轰产物在舱室内部形成的“准静态压力载荷”可对舱室结构(如甲板、舱壁等)造成鼓胀大变形破坏模式。在本次试验中, 破损舱室上方甲板(2 甲板)不仅在靠近舷侧的区域形成了破口外, 还整体出现了较为明显的鼓胀变形。这种变形导致 2 甲板与两端舱壁中间连接区域出现撕裂, 撕裂位置位于加筋连接区域, 如图 7 所示。爆轰产物形成的“准静态压力载荷”与 2 甲板的相互作用过程如图 8 所示。2 甲板的变形主要分为 2 个阶段: 一是由强冲击波载荷引起的局部隆起变形阶段, 在此阶段, 药包形成的初始冲击波使舷侧外板形成破口导致凹陷变形, 靠近爆炸方位的 2 甲板局部区域在舷侧外板变形的推动下, 形成局部凹陷变形, 如图 8(a)所示; 二是由“准静态压力”引起的整体隆起变形阶段, 在此阶段, 爆轰产物融合进入舱室内部, 向 2 甲板大面积施加压力, 致使 2 甲板整体形成隆起变形, 当变形超过一定界限时, 在 2 甲板与左右两端舱壁连接处出现局部撕裂。



图 7 2 甲板与左右横舱壁撕裂破坏示意图

Fig. 7 Damage model between deck 2 and the left and right transverse bulkheads

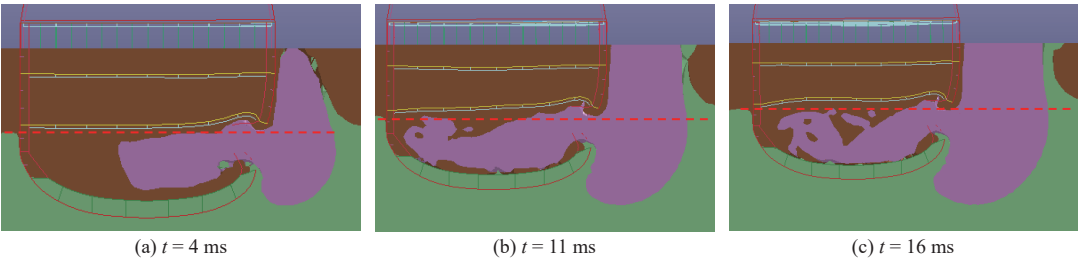


图 8 “准静态压力”与 2 甲板相互作用过程示意图

Fig. 8 The movement of deck 2 under quasi-static pressure loading

基于 Geer-Hunter 建立的气泡动力学计算模型, 对近场爆炸形成的“准静态压力”进一步予以评估。Geer-Hunter 模型以 $t_1 = 7T_c$ 时气泡的半径 V_g 和气泡内压 P_g 作为初始条件, 计算如下:

$$V_g(t) = 4\pi a_c^3 + \frac{4a_c}{\rho} P_c T_c [1.585 7t - T_c (5.829 3 - 0.460 9e^{-1.338t/T_c} - 5.368 4e^{-0.180 5t/T_c})] \quad (12)$$

$$P_g = K_c \left(\frac{V_0}{V_g} \right)^\gamma, \quad P_c = K \left(\frac{W^{1/3}}{a_c} \right)^{1.18}, \quad T_c = kW^{1/3} \left(\frac{a_c}{W} \right)^{0.22} \quad (13)$$

式中: a_c 为药包半径; V_0 为药包初始体积; 对于 TNT, K_c 为炸药爆炸散逸常数, $K_c = 8.39 \times 10^8$ Pa, K 为炸药参数, $K = 55.72 \times 10^6$, $k = 9.3 \times 10^{-5}$ 。

本次试验中, 由于药包距离自由面较近, 水域中膨胀的爆轰产物遇到自由面破裂, 致使水域中的爆轰产物压力、进入舱室内部的爆轰产物压力以及破口流速难以通过伯努利方程建立关系。基于此, 本文假设进入舱室内部的爆轰产物所占比

例为 ζ , 考虑爆轰产物对舱室内部原有空气的压缩作用, 当爆轰产物与舱室内部空气的压力达到平衡状态时, 此时“准静态压力”为

$$P_{g1} = P_0 \left[1 + \left(\frac{P_g}{P_0} \right)^{1/\beta} \frac{\alpha V_g}{V_{cn}} \right]^\beta \quad (14)$$

式中: P_0 为标准大气压力; V_{cn} 为舱室体积; $\beta = 1.4$ 。

图 9(a) 所示为依据本文建立的评估方法计算的准静态压力值与爆轰产物所占比例 α 之间的关系示意图。图 9(b) 所示为仿真计算中舱室内部区域典型测点处的压力时程曲线。在近场爆炸作用下, 舱室内部首先承受通过破口进入的冲击波等气流载荷的作用。随后, 爆轰产物进入舱室内部并发生膨胀和收缩流出等运动, 导致准静态压力载荷上升至峰值。该峰值可取为 22.5 ms 附近的峰值。此后, 准静态压力逐渐下降。仿真结果表明, 当爆轰产物所占比例 α 取值为 0.5 时, 由理论评估得到的准静态压力峰值与仿真计算值较为吻合。

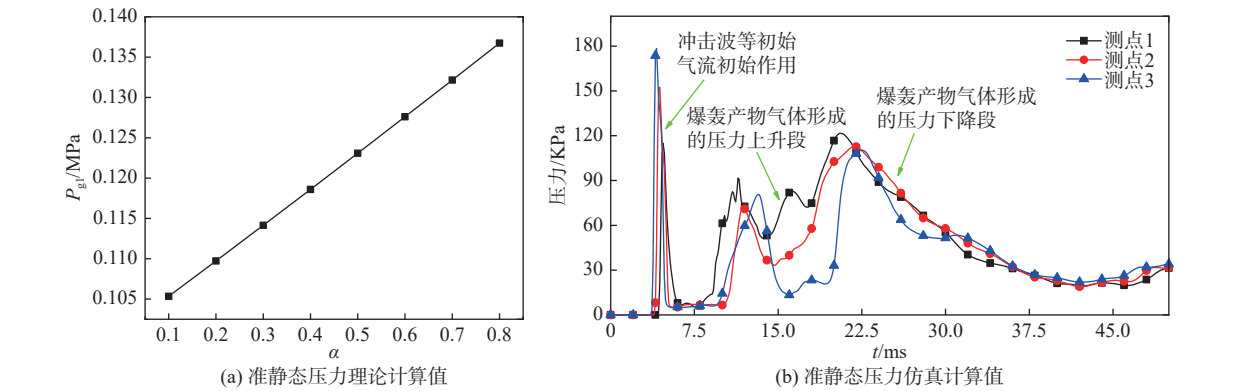


图 9 准静态压力理论计算值与仿真计算值对比

Fig. 9 Comparison between the theoretical calculated value and simulation calculated value of quasi-static pressure

2.3 破损空舱内部高速水流载荷分析

本次试验中, 模型内部多处位置遭受了不明高速水流的冲击(见图 10)。具体破坏情况如下: 横舱壁垂向加筋在水流冲击作用下, 腹板和面板沿水流冲击方向出现凹陷, 导致局部失稳; 舷侧纵骨加筋向内底板方向凹陷, 该位置的加筋基本丧失纵向承载能力; 2 甲板加筋上的破坏尤为明显, 一处加筋位置直接发生翻转直至贴合至甲板

表面, 多处位置的加筋在向内变形的过程中直接撕裂破坏, 部分与甲板直接脱裂撕开, 部分则与加筋面板撕裂脱开。这些破坏现象表明, 冲击水流的速度较高, 对结构造成了严重的局部破坏。

依据现有水下爆炸理论, 推测本次近场爆炸下形成高速水流的主要因素如下:

- 1) 强冲击波对舷侧外板形成初始破口后, 破口附近水域在残余势能的带动下, 继续冲向舱室内部;
- 2) 爆轰产物膨胀过程推动的水域从舷侧外板破口推向舱室内部;
- 3) 残余爆轰产物在复杂界面收缩过程中失稳形成的水射流。

针对由强冲击波引起的高速水流, 可采用 2.1 节建立的流固耦合计算方法进行评估。在此方法中, 可将由冲击波引起的水流速度视为与舷侧外

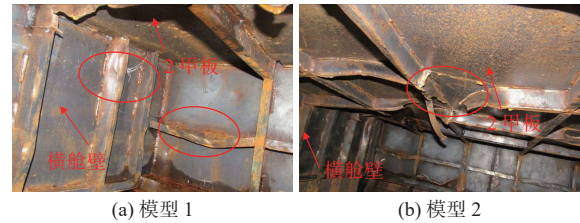


图 10 高速水流对模型的冲击毁伤结果

Fig. 10 Damage failure model from water jetting

板破口初始速度一致。具体而言,当初始破口半径在 1 倍药包半径范围内时,水流速度基本为 600~700 m/s;当初始破口半径在 2 倍药包半径范围内时,水流速度则基本为 400~700 m/s。

针对爆轰产物膨胀引起的高速水流,本文采用 Geer-Hunter 建立的气泡动力学模型进行评估。以不同距离下爆轰产物的边界速度作为水流初始速度。试验中,药量为 2.8 kg,爆距为 0.18 m,爆距与药包半径间的比值为 2.4。当爆轰产物膨胀至舷侧外板时,所引起的水流速度约为 300 m/s。

图 11(a)所示为近场爆炸下初始阶段的气泡形态演变过程,其中,橙色为气泡,蓝绿色为水域。图 11(b)所示为流场测点水流速度的时程曲线,测点位置位于药包正对的舷侧水域(图 11(a))。由图中可明显看出,流场测点处水流速度的加速过程主要分为 2 个阶段:初始阶段由强冲击波推动,水流速度可加速至 612 m/s,与本文计算结果较为吻合;后续阶段由爆轰产物膨胀进一步推动,速度可提升至 667 m/s。由于这一速度值是

与冲击波耦合形成的,因此难以与本文建立的单纯由爆轰产物膨胀引起的速度增加值难以进行直接

对比。

针对上述第 3 条因素,即气泡收缩过程中引起的水射流,本次试验中所形成的气泡受非完整舷侧外板边界和自由面的影响,其气泡动力学过程十分复杂,现阶段难以对其形成的水流速度进行评估。然而,在正常的刚性壁面边界条件下,对于 2.8 kg 药量的水下爆炸,其在正常收缩过程中形成的水射流速度可采用 Blake 公式进行评估,计算得到的速度约为 200 m/s。

进一步地,本文将依据试验中被水流击中位置处结构的破损状态,反推水流的速度。水流对结构的冲击作用主要由初始阶段的水锤压力 P_w 和驻压段压力 P_c 组成。在初始阶段,水锤压力快速上升,在 t_1 时刻到达峰值 P_w ,而后逐步线性降低至驻压段压力 P_c 并保持作用时间 t_2 ,随后降低至 0。计算表达式如下:

$$P_w = \rho cv$$

(15)

$$P_c = 0.5\rho v^2$$

(16)

$$t_1 = \frac{d}{2c}$$

(17)

$$t_2 = \frac{L}{v}$$

(18)

式中: P_w 为水锤压力峰值; P_c 为驻压值; c 为水的声速; v 为水射流速度; d, L 分别为水流的直径和长度。

虽然水锤压力峰值较高,但持续时间短暂,通常造成结构损伤的主导因素是驻压段压力。前述分析了近场爆炸下形成高速水流的三大因素,并大致给出了由各因素引起的水流速度的分布范围,但水流的直径及长度难以获知。基于此,后续的计算分析暂且假设驻压段作用时间为 0.5 ms,期间驻压段压力 P_c 保持不变,并可依据假设的水射流速度计算。不同速度冲击下加筋的毁伤破坏模式如图 12 所示。当水流速度小于 100 m/s 时,加筋出现了一定的歪曲但并未贴合至甲板或舱壁处,这一现象与图 12(a)试验中加筋的破坏模式

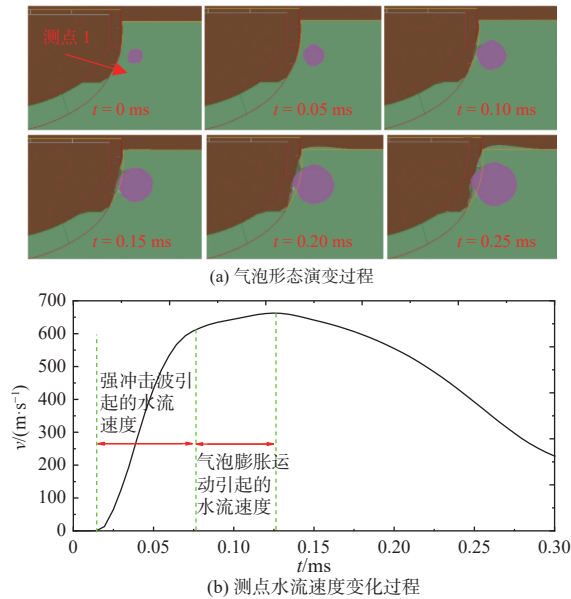


图 11 测点水流速度示意图

Fig. 11 Speed changes of water jetting

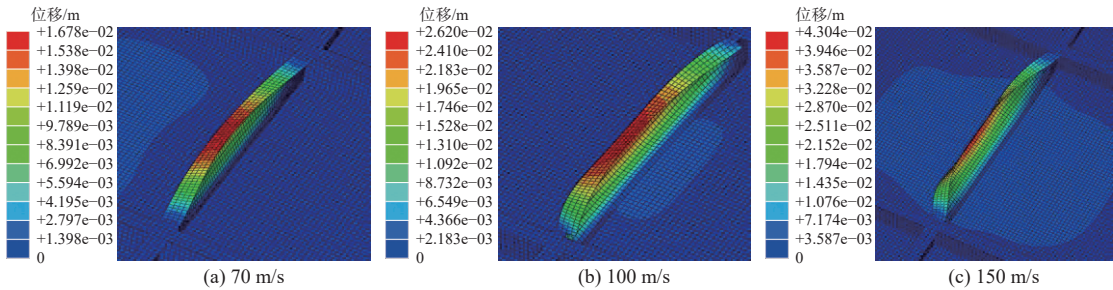


图 12 水射流载荷模型及对结构毁伤效果

Fig. 12 Water jet load model and its damage effect on structures

极为相似。具体而言,当水流速度大于 100 m/s 时,加筋歪曲并贴合至甲板处,且随着速度的进一步提高,加筋区域开始出现撕裂破坏,这与图 12(b)试验中出现的加筋破坏模式基本类似;当水流速度大于 150 m/s 时,加筋边界位置处开始出现撕裂,这与图 12(c)试验中出现的加筋边界撕裂模式基本类似。

综合上述试验结果以及由各因素引起的高速水流,并考虑到形成的高速水流在空舱运动时速度有一定的下降,认为图 12(a)中加筋遭受的水流冲击极有可能来自气泡在复杂界面收缩形成的水射流;而图 12(b)中加筋遭受的水流冲击主要来自冲击波和爆轰产物膨胀对药包与舷侧外板间水域的强力推动。

3 结 论

本文以开展的大尺度舱段模型试验结果为依据,综合利用仿真分析与理论计算,对舷侧外板破损后空舱内部遭受的二次载荷进行了分析,主要得到如下结论:

- 1) 近场水下爆炸可使舷侧外板形成的破片仍具有很高的速度,从而对舱室内部结构及设备造成二次毁伤破坏。通过与仿真计算结果进行对比,发现本文基于改进的泰勒平板理论建立的理论方法可用于评估舷侧外板破片的形成速度。
- 2) 舷侧外板在强冲击波载荷作用下形成破口后,后续的爆轰产物通过破口进入舱室内部可形成类似的“准静态压力载荷”的作用,对内部舱室舱壁、甲板等构件造成整体大变形破坏模式,并引起构件连接处的撕裂破坏。
- 3) 爆轰产物在舱室内部的运动过程较为复杂,可分为 4 个阶段,结合气泡动力学理论即形成了准静态压力载荷工程评估方法。
- 4) 舷侧外板形成破口后,首次发现破损舱室内部可遭受来自高速水流的二次毁伤破坏,高速水流的形成因素主要包含由强冲击波载荷传播引起的水流加速运动、由爆轰产物膨胀引起的水流加速运动,以及由残余气泡的收缩失稳引起的水流加速运动这 3 类。

参考文献:

[1] 张伦平, 张晓阳, 潘建强, 等. 多舱防护结构水下接触爆炸吸能研究 [J]. 船舶力学, 2011, 15(8): 921-929.
ZHANG L P, ZHANG X Y, PAN J Q, et al. Energy research about multicamerate defence structure subjected to underwater contact explosion[J]. Journal of Ship Mechanics, 2011, 15(8): 921-929 (in Chinese).

[2] 吴林杰, 侯海量, 朱锡, 等. 水下接触爆炸下防雷舱舷侧空舱的内压载荷特性仿真研究 [J]. 兵工学报, 2017, 38(1): 143-150.
WU L J, HOU H L, ZHU X, et al. Numerical simulation on inside load characteristics of broadside cabin of defensive structure subjected to underwater contact explosion[J]. Acta Armamentarii, 2017, 38(1): 143-150 (in Chinese).

[3] 吴林杰, 侯海量, 朱锡, 等. 水下接触爆炸下防雷舱舷侧空舱的内压载荷特性 [J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(4): 719-726.
WU L J, HOU H L, ZHU X, et al. Internal load characteristics of broadside cabin of defensive structure subjected to underwater contact explosion[J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(4): 719-726 (in Chinese).

[4] 伍星星, 刘建湖, 汪俊, 等. 舷侧近距离爆炸下舱段模型毁伤试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(11): 73-84.
WU X X, LIU J H, WANG J, et al. Experimental research on damaging characteristics of cabin model attacking from shipboard direction under close-in underwater explosion[J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(11): 73-84 (in Chinese).

[5] 姚熊亮, 刘文韬, 张阿漫, 等. 水下爆炸气泡及其对结构毁伤研究综述 [J]. 中国舰船研究, 2016, 11(1): 36-45.
YAO X L, LIU W T, ZHANG A M, et al. Review of the research on underwater explosion bubbles and the corresponding structural damage[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2016, 11(1): 36-45 (in Chinese).

[6] NURICK G N, SHAVE G C. The deformation and tearing of thin square plates subjected to impulsive loads-an experimental study[J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(1): 99-116.

[7] WIERZBICKI T. Petalling of plates under explosive and impact loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22(9/10): 935-954.

[8] RAJENDRAN R, NARASIMHAN K. Damage prediction of clamped circular plates subjected to contact underwater explosion[J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(4): 373-386.

[9] 伍星星, 刘建湖, 陈嘉伟, 等. 冲击载荷作用下 Q345 钢失效应变与单元尺寸关系研究 [J]. 船舶力学, 2023, 27(2): 260-271.
WU X X, LIU J H, CHEN J W, et al. Influence of element size on failure strain of Q345B steel under intensive loading[J]. Journal of Ship Mechanics, 2023, 27(2): 260-271 (in Chinese).

[10] TAYLOR G I. The pressure and impulse of submarine explosion waves on plates[C]//The Scientific Papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor. Cambridge: Cambridge University Press, 1963: 287-303.

[11] MONTI P, MOLINARI C, BOCCIARELLI A, et al. Structural integrity assessment of a pipeline subjected to

an underwater explosion[C]//Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Rotterdam, the Netherlands, 2011.

[12] HENRYCH J. The dynamics of explosion and its use [M]. Amsterdam, New York: Elsevier Scientific Publishing Company, 1979.

[13] 罗泽立,周章涛,毛海斌,等. 水下爆炸强冲击波与平板结构相互作用的理论分析方法 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(4): 443–452.

LUO Z L, ZHOU Z T, MAO H B, et al. Theoretical analysis of the interaction between the plate structure and strong shock wave in underwater explosion[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(4): 443–452 (in Chinese).

[14] 朱锡,张振华,梅志远. 舰船结构毁伤力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2013.

ZHU X, ZHANG Z H, MEI Z Y. Damage mechanics of warship structure subjected to explosion[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2013 (in Chinese).

Analysis of internal load characteristics of damage cabin under near-field underwater explosion

WU Xingxing*, LIU Jianhu, WANG Jun, WANG Haikun, ZHANG Lunping
China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China

Abstract: [**Objective**] This research aims to investigate the internal load characteristics of damaged cabins under near-field underwater explosion. [**Method**] Loadings including high-speed fragment velocity of damaged outer plates, quasi-static pressure loads caused by detonation products, and water jetting loads resulting from bubble instability were explored by combining numerical simulation and theoretical methods, which based on large-scale cabin segment model experiment subject to near-field underwater explosions. [**Results**] The results indicate that the secondary high-speed fragment loads generated from outer plates in near-field underwater explosions still resist high speed, which could cause huge damage to internal cabin structures and equipment. A thoery method based on the modified Taylor flat plate theory was proposed to predict the velocity of high-speed fragments. A quasi-static pressure loading generated by exiting detonation products could result in overall large deformation and tearing at cabin boundary. For the first time, it was discovered that the damaged cabin could suffer secondary damage from high-speed water jets, and the formation of high-speed water jets mainly attributed to three factors: strong shock wave propagation, detonation product expansion, and residual bubble contraction instability. [**Conclusion**] This study provides a significant basis for the assessment of internal cabin loads under near-field underwater explosions.

Key words: naval vessels; blast resistance; impact resistance ; underwater explosions; damaged cabin; high-speed fragment; quasi-static pressure; jetting

相关论文

[1] 周沪,孔祥韶,罗峰,等. 基于结构响应的舱室内爆 TNT 等效方法 [J]. 中国舰船研究, 2024, 19(3): 86–95. <https://www.ship-research.com/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.03484>

[2] 黄涛,陈威,彭帅,等. 典型舱室在战斗部内爆下的载荷及毁伤特性试验研究 [J]. 中国舰船研究, 2023, 18(6): 167–176. <https://www.ship-research.com/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.03000>

[3] 王志平,徐双喜,陈威,等. 带泄压孔的舱室内爆冲击波载荷特性 [J]. 中国舰船研究, 2023, 18(3): 155–162. <https://www.ship-research.com/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.02713>