

文章编号: 1001-1455(2009)05-0457-06

水下爆炸载荷作用下加筋板的毁伤模式*

牟金磊, 朱 锡, 张振华, 王 恒

(海军工程大学船舶与海洋工程系, 湖北 武汉 430033)

摘要: 为研究加筋板结构在水下爆炸载荷作用下的破坏模式, 进行了一系列模型试验。通过对试验结果的分析, 将加筋板的毁伤模式总体分为塑性大变形(模式 I)、拉伸破坏(模式 II)和剪切破坏(模式 III)等 3 大类。又根据载荷强弱和加强筋的相对强度, 将每种破坏模式细分为 3 种子模式。提出了一个量纲一的损伤因子, 作为预报毁伤模式的判据。

关键词: 爆炸力学; 毁伤模式; 水下爆炸; 加筋板; 损伤因子

中图分类号: O346; U661.43 **国标学科代码:** 130·35 **文献标志码:** A

1 引 言

加筋板是舰船上最常见的一种结构形式。水下爆炸载荷作用下加筋板结构的毁伤模式研究是舰船水下抗爆研究的重要内容之一。由于研究过程涉及到结构塑性大变形、应变率效应、材料非线性、几何非线性和流固耦合等难题, 工程界尚未有统一的结论。

早期的研究一般从梁、板等简单结构开始, S. B. Menkes 等^[1]通过对两端固支梁的试验研究, 首先提出了随着冲击载荷的增加两端固支梁的 3 种破坏模式: 模式 I (塑性大变形)、模式 II (拉伸撕裂) 和模式 III (剪切失效)。R. G. Teeling-Smith 等^[2]在对固支圆板的研究中也发现了与固支梁相似的 3 种破坏模式。G. N. Nurick 等^[3]对方板进行试验研究, 将模式 I 失效分为 3 类: 模式 I (无明显颈缩现象)、模式 I a (边界处有局部的颈缩现象) 和模式 I b (整个边界出现颈缩现象); 将模式 II 进一步分为 3 种子模式^[4]: 模式 II *, 部分撕裂; 模式 II a, 随着中点挠度的增加而完全撕裂; 模式 II b, 随中点挠度的减少而完全撕裂。K. Ramajeyathilagam 等^[5]在水下爆炸试验中也验证了模式 II *, IIa 等 2 种失效现象, 此外还观察到了模式 III。G. N. Nurick 等^[6]对加筋方板进行研究发现, 在加强筋比较弱的情况下, 裂纹首先出现在固支边界处, 加强筋比较强的情况下, 裂纹首先从加强筋处开始。N. S. Rudrapatna 等^[7]在失效准则中综合考虑了剪切和拉伸, 来预报模式 II 失效的开始状态, 并用该准则来分析模式 II 失效的过程和失效后的状态。近年来对方板和简单加筋方板的塑性动力响应研究大多通过能量法得到结构变形的近似解析解^[8-10]。朱锡等^[11]对固支方板在爆炸载荷作用下的应变场进行了分析, 并给出了破裂临界压力值。侯海量等^[12]对单根加筋板进行研究, 并提出了前 2 种破坏模式的判别条件。

对于水下爆炸载荷作用下复杂加筋板的毁伤模式少见报道, 本文中拟通过系列的水下爆炸试验, 对复杂加筋板在水下爆炸载荷作用下的毁伤模式进行探讨。

2 水下爆炸冲击程度的判据

在研究结构承受水下爆炸载荷时, 各国对水下结构的破坏判据不一致。前苏联和北约组织都曾针对舰艇水下爆炸做过大量试验, 前苏联以水下爆炸在一定距离上产生的冲击波峰值压力 p_m 为标准, 如

$$p_m = 52.27 \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{1.13} \quad (1)$$

* 收稿日期: 2008-03-31; 修回日期: 2008-05-08

基金项目: 国家安全重大基础研究项目(51335020103)

作者简介: 牟金磊(1980—), 男, 博士研究生。

北约国家则是以另外一种冲击因子 f_s 作为评判的标准^[13], 如

$$f_s = 0.45W^{1/2}/R \quad (2)$$

式中: W 为装药 TNT 当量, R 为爆心到结构的最短距离。

冲击因子实际上是基于平面波假设并从结构遮挡的冲击波能量相等的角度定义的。当水下结构离药包爆心很远时, 球形装药爆炸冲击波可以被近似认为是平面波。峰值压力和冲击因子都是从载荷的角度对毁伤程度进行度量的 Johnson 提出的量纲一损伤数 n_d 和 ZHAO Ya-pu^[14] 提出的响应数 n_r 中考虑了结构因素的影响

$$n_d = \frac{I^2}{\rho\sigma_y t^2}, \quad n_r = \frac{I^2}{\rho\sigma_y t^2} \left(\frac{L}{t}\right)^2 \quad (3)$$

式中: I 为结构单位面积上受到的冲量, ρ 为结构材料密度, σ_y 为结构材料的屈服极限强度, t 为结构板厚, L 为结构的半宽。损伤数 n_d 和响应数 n_r 中考虑了结构板的因素, 对于解决梁、圆板、方板等塑性大变形问题起到了很好的效果。

3 模型设计与试验实施

3.1 试验模型

为反映不同强弱加强筋对结构变形的影响, 设计 2 种强弱相差较大的模型, 如图 1 所示。

模型一: 加强筋较弱, 外板总体尺寸为 $1\,000\text{ mm} \times 1\,000\text{ mm} \times 1.5\text{ mm}$, 一个方向均布 2 根加强筋, 另一方向均布 3 根加强筋, 加强筋均采用相同尺寸 T 型材, 尺寸为 $T \frac{1\text{ mm} \times 12\text{ mm}}{1\text{ mm} \times 30\text{ mm}}$ 。

模型二: 加强筋较强, 外板总体尺寸为 $1\,000\text{ mm} \times 1\,000\text{ mm} \times 1.5\text{ mm}$, 每个方向均布 5 根加强筋, 加强筋采用 T 型材, 尺寸为 $T \frac{3\text{ mm} \times 60\text{ mm}}{1.5\text{ mm} \times 100\text{ mm}}$ 。模型材料均采用 Q235 钢。

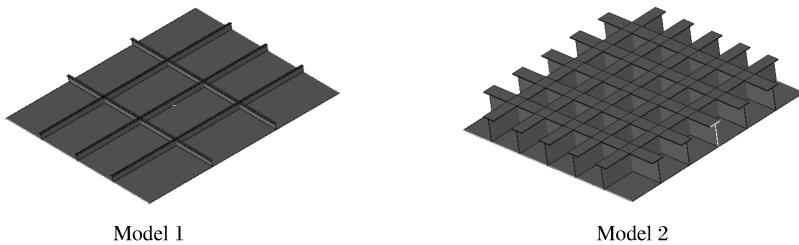


图 1 模型结构示意图

Fig. 1 Sketch maps of structure models

3.2 试验实施

模型试验中, 边界条件很重要, 为此专门设计由钢板厚 20 mm 的箱形结构作为试验固定装置。固定装置的主要作用是在板架模型塑性变形和破损情况下, 保证板架模型在边界上没有较大的面内移动。试验时, 将模型和固定装置一同浸入水中, 用钢丝绳固定位置(见图 2), 可通过改变炸药类型、炸药量和炸药到结构的距离来改变工况, 以研究模型在不同水下爆炸载荷作用下的不同响应。详细工况见表 1。

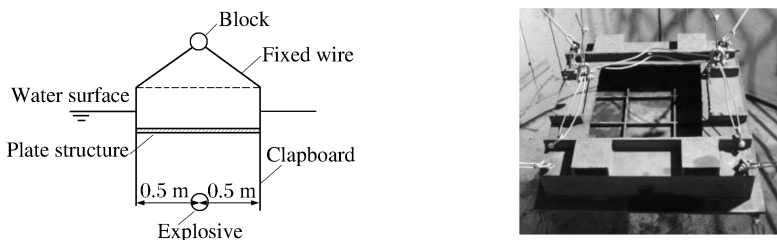


图 2 试验实施示意图和照片

Fig. 2 A schematic and photo of the experimental setup

表 1 结构模型在不同的水下爆炸载荷下的响应

Table 1 Responses of structure models subjected to different underwater explosions

试验序号	结构模型	炸药类型	m/g	W/g	R/m	p_m/MPa	$f_s/(kg^{1/2}/m)$	n_d	n_r
试验 1	模型一	TNT	55	55.0	1.1	15.7	0.156	0.180	19 998
试验 2	模型二	TNT	110	110.0	0.7	34.1	0.308	0.964	107 074
试验 3	模型二	RS211	110	160.6	0.7	39.3	0.349	1.552	172 492
试验 4	模型一	G1	55	62.7	1.1	16.5	0.163	0.212	23 587
试验 5	模型一	G3	55	105.1	1.1	20.0	0.193	0.404	44 896
试验 6	模型一	RS211	55	80.3	1.1	18.2	0.176	0.290	32 216
试验 7	模型二	TNT	100	100.0	0.4	61.8	0.522	2.314	257 120
试验 8	模型二	G3	110	210.1	0.7	43.5	0.382	2.178	241 983
试验 9	模型一	TNT	55	55.0	0.7	26.2	0.244	0.402	44 708
试验 10	模型二	TNT	110	110.0	0.2	140.3	1.078	8.961	995 691
试验 11	模型二	TNT	100	100.0	0.1	296.2	2.089	27.293	3 032 516

4 试验结果及分析

4.1 试验结果

根据试验结果,与固支梁、固支方板类似,可以将加筋板的破坏模式分为以下几种:塑性大变形(模式 I)、拉伸破坏(模式 II)、剪切破坏(模式 III)。而且同一试验中,模型往往同时呈现多种毁伤模式。破坏模式 II、III 出现的同时都会伴随着不同程度的塑性变形;同一试验,也可能部分区域拉伸破坏,部分区域剪切破坏,试验 10 中的加筋板正是边界处被拉伸破坏而中间部分被剪切破坏。所以,实际的毁伤模式一般是几种模式的耦合,但往往是一种模式占主要地位,将毁伤模式分解是为了更好地分析毁伤机理,进而预报毁伤模式。复杂加筋板与简单结构不同,以下将各种毁伤模式细分。

试验 1~6 中,加筋板模型均发生了塑性大变形(如图 3 所示),详细变形挠度见表 2。由于加强筋的强弱和载荷大小不同,固支加筋板结构的塑性大变形(模式 I)又可以分为 3 种子模式:模式 I-1,试验 1 中,由于载荷较小,加强筋较弱,外板和加强筋作为一个整体变形,呈现出整体变形的模式;模式 I-2,试验 2、3 中,载荷较弱,加强筋结构较强,加筋板板格以加强筋为边界发生变形,基本以板格变形为主;模式 I-3,如试验 4~6 中,加强筋强度介于以上两者之间,面板变形通过筋与板之间作用力使筋也发生一定程度的变形,加强筋部分限制了面板的变形。牟金磊等^[15]不但提出了这 3 种变形子模式,还借助能量分配原理推导出了加筋板塑性大变形的解析计算方法。

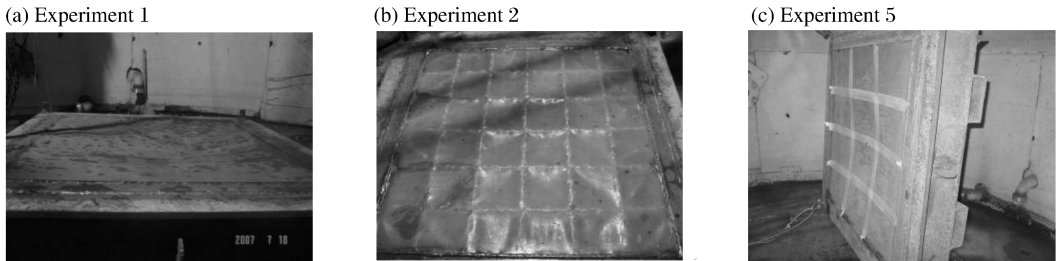


图 3 塑性变形试验模型照片

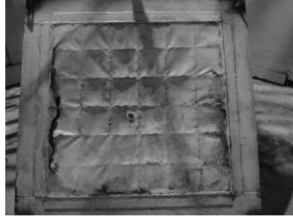
Fig. 3 Photos for experimental models undergoing inelastic deformation

侯海量等^[12]将单根加强筋的加筋板的拉伸破坏模式分为 2 种:沿加强筋拉伸破坏和沿固支边界拉伸破坏。类似地,复杂加筋板试验也呈现出了相似的破坏模式。根据加强筋的强弱和载荷大小不同,拉伸破坏(模式 II)也可以分为 3 种子模式:模式 II-1,如试验 7~8 中,模型的固支边界处出现裂纹,且裂纹首先在固支边界中间出现,向两端扩展,裂纹附近面板明显减薄,这是典型的拉伸破坏,如图 4(a)所示,该模式下,加强筋较弱,沿固支边拉伸破坏;模式 II-2,加强筋较强,沿加强筋位置首先出现裂纹,发生拉伸破坏;模式 II-3,如试验 9 中,除固支边界处出现裂纹外,沿加强筋位置也出现大的裂纹,如图 4

(b)所示,该模式下,加强筋和固支边界都出现裂纹,发生拉伸破坏。

与模式 I、II 类似,剪切破坏(模式 III)也可以分为 3 种子模式:模式 III-1,沿固支边界剪切破坏;模式 III-2,沿加强筋剪切破坏;模式 III-3,加强筋和固支边界处同时剪切破坏。在试验 10~11 中,模型中间都出现了一个大的破口,固支边界处都出现了裂纹。但是试验 10 中模型中间破口加强筋没有完全破坏,面板以加强筋作为边界发生剪切破坏,进而裂纹发生扩展,造成整个板格破坏,中间破口总的来看属于剪切破坏。有两边固支边界的裂纹扩展,在模型一角交会,边界处属于拉伸破坏,如图 5(a)所示。试验 11 中,模型中间破口处加强筋也同时破坏,3 个方向破口终止于加强筋处,1 个方向裂纹沿加强筋根部扩展至边界。固支边界处模型整体凹陷,裂纹处没有明显减薄现象,说明固支边界的破坏属于剪切破坏,如图 5(b)所示。

(a) Experiment 7



(b) Experiment 9



图 4 拉伸破坏试验模型照片

Fig. 4 Photos for experimental models undergoing tensile failure

(a) Experiment 10



(b) Experiment 11



图 5 剪切破坏试验模型照片

Fig. 5 Photos for experimental models undergoing shear failure

表 2 毁伤模式与各判据参数的对应关系

Table 2 Relations between failure modes and criterion parameters

试验序号	结构模型	p_m/MPa	$f_s/(\text{kg}^{1/2}/\text{m})$	n_d	n_r	D	w/mm	毁伤主模式	毁伤子模式
试验 1	模型一	15.7	0.156	0.180	19 998	0.149	16.75	塑性大变形 (模式 I)	模式 I-1
试验 2	模型二	34.1	0.308	0.964	107 074	0.179	15.79		模式 I-2
试验 3	模型二	39.3	0.349	1.552	172 492	0.288	29.90		模式 I-2
试验 4	模型一	16.5	0.163	0.212	23 587	0.176	38.30		模式 I-3
试验 5	模型一	20.0	0.193	0.404	44 896	0.335	51.30		模式 I-3
试验 6	模型一	18.2	0.176	0.290	32 216	0.240	38.75		模式 I-3
试验 7	模型二	61.8	0.522	2.314	257 120	0.430	—	拉伸破坏 (模式 II)	模式 II-1
试验 8	模型二	43.5	0.382	2.178	241 983	0.405	—		模式 II-1
试验 9	模型一	26.2	0.244	0.402	44 708	0.334	—		模式 II-3
试验 10	模型二	140.3	1.078	8.961	995 691	1.665	—	剪切破坏 (模式 III)	模式 II-1
试验 11	模型二	296.2	2.089	27.293	3 032 516	5.071	—		模式 III-2
									模式 III-3

4.2 预报毁伤模式的判据

由于对水下结构破坏程度的判据尚未有统一的结论,现将各判据参数与毁伤模式的对应关系列入表 2 中,表中 w 为塑性变形挠度,“—”表示模型破裂,最大塑性变形没有测量。

仅以冲击波峰值压力作为判断标准过于片面。虽然从试验结果来看,峰值压力越大,毁伤程度越严重,但是因为小装药量的药包在近距离爆炸时产生的峰值压力有可能比大装药量的药包在远距离爆炸时的大,产生的比冲量和能流密度却不一定大,因此对水下结构产生的破坏不一定大。对于不同强度的结构,相同的峰值压力引起的毁伤程度也不同。

冲击因子是基于平面波假设并从结构遮挡的冲击波能量相等的角度定义的。当爆距较大时,冲击波可以被近似认为是平面波。试验中各工况下的冲击因子值如表 2 所示,可以看出,随着冲击因子的增大,结构的毁伤模式发生变化。不同的结构,在同一种毁伤模式下,其冲击因子相差较大。这是由于冲击因子只考虑了载荷因素,没有涉及到结构强度,因此只用冲击因子来判断毁伤模式显然是不够的。

量纲一损伤数 n_d 和响应数 n_r 中考虑了结构因素的影响。由于试验中所采用的 2 种模型板厚相同,长宽尺度也相同,所以 n_d 和 n_r 这 2 个指标具有一致性。虽然考虑了板厚影响,但是与冲击因子一样,在同一种毁伤模式下,其值相差较大。这是由于没有考虑加强筋的影响引起的。虽然外板厚度一致,但是由于加强筋强度不一样,整个加筋板的抗爆能力相差很大,所以对于相同损伤数,不同加筋板可能有不同的毁伤模式。因此,仅用损伤数和响应数来判断毁伤模式也较片面。

为了既能反映载荷强度,又能考虑结构强弱,对量纲一损伤数 n_d 进行修正,定义损伤因子

$$D = I^2 / (\rho \sigma_y t_e^2), \quad t_e = t + (A_h/b_h + A_z/b_z) / 2 \quad (4)$$

式中: t_e 为加筋板的等效厚度, A_h 、 A_z 分别为横向、纵向加强筋的截面积, b_h 、 b_z 分别为横向、纵向加强筋的间距。等效厚度的基本思想是面积等效(即质量等效),即将加强筋的截面积等效到板中。由于加筋板抗弯、抗拉时,只有外板和一个方向的加强筋起作用,但是为了考虑另一方向加强筋的影响,将横向和纵向加强筋截面积的平均值等效到板中。

各试验工况下的损伤因子计算值列入表 2 中,很显然处于同一毁伤模式的模型试验,其损伤因子相差不大,一般地,当损伤因子 D 大于 1.5 时,结构会出现破口,发生剪切破坏(模式 III)。发生塑性大变形的试验其损伤因子基本都在 0.3 以下,只有试验 5 损伤因子大于 0.3,结构仍然处于塑性大变形模式,这是由于试验 5 中所用 G3 炸药气泡能所占比例较大,气泡载荷在冲量计算中的贡献比例较大,由于冲击波载荷和气泡载荷对结构毁伤机理差异造成损伤因子较大,但是结构没有破坏。由此看来,用损伤因子来预报加筋板毁伤模式还是比较理想的。

总的来看,峰值压力、冲击因子、损伤数、响应数都能从不同角度预报水下爆炸冲击程度,但都又存在片面性。损伤因子将加强筋的影响考虑在内,而且损伤因子是量纲一的,具有普遍性。所以对于复杂加筋板,用损伤因子 D 来判断、预报其毁伤模式比较合理。但是要想进一步确定各毁伤模式之间的临界损伤因子,乃至确定各毁伤子模式之间的临界损伤因子,需要更多的试验或数值仿真研究。

5 结 论

(1) 复杂加筋板在水下爆炸载荷作用下的破坏模式与固支梁、圆板、方板、单根加筋板等简单结构类似,总的也可以分为塑性大变形(模式 I)、拉伸破坏(模式 II)、剪切破坏(模式 III)等 3 类。但是根据载荷强弱和加强筋刚度不同,复杂加筋板的每种破坏模式又可以分为 3 种子模式:模式 I 可以分为整体变形(模式 I-1)、局部变形(模式 I-2)和混合变形(模式 I-3);模式 II 可以分为沿固支边界拉伸破坏(模式 II-1)、沿加强筋拉伸破坏(模式 II-2)和多处出现拉伸破坏(模式 II-3);模式 III 可以分为沿固支边剪切破坏(模式 III-1)、沿加强筋剪切破坏(模式 III-2)和多处出现剪切破坏(模式 III-3)。

(2) 实际的毁伤模式是几种模式的耦合,各种破坏模式并不一定独立出现,往往同一加筋板在同一冲击载荷作用下会同时出现几种破坏模式。

(3) 提出用量纲一损伤因子作为确定各毁伤模式的判据,但是由于问题的复杂性,各种破坏模式之间的准确的临界值需要进一步试验或数值仿真研究确定。

参考文献:

- [1] Menkes S B, Opat H J. Tearing and shear failures in explosively loaded clamped beams[J]. *Experimental Mechanics*, 1973,13(11):480-486.
- [2] Teeling-Smith R G, Nurick G N. The deformation and tearing of thin circular plates subjected to impulsive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1991,11(1):77-91.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] Ramajeyathilagam K, Vendhan C P. Deformation and rupture of thin rectangular plates subjected to underwater

- shock[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004,30(6):699-719.
- [6] Nurick G N, Olson M D, Fagnan J R, et al. Deformation and tearing of blast-loaded stiffened square plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995,16(2):273-291.
- [7] Rudrapatna N S, Vaziri R, Olson M D. Deformation and failure of blast-loaded stiffened plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000,24(5):457-474.
- [8] 吴有生,彭兴宁,赵本立. 爆炸载荷作用下舰船板架的变形与破损[J]. *中国造船*,1995(4):55-61.
WU You-sheng, PENG Xing-ning, ZHAO Ben-li. Plastic deformation and damage of naval panels subjected to explosion loading[J]. *Shipbuilding of China*, 1995(4):55-61.
- [9] 刘土光,胡要武,郑际嘉. 固支加筋方板在爆炸载荷作用下的刚塑性动力响应分析[J]. *爆炸与冲击*,1994,14(1):55-65.
LIU Tu-guang, HU Yao-wu, ZHENG Ji-jia. Dynamic response analysis of rigid perfectly plastic clamped square plates with stiffener subjected to blast loading[J]. *Explosion and Shock Waves*, 1994,14(1):55-65.
- [10] 吴成,金俨,李华新. 固支方板对水中爆炸作用的动态响应研究[J]. *高压物理学报*,2003,17(4):275-282.
WU Cheng, JIN Yan, LI Hua-xin. A study on square plate dynamic response under underwater explosion[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2003,17(4):275-282.
- [11] 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 Zhen-hua. Strain field and damage analysis of clamped square plates subjected to explosive loading[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2005,9(2):83-89.
- [12] 侯海量,朱锡. 爆炸载荷作用下加筋板的失效模式分析及结构优化设计[J]. *爆炸与冲击*,2007,27(1):26-33.
HOU Hai-liang, ZHU Xi. Study on failure mode of stiffened plate and optimized design of structure subjected to blast load[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2007,27(1):26-33.
- [13] 张振华,朱锡,冯刚,等. 潜艇艇体结构生命力评估体系研究[J]. *船舶工程*,2004,26(5):38-41.
ZHANG Zhen-hua, ZHU Xi, FENG Gang, et al. Research on evaluation system of submarine structure's vitality [J]. *Ship Engineering*, 2004,26(5):38-41.
- [14] ZHAO Ya-pu. Suggestion of a new dimensionless number for dynamic plastic response of beams and plates[J]. *Archive of Applied Mechanics*, 1998,68(7/8):524-538.
- [15] 牟金磊,朱锡,张振华. 爆炸冲击作用下加筋板结构变形研究[J]. *海军工程大学学报*,2007,19(6):12-16.
MU Jin-lei, ZHU Xi, ZHANG Zhen-hua. A study on deformation of blast-loaded stiffened plates[J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2007,19(6):12-16.

Failure modes of stiffened plates subjected to underwater explosion

MU Jin-lei*, ZHU Xi, ZHANG Zhen-hua, WANG Heng

(*Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, Hubei, China*)

Abstract: A series of model experiments were conducted to explore the failure modes of stiffened plates subjected to underwater explosion. By analyzing the experimental results, three failure modes were established such as Mode I (large plastic deformation), Mode II (tensile failure) and Mode III (shear failure). According to the difference of the load and stiffeners, every failure mode was divided into three sub-modes. And a dimensionless damage factor was proposed to be used as a criterion for predicting the failure modes.

Keywords: mechanics of explosion; failure mode; underwater explosion; stiffened plate; damage factor

* Corresponding author: MU Jin-lei

E-mail address: mj11007@163.com