

DOI: 10.11883/bzycj-2023-0289

## 舱室内爆下舰船结构损伤的一种计算方法\*

伍星星<sup>1</sup>, 张伦平<sup>1</sup>, 邹浩阳<sup>1</sup>, 张弩<sup>2</sup>, 王海坤<sup>1</sup>, 刘建湖<sup>1</sup>

(1. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082;

2. 中国舰船研究设计中心, 湖北 武汉 430064)

**摘要:** 为了评估舱室内爆多载荷耦合作用下舰船结构的损伤范围, 设计了大尺度舱段模型, 并开展了舱室内爆毁伤试验, 试验后测量了舱室结构的破坏范围及破坏模式, 分析了舱室内爆多载荷耦合作用下舰船结构的损伤机理, 据此建立了舱室内爆下舰船结构损伤的计算方法。结果表明: (1) 舱室内爆下形成的强冲击波载荷和准静态压力载荷可对舰船结构造成大范围的损伤, 形成多种破坏模式; (2) 舱室内爆下准静态压力载荷是舱室结构损伤破坏的主要毁伤元; (3) 建立的舱室内爆载荷下结构损伤变形计算方法可同时考虑强冲击载荷和准静态压力载荷对结构的损伤破坏, 理论计算结果与试验结果吻合较好。

**关键词:** 舱室内爆; 结构损伤; 冲击波载荷; 准静态压力载荷

中图分类号: O383

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

### A calculation method for ship structure damage under cabin explosion

WU Xingxing<sup>1</sup>, ZHANG Lunping<sup>1</sup>, ZOU Haoyang<sup>1</sup>, ZHANG Nu<sup>2</sup>, WANG Haikun<sup>1</sup>, LIU Jianhu<sup>1</sup>

(1. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, Jiangsu, China;

2. China Ship Development and Design Center, Wuhan 430064, Hubei, China)

**Abstract:** The explosion of missiles penetrating the interior cabin could cause extensive damage to the warship structure. How to evaluate the damage range of the ship structure under the coupling of multiple loads in the inner explosion is a big challenge for engineering researchers. In order to establish a theory method of ship structural damage caused by cabin inner implosion, a large-scale cabin model was designed in this paper, and an inner explosion experiment was carried out on the cabin model. The damage range of the cabin structure was measured and typical failure models were acquired. The damage mechanism of the ship structure under the coupling effect of multiple loads (including extensive shock wave loading and quasi-static pressure loading) under inner implosion was analyzed. Based on experimental results, the theory method of ship structure damage range under inner blast was established. It was indicated that: (1) the cabin model would be subjected to shock wave and quasi-static pressure loadings after the explosive charge was detonated, which led to large area damage and complex failure models; (2) quasi-static pressure was the major destroying element for cabin model damage under inner blast; (3) the theory analysis method proposed by this paper simultaneously considered the coupling effect of shock wave and quasi-static pressure loadings for the damage of the cabin model, the theory results well coincided with the experimental ones. The established calculation method can be applied to evaluate the damage range of ship structure subjected to implosion loading.

**Keywords:** inner blast; structural damage; shock wave loading; quasi-static pressure loading

\* 收稿日期: 2023-08-14; 修回日期: 2023-12-03

基金项目: 国家重点安全基础研究项目(613279)

第一作者: 伍星星(1989—), 男, 硕士, 高级工程师, [xingxingwupy@163.com](mailto:xingxingwupy@163.com)

半穿甲反舰导弹是当前攻击水面舰船的主要武器, 其对舰船的毁伤破坏主要依托强侵彻性能进入舰船内部发生舱室内爆, 与敞开环境相比, 舱室内爆下舰船结构同时承受着爆炸冲击波、准静态压力、高速破片群等载荷的耦合作用, 会形成更严重的结构损伤。舰船结构设计时如何评估舱室内爆下的结构损伤范围并针对性地开展结构防护设计, 是当前舰船设计人员较关心的问题。

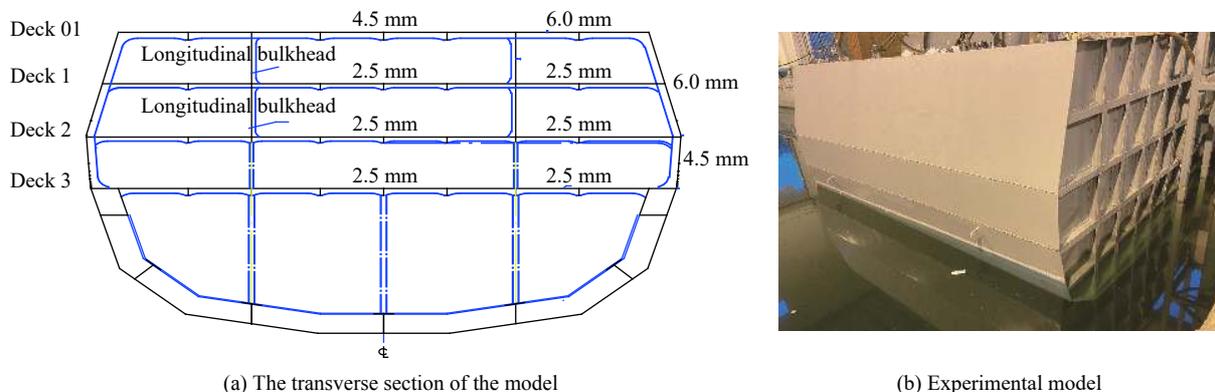
现阶段, 针对舱室内爆下舰船结构的毁伤问题已开展了较多的研究, 并取得了较丰硕的成果。加筋板是舰船结构最基本的结构单元, 早期研究主要集中在对规则板架结构在冲击载荷下的动响应研究。Nurick 等<sup>[1-2]</sup>对爆炸载荷下方板的变形和失效进行了实验研究, 详细阐述了 3 种失效模式, 同时指出边界条件、冲击波的反射效应等因素对板架结构动力响应有很大的影响, 并基于塑性动力学原理得出了板架在爆炸作用下的变形预报公式。Jacob 等<sup>[3]</sup>开展了空中局部爆炸作用下矩形板的实验研究, 对比了不同厚度、长宽比和炸药形状等对钢板最终变形的影响, 并得到了修正的无量纲数。Wierzbicki<sup>[4]</sup>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, 基于能量原理得到了破口半径的计算方法。对于舰艇内部爆炸而言, 作用于舱室结构的载荷较复杂, 不仅包括冲击波载荷, 还包括准静态压力载荷和高速破片群载荷。侯海量等<sup>[5]</sup>采用数值模拟方法对典型舱室结构在舱内爆炸载荷下的失效模式进行了分析, 研究提出舱室板架结构主要有 4 种失效模式, 并提出加强筋布置在迎爆面有利于削弱角隅处的冲击波汇聚作用。孔祥韶<sup>[6]</sup>对舱内爆炸作用下含液多舱室结构的动态响应进行了实验和数值仿真分析, 重点讨论了爆炸冲击波与破片联合作用载荷及舱内液体的影响; 李营等<sup>[7]</sup>开展了舱室模型在带壳战斗部舱室内爆下的毁伤特性试验研究, 指出在舱内爆炸作用下舱室结构遭受爆炸冲击波、高速破片群载荷、准静态压力载荷的耦合作用, 其中越靠近战斗部的位置受冲击波与破片载荷的耦合作用越明显。侯海量等<sup>[8]</sup>分析了舱内爆炸载荷的特点, 并通过数值仿真手段讨论了结构的破坏模式, 发现舱内爆炸时角隅处的载荷强度远大于其他位置, 舱内结构破坏的主要模式为沿角隅位置发生撕裂。现阶段的研究基本集中在试验与仿真分析, 对舱室内爆下舰船结构损伤计算方法的研究较少。

本文中, 通过开展舱段模型的内爆试验, 基于试验后舱室结构的破坏范围及破坏模式, 建立舱室内爆载荷下结构损伤变形的计算方法。

## 1 舱室内爆试验

### 1.1 试验模型

针对典型水面舰船模型开展了舱室内爆试验, 试验模型为三舱段模型, 中间为试验段, 长度为 3.4 m, 两端为附加舱段, 长度为 0.9 m, 模型总体长度为 5.6 m(前后 0.2 m 延伸段), 宽度为 4.5 m, 高度为 3.2 m, 中间试验段典型横剖面如图 1 所示。在垂向方向, 模型主要包含双层底结构、甲板 3、甲板 2、甲板 1 和甲板 01 等典型结构。舷侧强肋骨、甲板强横梁和纵桁均采用 T 形加筋, 模型采用 Q355B 钢制作,



(a) The transverse section of the model

(b) Experimental model

图 1 舱段模型结构

Fig. 1 Structure of the cabin model

甲板 01 厚度主要为 4.5 和 6.0 mm, 甲板 1、甲板 2 和甲板 3 的厚度均为 2.5 mm, 模型结构质量为 11.5 t。内爆试验在中国船舶科学研究中心爆炸水池开展, 试验过程中模型放置在水池中间, 吃水 1.2 m。

试验中采用 TNT 裸药, 质量为 2.7 kg, 爆点置于试验段甲板 01 的甲板 1 舱室的正中心, 即取爆点纵向、横向和竖向均处于爆炸所在舱的中心。装药采用绳子吊装方式进行固定。

## 1.2 试验结果

爆炸当舱的药包(裸药)起爆后, 形成的强冲击波载荷首先施加在爆炸当舱各个结构上, 甲板、舱壁开始形成塑性变形, 而后冲击波载荷开始在舱室各个结构中来回反射, 对结构形成二次加载; 随着爆轰产物的不断膨胀, 舱室结构开始承受大范围的准静态压力载荷, 若结构发生损伤破坏, 爆轰产物沿着破口区域进一步向外扩散, 爆炸临舱开始承受准静态压力载荷。

舱室内爆试验后模型内部的毁伤如图 2 所示, 爆炸当舱中甲板 01 发生整体大变形, 最大处变形量为 383 mm, 正对爆心区域的强横梁、纵桁出现屈曲失稳, 部分强加筋与甲板 01 连接处出现撕裂破坏, 主要是由于距离药包位置较近(比例爆距  $0.27 \text{ m/kg}^{1/3}$ ), 药包爆轰后形成的强冲击波载荷压溃作用导致; 甲板 1 中间区域形成破口, 破口大体呈方形, 尺寸为  $1.19 \text{ m}$ (纵) $\times$  $0.82 \text{ m}$ (宽), 整体向下凹陷大变形, 破口区域外翻的甲板与甲板 2 发生碰撞; 对比甲板 1、甲板 01 与纵舱壁连接位置的破坏结果可发现, 甲板 01 强

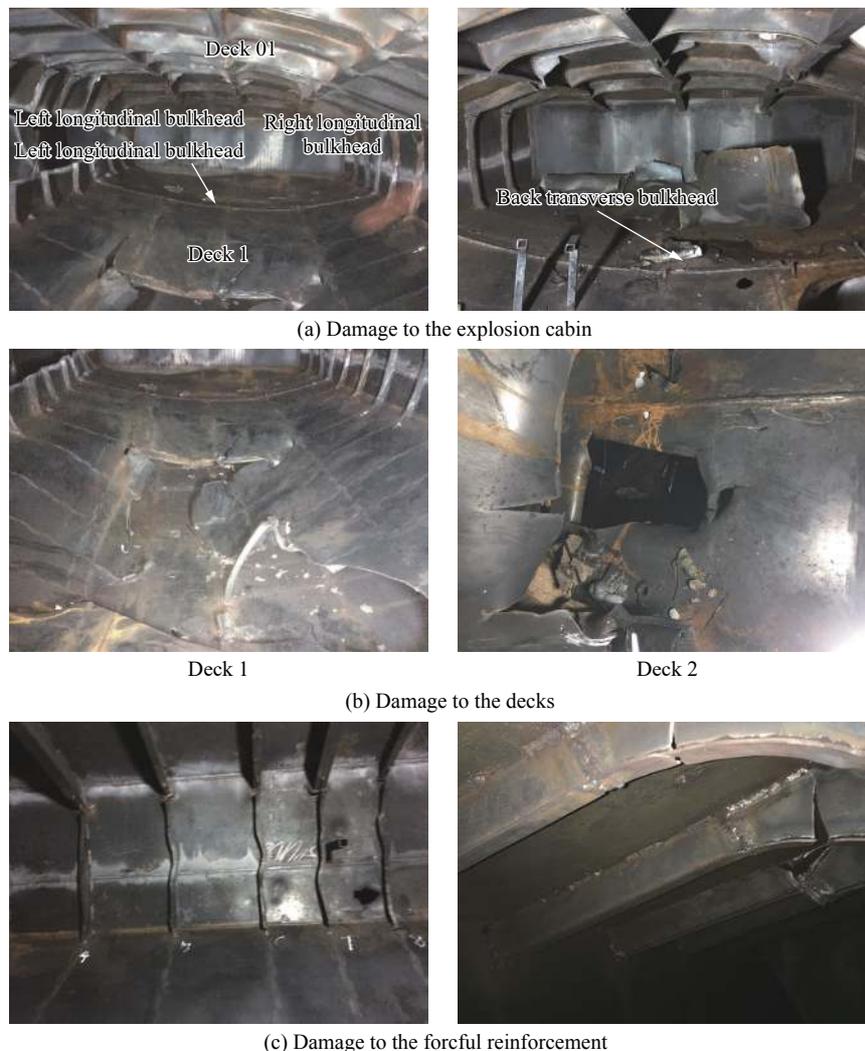


图 2 试验模型的破坏模式

Fig. 2 Failure modes of the experimental cabin model

横梁与纵舱壁纵桁连接处的撕裂范围明显多于甲板 1 同样位置, 这主要是由于爆炸当舱甲板 01、甲板 1 在变形过程中, 由于甲板 1 中间区域形成破口, 导致甲板 01 产生的隆起变形量相比甲板 1 更多, 因此连接处的撕裂破坏范围相比甲板 1 更广。前后横舱壁在强冲击波及准静态压力的耦合作用下直接发生撕裂, 整体飞出, 这主要是由于爆炸当舱横舱壁板最薄, 结构最薄弱, 变形过程中最易发生整体撕裂破坏; 左纵舱壁从中间偏下位置形成大贯穿裂缝, 撕裂后整体向外翻, 裂缝贯穿了试验段前后横舱壁直至艏尾横舱壁, 由该破坏模式可推测, 纵舱壁在变形过程中, 试验段横舱壁首先发生整体破坏, 并向两端飞出, 而后纵舱壁由于不能继续承受载荷从中间撕裂形成大裂缝。右纵舱壁仅发生隆起变形, 但纵舱壁纵桁位置处的强加筋与甲板 01 和甲板 1 的连接处均出现撕裂破坏, 部分加筋出现失稳扭曲破坏, 两道纵舱壁出现不一致的破坏模式主要是由于模型板材以及加工工艺、裂缝的起止位置所导致的。由于爆炸当舱舱壁、甲板的破坏, 爆炸临舱各个结构均出现不同程度的损伤变形, 随着左纵舱壁的撕裂破坏, 准静态压力载荷进一步扩散至舷侧区域, 舷侧强肋骨与甲板 01 强横梁的连接处出现撕裂破坏。爆炸产物沿着甲板 1 的破口向外传播, 进一步施加在下一层舱室空间, 甲板 2 整体向下凹陷, 整体凹陷变形量为 265 mm, 并在中间位置形成破口, 尺寸为 0.25 m(纵)×0.14 m(宽)。甲板 3 整体几乎未发生变形, 但由于甲板 2 的向下凹陷, 致使甲板 2、甲板 3 之间的横舱壁处于受压状态, 舱壁与甲板 2 的连接区域出现一定程度的屈曲失稳破坏。

## 2 舱室内爆多种载荷作用下舰船结构损伤计算

### 2.1 计算原则

本文中建立的内爆载荷下舰船结构损伤计算方法仅考虑冲击波载荷、准静态压力载荷联合作用下舱室结构的损伤变形, 暂且不考虑高速破片群载荷的耦合作用。依据各载荷的毁伤特性及开展的内爆试验结果, 本文中建立的损伤计算方法主要简化处理原则如下。

(1) 首先计算爆炸当舱(药包所在舱室)各结构的变形毁伤, 爆炸当舱各结构的损伤变形需同时考虑强冲击波载荷和准静态压力载荷的耦合作用: 先分析强冲击波载荷作用下爆炸当舱各结构的局部撕裂破坏, 确定局部破口范围; 再计算强冲击波载荷作用下爆炸当舱各结构的整体变形; 同时根据爆炸当舱体积和装药质量计算准静态压力, 以此计算准静态压力载荷作用下爆炸当舱结构的整体变形; 将两者的变形进行叠加, 从而可获取爆炸当舱各结构的整体变形; 将变形量与破损判据进行比较, 从而判断爆炸当舱各结构的破坏情况。

(2) 若爆炸当舱结构出现整体变形撕裂, 进一步分析相应爆炸临舱(与爆炸当舱相连的舱室)的损伤状况, 爆炸临舱各结构的损伤仅考虑准静态压力的作用。

(3) 爆炸当舱或者爆炸临舱构件变形计算需要考虑不同位置处强加筋和纵桁等的影响。

(4) 准静态压力主要通过破口从爆炸当舱向爆炸临舱进行传递, 爆炸当舱准静态压力的评估计算需要考虑冲击波载荷作用下形成的初始破口的影响, 在爆炸临舱损伤计算过程中, 准静态压力评估需要考虑爆炸临舱的舱室体积的影响。

### 2.2 计算流程

具体主要过程和求解方法如下。

(1) 冲击波载荷作用下爆炸当舱各结构局部破损区域计算。

主要采用板格法<sup>[9]</sup>进行分析, 首先通过冲量法分析近距爆炸下作用至板架各板格(强加筋围成区域)的能量  $E_1$ 。通过冲量法计算作用在板格的能量:

$$E_1 = \iint \frac{I^2}{2\rho h_1} dx dy \quad (1)$$

$$I = \begin{cases} \left( 6.497 - \frac{10.927}{\bar{R}} + \frac{6.164}{\bar{R}^2} - \frac{984}{\bar{R}^3} \right) W^{1/3} & 0.4 \leq \bar{R} \leq 0.75 \\ \left( -316 + \frac{2.068}{\bar{R}} - \frac{2.117}{\bar{R}^2} + \frac{785}{\bar{R}^3} \right) W^{1/3} & 0.75 < \bar{R} \leq 3 \end{cases}$$

式中:  $\rho$  为材料密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$ ;  $h_1$  为板格厚度,  $\text{m}$ ;  $\bar{R} = \frac{R}{W^{1/3}}$  为比例爆距,  $\text{m}/\text{kg}^{1/3}$ ;  $R$  为爆距,  $\text{m}$ ;  $W$  为药包质量,  $\text{kg}$ 。

计算板格的极限变形能  $E_2$ :

$$E_2 = \sigma_d h_1 w_1^2 \left[ \frac{\pi^2}{8} \left( \frac{a_1}{b_1} + \frac{b_1}{a_1} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \right] \quad (2)$$

式中:  $w_1$  可取短边跨距的 25%,  $\text{m}$ ;  $\sigma_d$  为材料动态屈服强度,  $\text{Pa}$ ;  $a_1$  和  $b_1$  分别为板格长度和宽度的一半,  $\text{m}$ 。

若  $E_1 \geq E_2$ , 该板格可视为破损, 列入破损区域。

(2) 冲击波载荷作用下舱室构件整体大变形计算。

冲击波载荷作用下舱室构件整体大变形的计算公式主要是依据冲击波载荷作用至结构的能量与舱室结构中平板和强加筋的耗能相等建立的, 其中平板的耗能主要为拉伸变形能, 强加筋的耗能包括拉伸变形能和弯曲能:

$$\frac{2LBA_i^2 W^{4/3}}{\rho h R^2} = \sigma_d h \left[ \frac{\pi^2}{8} \left( \frac{a}{b} + \frac{b}{a} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \right] w_0^2 + \sum_{y_i} \left( \frac{\sigma_d A_{y_i} \pi^2}{8a} w_0^2 \cos^2 \frac{\pi y_i}{2b} + \frac{3M_{y_i} w_0 \pi}{2a} \cos \frac{\pi y_i}{2b} \right) + \sum_{x_i} \left( \frac{\sigma_d A_{x_i} \pi^2}{8b} w_0^2 \cos^2 \frac{\pi x_i}{2a} + \frac{3M_{x_i} w_0 \pi}{2b} \cos \frac{\pi x_i}{2a} \right) \quad (3)$$

式中:  $L$  为板架的长度,  $\text{m}$ ;  $B$  为板架的宽度,  $\text{m}$ ;  $A_i$  为系数,  $A_i = 225$ ;  $h$  为板架中平板的厚度,  $\text{m}$ ;  $a$  为板架长度的一半,  $\text{m}$ ;  $b$  为板架宽度的一半,  $\text{m}$ ;  $x_i$  和  $y_i$  为加筋的坐标位置,  $\text{m}$ ;  $A_{y_i}$  和  $A_{x_i}$  为对应加筋的横截面积,  $\text{m}^2$ ;  $M_{x_i}$ 、 $M_{y_i}$  为对应加筋的极限弯矩,  $\text{N}\cdot\text{m}$ ;  $w_0$  为冲击波载荷引起的变形,  $\text{m}$ 。

采用数值方法进行求解, 可求出冲击波载荷作用下爆炸当舱各板架的整体大变形。

(3) 判断舱室各构件在冲击波载荷作用下是否出现整体撕裂毁伤, 当板架的变形大于短边跨距的 20% 时, 可视为整体撕裂, 一般很难。

(4) 计算爆炸当舱的准静态压力:

$$p_{qs} = 2.25(W/V)^{0.72} (V_1/V)^{\frac{r_2}{5r_1}} \quad (4)$$

式中:  $V_1$  为爆炸当舱体积,  $V$  为爆炸当舱与破损相邻舱室的体积和,  $r_1$  为药包半径,  $r_2$  为破损面积的等效半径。

(5) 准静态压力载荷作用下舱室结构各构件的变形。

准静态压力载荷作用下, 舱室构件整体大变形的计算公式主要是依据冲击波载荷作用至结构的能量与舱室结构中平板和强加筋的耗能相等建立的, 其中平板的耗能主要为拉伸变形能, 强加筋的耗能包括拉伸变形能和弯曲能:

$$\frac{16abp_{qs}w_1}{\pi^2} = \sigma_d h \left[ \frac{\pi^2}{8} \left( \frac{a}{b} + \frac{b}{a} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \right] w_1^2 + \sum_{y_i} \left( \frac{\sigma_d A_{y_i} \pi^2}{8a} w_1^2 \cos^2 \frac{\pi y_i}{2b} + \frac{3M_{y_i} w_1 \pi}{2a} \cos \frac{\pi y_i}{2b} \right) + \sum_{x_i} \left( \frac{\sigma_d A_{x_i} \pi^2}{8b} w_1^2 \cos^2 \frac{\pi x_i}{2a} + \frac{3M_{x_i} w_1 \pi}{2b} \cos \frac{\pi x_i}{2a} \right) \quad (5)$$

式中:  $w_1$  为准静态压力载荷引起的变形。采用数值方法可求出准静态压力作用下爆炸当舱各板架的整体大变形。

(6) 将冲击波和准静态压力载荷联合作用下舱室结构各构件的变形进行叠加, 当板架的变形大于短边跨距的 20% 时, 可视为整体撕裂, 计算爆炸当舱各舱室结构的变形损伤。

(7) 根据爆炸当舱破损状况, 计算破损区域爆炸临舱的损伤变形, 临舱结构的损伤变形仅考虑准静态压力载荷作用, 其中爆炸临舱准静态压力载荷  $p_{ss}$  的计算公式为:

$$p_{ss} = 2.25(W/V)^{0.72} \quad (6)$$

爆炸临舱各结构的变形可通过式 (5) 进行评估。

### 2.3 计算结果与试验结果的对比

根据上述计算流程,对开展的内爆试验进行理论评估,试验中用药为 2.7 kg TNT,舱室结构材料为 Q355B 钢,考虑到 Q355B 钢具有较强的应变率效应,计算中其动态屈服强度取 525 MPa。

根据 2.2 节中建立的理论评估方法,先后开展冲击波载荷、准静态压力载荷作用下各舱室结构的损伤变形计算,计算结果见表 1。可以看出,对于爆炸当舱的甲板 01,距爆心最近位置的板格尺寸为 200 mm×480 mm,爆距为 0.27 m,作用至板格的能量为 7 470 J,而板格的极限吸能为 23 940 J,表明冲击波载荷作用下甲板 01 未能出现局部破口,与试验结果吻合;而对于爆炸当舱的甲板 1,距爆心最近位置板格尺寸为 200 mm×480 mm,计算表明药包正对的 4 个板格均出现破坏,形成局部破口,面积为 0.384 m<sup>2</sup>,等效半径 0.35 m,虽然破口尺寸与试验结果存在一定偏差,但由于理论分析的破口尺寸为初始破口尺寸,后续将在准静态压力的持续加载以及整体变形的带动下沿着裂缝进一步撕裂,理论分析结果总体与试验吻合较好。针对爆炸当舱各舱室结构的最终损伤变形,理论评估结果与试验结果总体吻合较好,甲板 01 最终形成隆起大变形,变形为 383 mm,理论评估值为 390 mm,偏差仅为 1.8%,爆炸当舱其他舱室结构均发生撕裂破坏,理论评估与试验结果一致。而对于爆炸临舱各结构,试验中均发生大变形破坏模式,各结构最大变形量的理论与试验结果最大偏差为 23.8%。本文中建立的内爆载荷下舱室结构损伤计算方法可用于评估冲击波载荷、准静态压力载荷耦合作用下舱室结构的变形损伤。

表 1 舱室内爆下构件的变形

Table 1 Structural deformation of the cabin model under inner explosion

构件名称	变形理论计算值/mm			是否大于短边跨距的20%	试验结果	
	冲击波载荷	准静态压力	联合作用			
爆炸当舱	甲板01	95	295	390	否	整体变形未撕裂,最大变形量383 mm
	甲板1	157	550	693	是	整体撕裂大变形
	左右舱壁	49	80	129	是	左舱壁撕裂,右舱壁大变形
	前后舱壁	33	75	108	是	撕裂飞出
爆炸临舱	甲板2	-	240	240	否	整体大变形,变形量265 mm
	左右舱壁	-	48	48	否	整体变形,变形量63 mm
	前后舱壁	-	46	46	否	整体变形,变形量68 mm

同时结合本文的计算结果可进一步发现,舱室内爆下结构的损伤具备如下特点:

(1) 当爆距较小时,内爆形成的强冲击波载荷可对舱室结构形成局部破口破坏模式,准静态压力载荷对舱室结构的破坏模式基本为整体隆起变形;

(2) 准静态压力载荷引起的舱室结构变形要远大于冲击波载荷引起的,由准静态压力载荷引起的爆炸当舱上下甲板变形约是由冲击波载荷引起的 3 倍,由准静态压力载荷引起的前后舱壁和左右舱壁变形约是由冲击波载荷引起的 2 倍。

## 3 结 论

以开展的舱段模型内爆试验结果为依据,建立了舱室内爆多载荷作用下结构损伤变形计算方法,得到了如下结论。

(1) 舱室内爆下强冲击波载荷可对舱室结构形成局部破口破坏模式,本文中建立的板格能量评估方法可用于分析爆炸当舱各结构能否形成局部破口破坏模式。

(2) 舱室内爆下,准静态压力载荷是舱室结构损伤变形的主要破坏源,由准静态压力载荷引起的爆炸当舱上下甲板变形约是由冲击波载荷引起的 3 倍,由准静态压力载荷引起的前后舱壁和左右舱壁变形约是由冲击波载荷引起的 2 倍,爆炸临舱中各结构的变形损伤主要由准静态压力载荷引起。

(3) 采用本文中建立的舱室内爆载荷下结构损伤变形计算方法得到的结果与试验结果吻合较好, 该方法可用于评估内爆载荷下舰船结构的损伤范围。

### 参考文献:

- [1] 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. DOI: 10.1016/0734-743X(95)00018-2.
- [2] NURICK G N, GELMAN M E, MARSHALL N S. Tearing of blast loaded plates with clamped boundary conditions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(7/8): 803–827. DOI: 10.1016/S0734-743X(96)00026-7.
- [3] JACOB N, YUEN S C K, NURICK G N, et al. Scaling aspects of quadrangular plates subjected to localised blast loads: experiments and predictions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(8/9): 1179–1208. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.03.012.
- [4] WIERZBICKI T. Petalling of plates under explosive and impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22(9/10): 935–954. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00028-7.
- [5] 侯海量, 朱锡, 梅志远. 舱内爆炸载荷及舱室板架结构的失效模式分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2007, 27(2): 151–158. DOI: 10.11883/1001-1455(2007)02-0151-08.
- HOU H L, ZHU X, MEI Z Y. Study on the blast load and failure mode of ship structure subject to internal explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2007, 27(2): 151–158. DOI: 10.11883/1001-1455(2007)02-0151-08.
- [6] 孔祥韶. 爆炸载荷及复合多层防护结构响应特性研究 [D]. 武汉: 武汉理工大学, 2013. DOI: 10.7666/d.Y2364126.
- KONG X S. Research on the blast loadings and the response of multi-layer protective structure [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2013. DOI: 10.7666/d.Y2364126.
- [7] 李营, 张磊, 杜志鹏, 等. 舱室结构在战斗部舱内爆炸作用下毁伤特性的实验研究 [J]. *船舶力学*, 2018, 22(8): 993–1000. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2018.08.009.
- LI Y, ZHANG L, DU Z P, et al. Experiment investigation on damage characteristic of cabins under warhead internal blast [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2018, 22(8): 993–1000. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2018.08.009.
- [8] 侯海量, 朱锡, 李伟, 等. 舱内爆炸冲击载荷特性实验研究 [J]. *船舶力学*, 2010, 14(8): 901–907. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2010.08.011.
- HOU H L, ZHU X, LI W, et al. Experimental studies on characteristics of blast loading when exploded inside ship cabin [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2010, 14(8): 901–907. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2010.08.011.
- [9] 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. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2011.08.013.
- 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. DOI: 10.3969/j.issn.1007-7294.2011.08.013.

(责任编辑 张凌云)