

DOI: 10.11883/bzycj-2023-0182

强冲击载荷下单向加筋板拉伸撕裂的临界条件*

姚熊亮¹, 周晏霏¹, 王 治¹, 魏庆媛²

(1. 哈尔滨工程大学船舶工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001;

2. 哈尔滨工程大学机电工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 针对固支单向加筋板在冲击载荷下的拉伸撕裂临界条件开展研究, 首先将均布冲击载荷下的固支单向加筋板简化为带板梁模型, 基于固支梁冲击变形理论解给出了加筋板最大永久变形理论解, 之后基于复合运动场模型, 修正了固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式, 并以等效应变达到失效应变作为拉伸撕裂条件, 建立了加筋板在冲击载荷下的拉伸撕裂临界条件。经过数值模拟验证, 该最大永久变形理论解和拉伸撕裂临界条件具有适用性, 理论与数值误差小于15%。

关键词: 加筋板; 拉伸撕裂; 塑性大变形; 冲击载荷; 毁伤评估

中图分类号: O383; O347.3

国标学科代码: 13015; 13035

文献标志码: A

Critical condition for tensile tearing failure of unidirectional stiffened plate under strong impact load

YAO Xiongliang¹, ZHOU Yanpei¹, WANG Zhi¹, WEI Qingyuan²

(1. College of Shipbuilding Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, Heilongjiang, China;

2. College of Mechanical and Electrical Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, Heilongjiang, China)

Abstract: The critical condition of tensile tearing failure of stiffened plate under impact load was studied. Firstly, the unidirectional stiffened plate with fixed support under uniform impact load was simplified into beam structure model attached with band plate. Based on the theoretical solution of the impact deformation of the fixed beam, the theoretical solution of the maximum deformation of the stiffened plate was given. At the same time, the applicable condition for calculating the large deformation of the unidirectional stiffened plate by using the "beam theory" model was given. Then, the motion mode of the fixed beam under strong impact load was divided into four stages. Based on the composite motion model, the relation between the tensile strain at the end of fixed beam and the maximum deformation of beam was corrected. Finally, taking equivalent strain equal to failure strain as the tensile tear condition, the critical condition of tensile tear of stiffened plate under impact load was established. In this paper, three unidirectional stiffened plates of T profile with different stiffness were selected, and the maximum deformation and critical tensile tearing load of the stiffened plates were analyzed by commercial finite element software LS-DYNA. The numerical simulation results show that the theoretical solution of maximum deformation of unidirectional stiffened plate and the critical condition of tensile tear failure based on the "beam theory" are applicable, and The error of theoretical and numerical simulation is less than 15%. Therefore, the theory in this paper can be applied to practical engineering prediction and has certain guiding significance.

Keywords: stiffened plate; tensile tear; large plastic deformation; impact load; damage evaluation

* 收稿日期: 2023-05-17; 修回日期: 2023-10-17

基金项目: 国家自然科学基金(52001091), 中央高校基本科研业务费专项资金(3072022TS2608), 黑龙江省自然科学基金联合引导项目(LH2020E075)

第一作者: 姚熊亮(1963—), 男, 博士, 教授, xiongliangyao@hrbeu.edu.cn

通信作者: 王 治(1985—), 男, 博士, 副教授, wang_z@hrbeu.edu.cn

加筋板是常见的防护结构,在舰船、飞机、装甲车辆等的设计与建造中具有广泛的运用,是承受爆炸冲击载荷的主要结构对象,故对于加筋板结构在冲击载荷作用下的毁伤效果评估具有重要意义。

加筋板的毁伤模式具有很多种类,Nurick 等^[1]较早地开始了加筋板的毁伤模式研究,通过对单加筋方形板进行均布爆炸冲击实验,观察到加筋板出现了两种毁伤模式:塑性大变形(模式 I)、拉伸撕裂(模式 II);Chung Kim Yuen 等^[2]在 Nurick 等的基础上对模式 II 进行细化,得到边界处的部分撕裂(模式 II*)、随着中点位移的增大而完全撕裂(模式 II a)、随着中点位移的减小而完全撕裂(模式 II b)三种精细模式;Rudrapatna 等^[3]将剪切与拉伸的作用相结合,并对加筋板的毁伤剪切断裂(模式 III)进行预测;Langdon 等^[4]进行了加筋板局部爆炸冲击实验,观察到板与梁非协调变形撕裂的毁伤模式;牟金磊等^[5]根据载荷强弱和加筋板刚度的大小,将复杂加筋板的三种主要毁伤模式分别进行了细化,得到了一系列子模式。综合来看,在爆炸与冲击的环境下,加筋板的塑性大变形与边缘拉伸撕裂毁伤模式频繁出现,具有重要的研究价值。

在加筋板结构大变形响应的研究方面,前人大多通过小尺寸模型实验与数值模拟方法进行研究^[1-2,6-8],而理论研究大多基于刚塑性材料模型展开。Schubak 等^[9]较早针对加筋板大变形响应开展理论研究,将矩形单向加筋板等效为带板梁,得到了其动态塑性响应的瞬时模态解。Schubak 等^[10]将瞬时模态解扩展到了部分端点固定、应变率敏感材料、双向加筋的情况。刘土光等^[11-12]从能量原理出发,对受均布载荷的固支加筋方板、加筋矩形板进行了刚塑性大变形分析。刘敬喜等^[13]忽略了面板与加强筋之间弯矩与剪力的相互传递,给出了简化的薄膜解与能量解。Peng 等^[14]在简化梁模型的基础上,得到了单向加筋板冲击大变形响应的理论半解析解,讨论了脉冲强度、脉冲持续时间、板厚度、加筋间距、材料特性对位移响应的影响,并阐明了理论方法的适用范围。Yang 等^[15]利用薄板的大挠度理论,研究了旋转约束刚度、初始缺陷和脉冲持续时间对平面冲击载荷作用下弹性约束加筋板的动力响应和动态屈曲的影响,该研究选取弹性约束边界进行加筋板大变形响应分析,相比前人研究更加贴近舰船结构在冲击载荷下的工程实际。

在板架结构的毁伤模式临界条件的研究方面,目前的研究主要是通过实验或数值模拟进行描述性、统计性分析,而详细的力学理论研究较少。Nurick 等^[1]较早对加筋板的拉伸撕裂毁伤进行研究,提出了基于边界应变的固支方形加筋板临界断裂载荷预测方法,该理论中加强筋尺寸对边界处拉伸撕裂失效的临界载荷影响很小。然而由于实验数据有限,该理论并未得到很好的验证。Chung Kim Yuen 等^[2]在 Nurick 等的基础上设计了复杂加筋方板的均布爆炸冲击实验,得到了与 Nurick 等类似的结论。张振华等^[16]针对对接焊缝平板和内侧中部加筋平板在爆炸冲击载荷下的动态响应进行了实验研究,利用塑性变形的体积不变原理,推导了采用双向应变假设和单向应变假设的结构动态开裂应变值。吴林杰等^[17]通过大量的数值计算,分析了比例爆距和损伤因子对加筋板毁伤模式的影响,提出了不同毁伤模式之间转化的临界爆距计算公式。然而文中理论是依据特定几何尺寸的加筋板架结构所得到的经验性结果,因此对于其他结构形式的板架可能会产生误差。焦立启等^[7]同样对加筋板不同毁伤模式之间的转化临界条件进行了分析,提出了考虑加筋板结构参数和载荷形式的无量纲载荷参数,并发现在载荷和加筋板板厚确定的情况下,通过改变加强筋相对刚度可以确定加筋板毁伤模式以及毁伤模式之间转化的临界区域。

加筋板结构的塑性大变形和边缘处拉伸撕裂是最为主要的毁伤模式,在工程与实验中广泛存在,两种毁伤模式的转化临界条件是目前重点关注的问题之一。本文基于带板梁模型,分析单向加筋板在强冲击载荷作用下的拉伸撕裂临界条件:将爆炸载荷等效为均布脉冲载荷,推导基于复合运动场模型的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式,并以等效应变达到失效应变作为拉伸撕裂条件,求解加筋板在均布冲击载荷下的拉伸撕裂临界条件。

1 理论方法

1.1 单向加筋板结构大变形响应理论解

1.1.1 基于“梁理论”的加筋板结构大变形响应

防护板架结构的材料多使用低碳钢材料,通过高速拉伸试验机对低碳钢材料进行不同应变率下的

单轴拉伸实验^[18], 实验结果都表明该种材料的塑性性能对于应变率较为敏感。考虑到低碳钢的屈服强度会随着应变率的变化而变化, 为了控制理论误差, 本文理论分析基于刚塑性模型展开, 同时考虑材料的应变率敏感性。

本文使用“梁理论”进行塑性大变形与拉伸撕裂临界条件分析, 即如果板在梁宽方向的固支边界条件对板中心的板条梁部分影响较小时, 可以将加筋板结构等效为带板梁, 如图 1 所示, 其中, B 、 H 分别为带板梁的宽度与高度, 根据文献 [19] 可知, 在研究弯曲问题时, 带板梁的宽度 B 等于梁间距。

进行爆炸冲击载荷下结构的塑性大变形分析时, 由于载荷作用于加筋板的持续时间很短, 且载荷幅值非常大, 所以可以将冲击载荷假设为瞬动载荷, 并将瞬动载荷积累的冲量等效为结构自身所受的动量, 最终分析加筋板结构的响应情况:

$$p_0\tau_0 = mv_0 \quad (1)$$

式中: p_0 为单位长度上的矩形等效载荷压力值; τ_0 为载荷作用时间; m 为带板梁在单位长度上的质量; v_0 为均布于整块板上的初始瞬动速度, 即带板梁获得的初始速度。板所受的等效载荷如图 2 所示。

由文献 [20] 可得, 当梁受到瞬动矩形压力脉冲 ($\tau_0 \rightarrow 0$) 后, 梁中点的最大位移 W_∞ 满足:

$$\frac{W_\infty}{H} = \frac{1}{2} \left[\left(1 + \frac{3}{4}T \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (2)$$

式中: H 为带板梁的高度; $T = mv_0^2L^2/M_0H$ 为梁的初始动能, L 为带板梁长度的一半, M_0 为带板梁的极限弯矩, 与带板梁的尺寸和材料的动态屈服强度 σ_d 有关:

$$M_0 = \sigma_d S_z \quad (3)$$

式中: S_z 为带板梁剖面对水平中和轴的面积矩。针对瞬动加载的固支梁^[20]:

$$\sigma_d = \left[1 + \frac{v_0^2}{6\sqrt{2}CL} \sqrt{\frac{3\rho}{\sigma_0}} \right]^{1/q} \sigma_0 \quad (4)$$

式中: C 、 q 为材料的应变率参数, σ_0 为材料的静态屈服强度。

通过上述公式即可求出带板梁的最大塑性变形, 即单向加筋板的最大永久变形 W_∞ 。

1.1.2 基于“梁理论”的加筋板结构大变形公式适用条件

矩形板的塑性大变形的最终运动场如图 3 所示^[21]。根据“梁理论”的假设条件^[20], 即板在梁宽方向的固支边界条件对板中心的板条梁部分影响较小, 需满足矩形板中心塑性铰的宽度大于带板梁宽度, 即:

$$b - a \tan \phi \geq \frac{B}{2} \quad (5)$$

式中: b 、 a 分别为加筋板的半长与半宽, ϕ 为矩形板区域 A1 绕边界轴的转角, 满足:

$$\tan \phi = \sqrt{3 + \lambda^2} - \lambda \quad \lambda = a/b \quad (6)$$

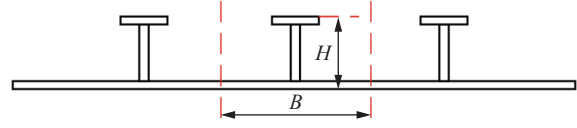


图 1 带板梁示意图

Fig. 1 Schematic diagram of beam structure model attached with band plate

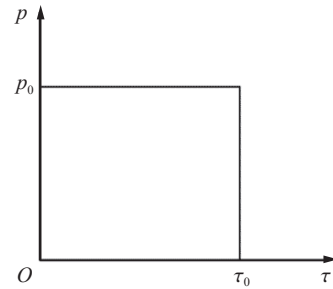


图 2 等效载荷示意图

Fig. 2 Schematic diagram of equivalent load

联立式 (5)~(6) 可得加筋板的长宽尺寸需满足:

$$\frac{2a^2}{b} + 2b - 2a\sqrt{3 + \frac{a^2}{b^2}} \geq B \quad (7)$$

由式 (7) 可知, 由于带板梁宽度 $B \neq 0$, 则本文基于“梁理论”的加筋板大变形公式适用于 b/a 比值较大的长矩形板。

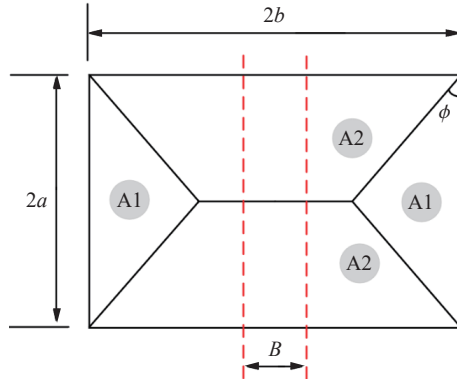


图 3 板的最终运动场示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the final motion mode of the plate

1.2 强冲击下带板梁拉伸撕裂临界条件

1.2.1 基于单一运动场模型的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系

传统的方法^[20]认为在判断加筋板是否发生拉伸撕裂时, 可以从拉伸应变角度进行考虑, 将拉伸应变达到临界拉伸应变的时刻设定为拉伸撕裂临界条件。

文献 [20] 将受均布瞬动载荷作用下的固支梁简化为单一运动场模型, 即认为固支梁在受到均布瞬动载荷时, 梁中的塑性铰出现在跨中处, 且塑性铰位置始终保持不变, 如图 4 所示。

文献 [20] 认为, 如果梁的变形 $W \leq H$, 则属于小变形, 如果梁的变形 $W > H$, 则属于大变形。据此梁的运动被分为小变形、大变形两个阶段。

(1) 小变形阶段

在该阶段内, 梁的变形以弯曲为主, 且拉伸变形主要发生在固支端与梁中心的塑性铰附近, 固支梁的最大总应变为:

$$\varepsilon_{m1} = \varepsilon_t + \frac{H\kappa}{2} \quad (8)$$

式中: ε_t 为拉伸应变, 小变形阶段内可认为拉伸发生在塑性铰处; κ 为小变形阶段内梁固支端塑性铰的曲率。假设小变形阶段内塑性铰的平均较长为 l , 则

$$\varepsilon_t \approx \frac{\sqrt{W^2 + L^2} - L}{2l} \quad (9)$$

$$\kappa \approx \frac{W}{Ll} \quad (10)$$

对于小变形阶段的塑性铰长度, Nonaka 等^[22]进行过详细研究, 认为当 $W/H = 0$ 时, 塑性铰长度 $l = H$, 当 $W/H = 1$ 时, 塑性铰长度 $l = 2H$, 如图 5 所示。

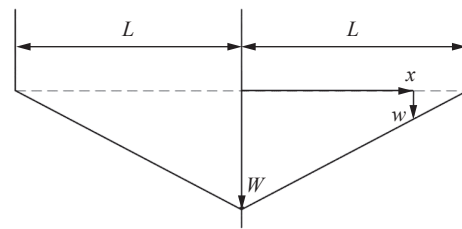


图 4 简化的单一运动场示意图^[20]

Fig. 4 Schematic diagram of simplified single motion mode^[20]

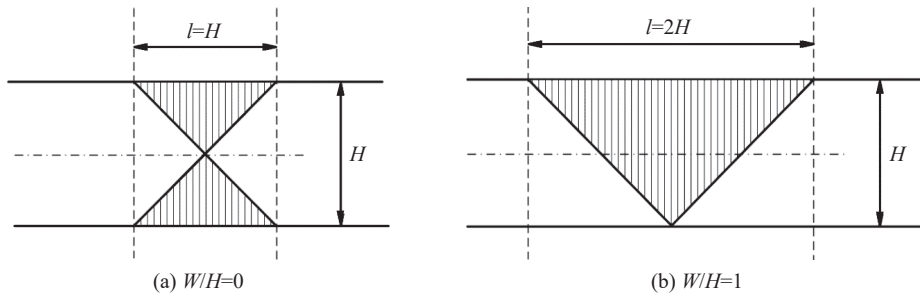


图 5 小变形阶段塑性铰长度示意^[22]

Fig. 5 Schematic of plastic hinge length in small deformation stage^[22]

本文小变形阶段内塑性铰长度 l 为图 5 中两种临界情况的平均值, 即

$$l = \frac{H + 2H}{2} \tag{11}$$

(2) 大变形阶段

当梁进入大变形阶段时, 固支梁的行为将类似弦^[23], 则认为梁的轴向伸长发生在整个梁长范围内, 则此阶段内梁端增加的应变为:

$$\Delta\varepsilon = \frac{\sqrt{W_\infty^2 + L^2} - \sqrt{H^2 + L^2}}{L} \tag{12}$$

联立式 (8)~(12) 对两个阶段的梁固支端应变进行累加, 则可以得到固支梁端点拉伸应变 ε_m 与最大永久变形 W_∞ 的关系式:

$$\varepsilon_m = \left[\left(\frac{W_\infty}{H} \right)^2 + \frac{L}{H} - 1 \right] \left(\frac{H}{2L} \right)^2 \tag{13}$$

式 (13) 建立了固支梁端点拉伸应变与最大永久变形的关系, 为梁端拉伸撕裂临界载荷计算提供了理论基础。然而该式假定梁在冲击载荷下仅有一种单一的运动场, 并未考虑塑性铰的移动对固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式的影响, 在实际分析时会导致临界载荷计算存在较大误差。

1.2.2 基于复合运动场模型修正的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系

本文对文献 [20] 中梁受均布冲击载荷时塑性大变形的变形过程进行改进, 用复合运动场代替单一运动场, 得到修正的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式。由于本文假定梁受到的载荷为瞬动载荷, 则加载时间段内梁变形很小, 一般在加载时间段内梁中点位移 $W \leq H$, 因此可将梁的变形过程分为 4 个阶段。

(1) $0 \leq t \leq \tau_0$

第 1 阶段为加载阶段, τ_0 为加载结束时刻。该阶段中, 梁中出现两个相对于跨中对称、位置固定的塑性铰, 动能在该阶段结束时达到最大值, 如图 6 所示。固定塑性铰的位置 ξ_1 满足:

$$(1 - \xi_1/L)^2 = 3/\bar{\eta} \tag{14}$$

式中: $\bar{\eta}$ 为固支边界条件下梁的载荷因数, $\bar{\eta} = p_0/p_C$, p_C 为静载破坏压力, 对于受均布载荷的固支梁 $p_C = 4M_0/L^2$ 。

(2) $\tau_0 < t \leq t_2$

第 2 阶段压力脉冲消失, 梁两端的对称塑性铰开始向梁中点移动, 梁的横向位移逐渐增加, 直至于 t_2 时刻中心变形达到 $W_2 = H$, 如图 7 所示。过程中梁中点的横向位移 W 可表示为:

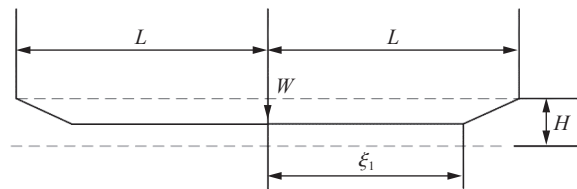


图 6 第 1 阶段变形

Fig. 6 Deformation diagram of the first stage

$$W = \frac{p_0 \tau_0 l}{m} - \frac{p_0 \tau_0^2}{2m} \quad (15)$$

应用与文献 [20] 同样的假设, 即认为梁的拉伸主要发生在塑性铰处, 第 2 阶段结束 (t_2) 时梁固支端积累的最大总应变为

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_2^* + \frac{H\kappa_2}{2} \quad \varepsilon_2^* = \frac{W_2^2}{4(L-\xi_2)l}, \quad \kappa_2 = \frac{W_2}{(L-\xi_2)l} \quad (16)$$

式中: ε_2^* 为 t_2 时梁固支端积累的拉伸应变, κ_2 为

t_2 时梁固支端塑性铰的曲率, l 为小变形过程中的平均塑性铰的较长, 可通过式 (11) 求得; ξ_2 为 t_2 时的塑性铰位置, 满足

$$L\xi_2 - \frac{\xi_2^2}{2} - L^2 \frac{\xi_1}{L} + \frac{L^2(\xi_1/L)^2}{2} = \frac{6M_0(\tau_0 - t_2)}{p_0\tau_0} \quad (17)$$

根据 $W_2 = H$ 以及式 (15) 可以求得 t_2 。对式 (17) 进行化简求解, 可得:

$$\xi_2 = L - \sqrt{\frac{12M_0(t_2 - \tau_0)}{p_0\tau_0} - \frac{12M_0}{p_0}} \approx L - \sqrt{\frac{12M_0(t_2 - \tau_0)}{p_0\tau_0}} \quad (18)$$

联立式 (16)~(18), 可 t_2 时刻累积的最大拉伸应变为:

$$\varepsilon_2 = \frac{H}{2(L-\xi_2)} = \frac{H\sqrt{p_0\tau_0}}{4\sqrt{3M_0(mH/p_0\tau_0 - \tau_0/2)}} \quad (19)$$

(3) $t_2 < t \leq t_3$

第 3 阶段中塑性铰继续向梁中点汇聚, 直至 t_3 时刻汇聚在跨中位置, 过程中梁的变形量从 $W = H$ 继续增大, 如图 8 所示。

当 $W/H \geq 1$ 时, 梁的行为将与弦类似, 满足式 (12), 梁的拉伸发生在整个梁长范围内, 该阶段中梁端点增加的应变 $\Delta\varepsilon_3$ 为

$$\Delta\varepsilon_3 = \frac{\sqrt{L^2 + W_3^2} - (\sqrt{H^2 + (L-\xi_2)^2} + \xi_2)}{L} \quad (20)$$

式中: W_3 为第 2 阶段结束 (t_3) 时梁的变形量。

由于 $H \ll L$, 则可通过等效替换进行简化

$$\frac{\sqrt{H^2 + (L-\xi_2)^2} + \xi_2}{L} \approx \frac{H^2}{2L(L-\xi_2)} + 1$$

则式 (20) 可简化为:

$$\Delta\varepsilon_3 \approx \sqrt{1 + \frac{W_3^2}{L^2}} - \frac{H^2\sqrt{p_0\tau_0}}{4L\sqrt{3M_0(mH/(p_0\tau_0) - \tau_0/2)}} - 1 \quad (21)$$

(4) $t_3 < t \leq t_\infty$

第 4 阶段中, 汇聚塑性铰位于跨中不变, 若梁端点在第 3 阶段中未发生撕裂, 梁的变形量继续增大直至最终时刻 t_∞ 达到最大永久变形量 W_∞ , 如图 9 所示。

该阶段中梁端点增加的应变值 $\Delta\varepsilon_4$ 为:

$$\Delta\varepsilon_4 = \frac{\sqrt{L^2 + W_\infty^2} - \sqrt{L^2 + W_3^2}}{L} \quad (22)$$

将上述 4 个阶段中梁固支端的塑性拉伸应变相累加, 可得到瞬动载荷下带板梁的端点最终应变为:

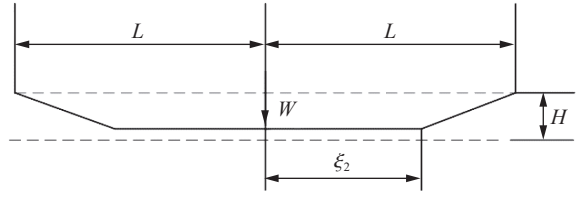


图 7 第 2 阶段变形

Fig. 7 Deformation diagram of the second stage

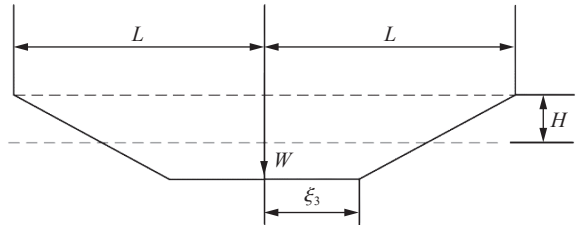


图 8 第 3 阶段变形

Fig. 8 Deformation diagram of the third stage

$$\varepsilon_m = \varepsilon_2 + \Delta\varepsilon_3 + \Delta\varepsilon_4 = \left(1 - \frac{H}{L}\right) \frac{H \sqrt{p_0 \tau_0}}{4 \sqrt{3M_0(mH/(p_0 \tau_0) - \tau_0/2)}} + \sqrt{1 + \frac{W_\infty^2}{L^2}} - 1 \quad (23)$$

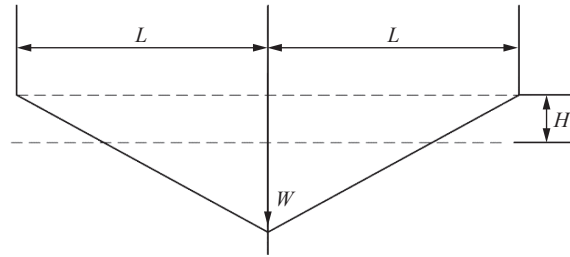


图 9 第 4 阶段变形

Fig. 9 Deformation diagram of the fourth stage

1.2.3 端点临界拉伸应变的确定

当带板梁处于大变形临界拉伸撕裂状态时,带板梁主要发生沿梁长方向的拉伸变形,本文忽略剪切应变的作用,只考虑梁端受到正应力作用下产生的应变。剪切应变在梁的初始响应过程中很重要,但是对于本文所考虑的梁大变形响应,这些影响可以忽略不计^[9,14]。材料的等效应变为^[24]

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{9} [(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2]} \quad (24)$$

式中: ε_x 为带板梁宽度方向的正应变; ε_y 为带板梁长度方向的正应变, $\varepsilon_y = \varepsilon_m$; ε_z 为带板梁高度方向的正应变。

由于本文中单向加筋板结构在带板梁宽度方向上较长,且在梁宽方向上存在固定支持边界,因此本文的带板梁变形过程可以考虑为二向应变状态,即假设带板梁宽度方向上不存在变形,认为 $\varepsilon_x = 0$ 。同时,由于在外力作用下致密金属物体产生塑性变形时,其密度变化很微小,可以忽略不计,认为低碳钢材在塑性变形时满足体积不可压缩条件^[25],可得到:

$$\Delta V = dx(1 + \varepsilon_x) \cdot dy(1 + \varepsilon_y) \cdot dz(1 + \varepsilon_z) - dx dy dz = 0 \quad (25)$$

由于 $\varepsilon_x = 0$, 则根据该条件可得:

$$\varepsilon_z = \frac{-\varepsilon_y}{1 + \varepsilon_y} \quad (26)$$

联立式 (24) 和式 (26), 即可计算带板梁端点的最大等效应变, 本文通过对等效应变的计算, 可以得到板梁拉伸撕裂的力学临界判定条件。记材料的失效应变为 ε_f , 则梁的拉伸撕裂临界条件为:

当 $\varepsilon_{eq} < \varepsilon_f$ 时, 带板梁发生塑性大变形破坏;

当 $\varepsilon_{eq} > \varepsilon_f$ 时, 带板梁发生拉伸撕裂破坏;

当 $\varepsilon_{eq} = \varepsilon_f$ 时, 带板梁处于临界撕裂状态。

综上所述, 将式 (23) 与临界条件结合, 可得到单向加筋板的拉伸撕裂条件为

$$\left(1 - \frac{H}{L}\right) \frac{H \sqrt{p_0 \tau_0}}{4 \sqrt{3M_0(mH/(p_0 \tau_0) - \tau_0/2)}} + \sqrt{1 + \frac{W_\infty^2}{L^2}} - 1 > \varepsilon_m^* \quad (27)$$

式中: ε_m^* 为带板梁拉伸撕裂破坏的临界拉伸应变, 当加筋板处于临界撕裂状态时, $\varepsilon_m = \varepsilon_m^*$, 通过联立式 (24) 和 (26), 并考虑 $\varepsilon_x = 0$ 可求得

$$\varepsilon_f = \frac{2}{3} \sqrt{\varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2 - \varepsilon_y \varepsilon_z} = \frac{2\varepsilon_m}{3} \sqrt{1 + \frac{1}{1 + \varepsilon_m} + \frac{1}{(1 + \varepsilon_m)^2}} \quad (28)$$

2 数值模型选取与合理性验证

2.1 数值模型选取

为研究典型加筋板在矩形冲击载荷下的大变形及拉伸撕裂临界条件, 选取单向加筋板结构, 面板厚 5 mm, 尺寸为 3 000 mm×4 800 mm, 布局方式为 7 根加强筋均布于板上, 加筋间距为 0.6 m, 该加筋板结构参数满足式 (7), 加筋板结构示意图如图 10 所示。型材选取尺寸与抗弯刚度不同的三种 T 型钢, 具体参数如表 1 所示。

图 11 为单向加筋板结构模型, 面板与型材均选取壳单元 SHELL163 进行建立, 网格尺寸为 20 mm×20 mm。为了模拟固定边界, 本文在板四周设置完全约束, 并在非加筋一侧进行均布载荷加载。

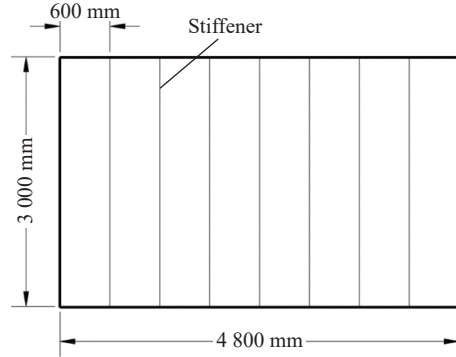


图 10 单向加筋板结构示意图

Fig. 10 Schematic of unidirectional stiffened plates

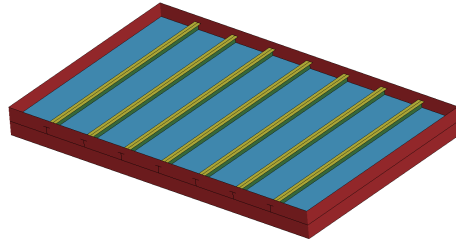


图 11 单向加筋板结构模型

Fig. 11 Unidirectional stiffened plate structure model

表 1 T 型钢结构参数

Table 1 Structural parameters of stiffeners

加强筋	尺寸/mm
1	$\frac{5 \times 80}{\perp 8 \times 80}$
2	$\frac{5 \times 80}{\perp 8 \times 100}$
3	$\frac{5 \times 100}{\perp 8 \times 100}$

本文中面板与型材的材料均选用 Q345 低碳钢, 采用有限元分析软件 LS-DYNA 进行数值模拟分析, 表征材料动态力学行为的本构方程使用 Cowper-Symonds 模型, 该模型屈服应力 σ_Y 与塑性应变、应变率的关系如下:

$$\sigma_Y = \left(\sigma_0 + \beta \varepsilon_p^{\text{eff}} \frac{E E_t}{E - E_t} \right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{1/q} \right] \quad (29)$$

式中: σ_0 为静态屈服应力, $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为有效塑性应变, β 为硬化参数, E 为杨氏模量, E_t 为切线模量, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率。同时, Cowper-Symonds 模型定义了材料的失效应变参数 ε_f , 反映了材料的失效行为, 当材料的等效应变 $\varepsilon_{\text{eq}} > \varepsilon_f$ 时, 材料发生失效。失效应变参数一般可通过拉伸实验获取。参照文献 [26], 具体材料参数如表 2 所示。

2.2 数值模拟参数实验验证

本文选取文献 [26] 的舱室内爆实验进行材料参数验证, 建立 1.2 m×1.2 m×1.2 m 的缩比舱室模型, 舱壁及加强筋选取壳单元 SHELL163 建立, 炸药为当量 400 g 的立方体 TNT。实验舱室与数值模型如图 12 所示。在舱室内爆数值模拟中使用 ALE 算法进行分析, 并使用 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOILD 词条设置空气单元与结构壳单元的流固耦合。实验缩比舱室设置四个舱壁分别为 S1、S2、S3、S4, 如图 12(b) 所示, 四个壁面的具体结构参数如表 3 所示。

表 2 Q345 钢参数

Table 2 Parameters of Q345 steel

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / GPa	ν	σ_0 / MPa	E_t / MPa	C	q	ε_f
7870	212	0.31	345	1291	40	5	0.348

注: ρ 为密度, ν 为泊松比。

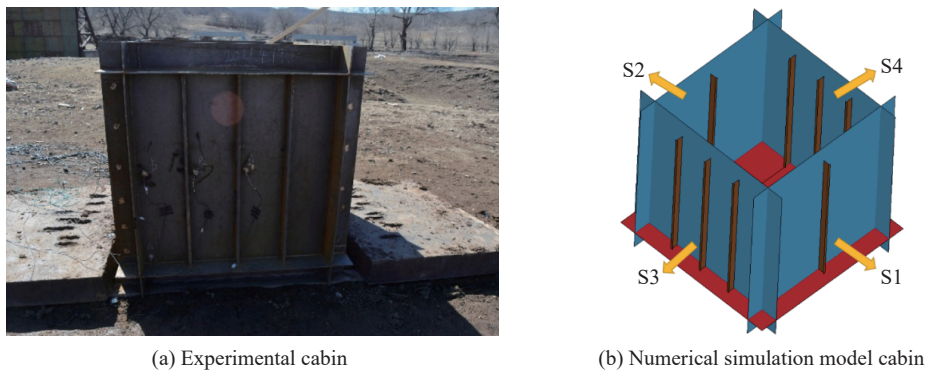


图 12 实验舱室与数值模拟模型舱室

Fig. 12 Experimental cabin and numerical simulation model cabin

表 3 实验舱壁结构参数

Table 3 Experimental bulkhead structural parameters

舱壁编号	板厚/mm	加强筋尺寸/mm	加强筋间距/mm	加强筋方向
S1	8	$\begin{matrix} 8 \times 60 \\ \perp \\ 8 \times 18 \end{matrix}$	600	背爆
S2			600	迎爆
S3			300	背爆
S4			300	迎爆

实验测量了四个壁面中心的最大永久变形量, 与实验结果对比, S1 舱壁的毁伤情况如图 13 所示。S1~S4 舱壁最大永久变形量的实验结果与模拟结果对比如表 4 所示, 两者的误差较小, 因此可证明本文材料参数设置合理。

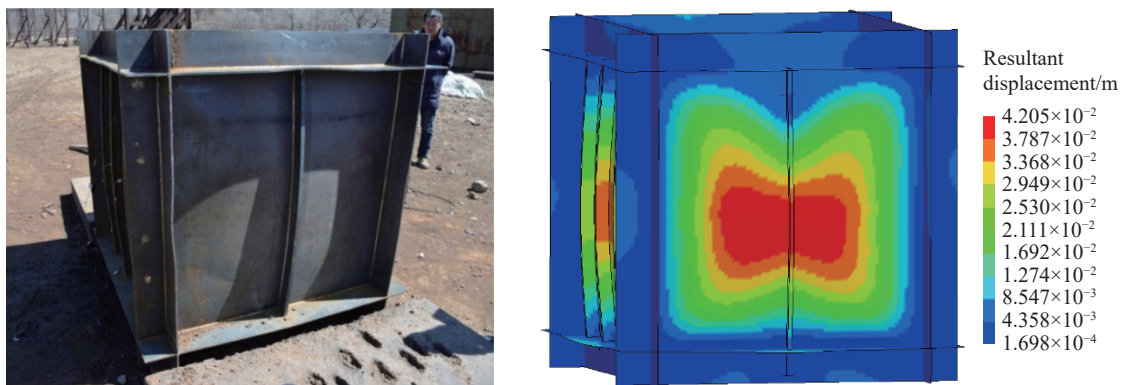


图 13 S1 舱壁实验与模拟毁伤效果

Fig. 13 Experimental and simulation damage of S1 bulkhead

表 4 实验与模拟结果对比

Table 4 Comparison of experimental and numerical simulation results

舱壁	最大永久变形量/mm		误差/%
	实验	模拟	
S1	39.0	41.7	6.92
S2	37.0	39.2	5.95
S3	31.5	33.4	6.03
S4	27.5	27.2	1.09

3 数值计算结果与分析

3.1 单向加筋板大变形理论比对

根据图 10 的单向加筋板结构示意图, 在非加筋一侧设置持续时间为 0.5 ms 的均布矩形载荷进行数值验证。图 14 为加筋板结构在 8 MPa 矩形载荷下的结构变形位移云图, 可以发现, 加筋板结构中的板与加强筋均因冲击载荷作用而发生了协调塑性变形, 且最大永久变形明显超过了其自身高度, 此时膜力对结构的承载能力做出贡献, 根据文献 [20], 认为其发生了塑性大变形。同时, 加筋板结构中心带板梁变形区并未受到梁间距方向的塑性铰影响, 可以使用“梁理论”进行分析。

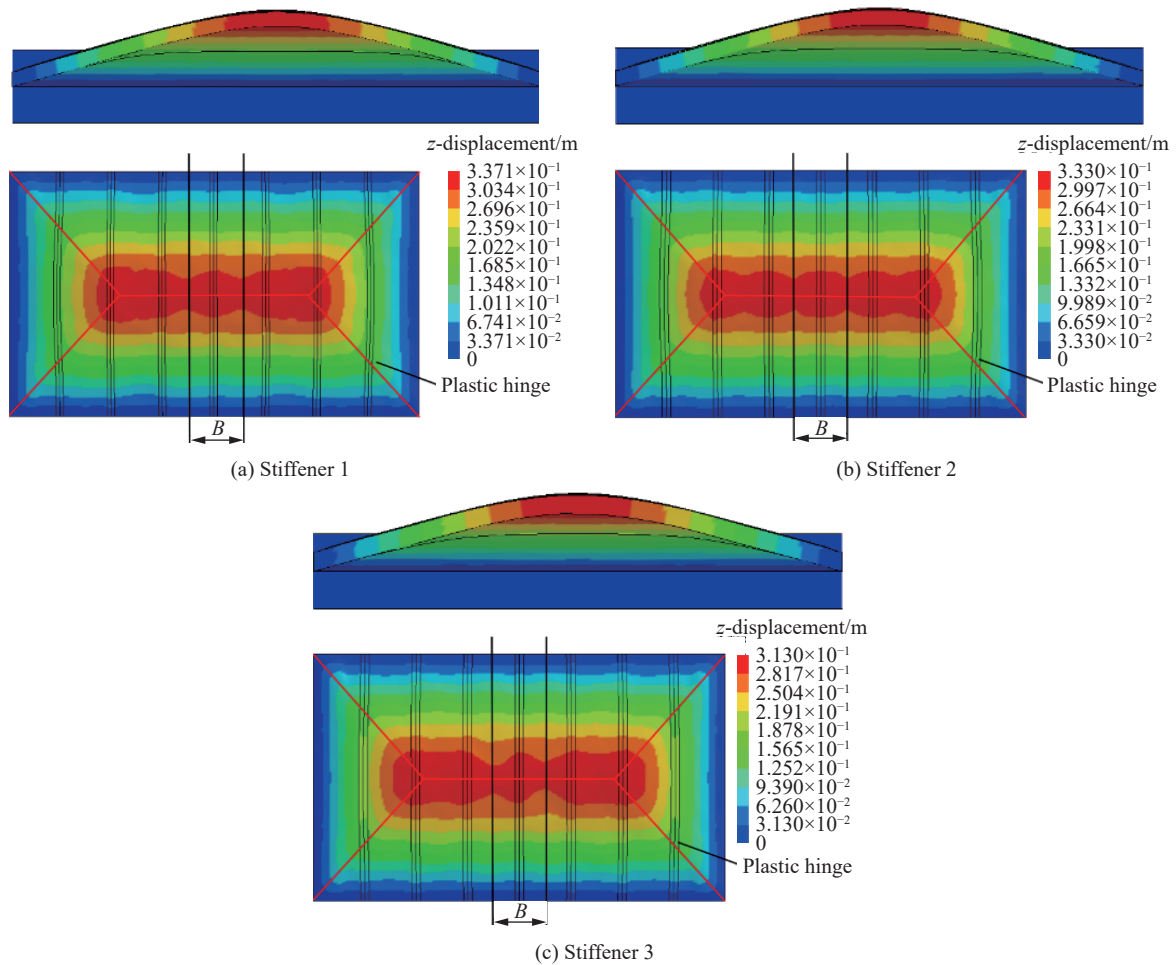


图 14 单向加筋板在 8 MPa 矩形冲击载荷下的位移云图

Fig. 14 Displacement contour of unidirectional stiffened plate under 8 MPa rectangular impact load

根据式 (1)~(4) 可计算出单向加筋板的最大理论变形, 将该理论值与数值计算结果进行对比, 如表 5 所示。根据对比可以发现, “梁理论”模型计算结果与数值模拟结果误差较小, 具有一定的准确性。同时, 对比不同型材在矩形载荷下的最大永久变形量, 如图 15 所示, 可以发现, 若保持板厚不变, T 型钢的抗弯刚度相比面板越大, 则“梁理论”模型的计算结果越贴近实际最大永久变形。显然, 造成这种误差的原因在于“梁理论”中将长矩形加筋板等效为多个并联的带板梁的设定, 当 T 型梁刚度相比板内的板条梁刚度很小时, 加筋板表现出更多板的性质, 而不宜于使用“梁理论”模型进行分析; 当 T 型梁刚度相比板内的板条梁刚度很大时, 加筋板中心带板梁的运动更接近于梁, 使用“梁理论”模型进行简化计算仍可以得到较准确的结果。

表 5 单向加筋板变形量对比

Table 5 Comparison of deformation of unidirectional stiffened plates

加强筋	矩形载荷/ MPa	最大永久变形/mm		误差/ %	加强筋	矩形载荷/ MPa	最大永久变形/mm		误差/ %	加强筋	矩形载荷/ MPa	最大永久变形/mm		误差/ %
		理论	数值模拟				理论	数值模拟				理论	数值模拟	
1	8	366	326	12.27	2	8	327	320	2.19	3	8	306	307	0.33
	9	413	372	11.02		9	370	364	1.65		9	346	350	1.14
	10	459	416	10.34		10	412	405	1.73		10	387	390	0.77
	11	505	459	10.02		11	453	445	1.80		11	426	432	1.39
	12	550	502	9.56		12	494	485	1.86		12	466	471	1.06

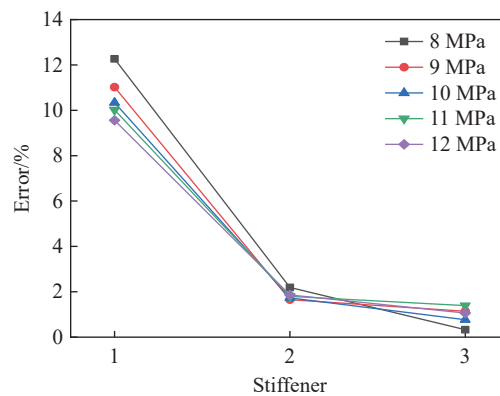


图 15 不同加筋板的变形量计算误差

Fig. 15 Calculation error of deformation of different stiffened plates

3.2 单向加筋板拉伸撕裂条件验证

由 1.2 节可知, 临界撕裂条件中含有输入参数载荷 p 和脉宽 τ , 在假定脉宽已知的情况下, 则可通过式 (27) 计算临界载荷 p^* 。本文设置脉宽为 $\tau_0 = 0.5 \text{ ms}$, 将通过文献 [20] 公式和本文修正公式所计算的临界拉伸撕裂条件与数值模拟结果进行对比, 如表 6 所示, 其中 Q345 钢的临界失效应变 ε_f 由文献 [26] 的材料参数给出。

由数值模拟和理论对比可知, 本文中基于复合运动场模型修正的“梁理论”计算方法误差明显较小, 对于单向加筋板结构的拉伸撕裂载荷计算具有一定的准确性和可靠性。

根据表 6 理论数据可以发现, 随着型材刚度的增大, 本文修正公式的临界载荷变化较大, 而数值模拟观测到的临界载荷变化却较小, 造成这种情况的原因是由于本文理论中忽略了剪切应变对最大等效应变的贡献。Nurick 等^[1] 根据实验研究发现, 随着加强筋刚度的增大, 加筋板发生拉伸撕裂临界时刻的最大永久变形会随之减少。根据本文推导的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式可以知道, 拥有较强加强筋的板的边缘拉伸应变应该更小, 从而不易撕裂, 但是 Nurick 等实验中的加筋板型材边缘却发生了拉伸撕裂破坏, 这正说明随着加强筋的刚度增大, 剪切应变对于等效应变的贡献逐渐增大。当加筋板的加强筋刚度相对于加强筋的长度而言足够大时, 剪切应变将不能忽略, 否则会产生较大的计算误差。同时, 因为随着加强筋的刚度增大, 加筋板发生拉伸撕裂破坏时带板梁端点处的剪切应变也会增大, 从而导致临界拉伸撕裂载荷随着加强筋刚度增大却变化很小, 符合文献 [1] 的实验现象。

表 6 临界撕裂载荷验证

Table 6 Verification of critical tearing failure load

型材类型	临界载荷/MPa			与模拟结果的误差/%	
	文献[20]	本文修正	模拟结果	文献[20]	本文修正
型材1	26.9	16.8	17.1	57.31	1.75
型材2	30.0	18.5	17.5	71.42	5.71
型材3	31.2	20.0	17.8	75.28	12.36

4 结 论

(1) 针对均布冲击载荷下的固支单向加筋板, 将加筋板简化为带板梁模型, 基于固支梁冲击变形理论解给出了加筋板最大永久变形理论解, 给出了应用此理论公式时加筋板长宽比需要满足的条件, 并通过数值模拟验证了理论解的适用性;

(2) 通过不同加强筋情况下理论与数值模拟结果的对比发现, 加强筋强弱会影响本文方法最大永久变形的理论解精度; 当加强筋抗弯刚度与矩形板内板条梁抗弯刚度之比较大时, 本文方法对于加筋板最大永久变形的理论解精度更高;

(3) 基于复合运动场模型, 修正了固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式, 并以等效应变达到失效应变作为拉伸撕裂条件, 建立了加筋板在冲击载荷下的拉伸撕裂临界条件; 通过数值仿真对临界条件进行了验证, 发现采用前人的固支梁端点拉伸应变与最大永久变形关系式得到的临界载荷误差较大, 均大于 50%, 而采用本文修正的关系式得到的临界载荷误差较小, 误差小于 15%, 证明本文修正的关系式在进行工程化预报时具有更高的准确性。

参考文献:

- [1] 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. DOI: 10.1016/0734-743X(94)00046-Y.
- [2] CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N. Experimental and numerical studies on the response of quadrangular stiffened plates. Part I: subjected to uniform blast load [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(1): 55–83. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2003.09.048.
- [3] 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. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00172-4.
- [4] LANGDON G S, CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N. Experimental and numerical studies on the response of quadrangular stiffened plates. Part II: localised blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(1): 85–111. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2003.09.050.
- [5] 牟金磊, 朱锡, 张振华, 等. 水下爆炸载荷作用下加筋板的毁伤模式 [J]. *爆炸与冲击*, 2009, 29(5): 457–462. DOI: 10.3321/j.issn:1001-1455.2009.05.002.
MOU J L, ZHU X, ZHANG Z H, et al. Failure modes of stiffened plates subjected to underwater explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2009, 29(5): 457–462. DOI: 10.3321/j.issn:1001-1455.2009.05.002.
- [6] 郑成, 孔祥韶, 徐维铮, 等. 舱内爆炸载荷作用下加筋板动态响应试验研究 [J]. *中国造船*, 2018, 59(2): 129–139. DOI: 10.3969/j.issn.1000-4882.2018.02.014.
ZHENG C, KONG X S, XU W Z, et al. Experimental study on dynamic response of stiffened plates subjected to internal blast loads [J]. *Shipbuilding of China*, 2018, 59(2): 129–139. DOI: 10.3969/j.issn.1000-4882.2018.02.014.
- [7] 焦立启, 侯海量, 陈鹏宇, 等. 爆炸冲击载荷下固支单向加筋板的动响应及破损特性研究 [J]. *兵工学报*, 2019, 40(3): 592–600. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2019.03.019.
JIAO L Q, HOU H L, CHEN P Y, et al. Research on dynamic response and damage characteristics of fixed supported one-way stiffened plates under blast loading [J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(3): 592–600. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2019.03.019.
- [8] LI Y, REN X B, ZHAO T, et al. Dynamic response of stiffened plate under internal blast: experimental and numerical investigation [J]. *Marine Structures*, 2021, 77: 102957. DOI: 10.1016/j.marstruc.2021.102957.
- [9] SCHUBAK R B, OLSON M D, ANDERSON D L. Rigid-plastic modelling of blast-loaded stiffened plates-Part I: one-way stiffened plates [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1993, 35(3/4): 289–306. DOI: 10.1016/0020-7403(93)90083-7.
- [10] SCHUBAK R B, OLSON M D, ANDERSON D L. Rigid-plastic modelling of blast-loaded stiffened plates-Part II: partial end fixity, rate effects and two-way stiffened plates [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1993, 35(3/4): 307–324. DOI: 10.1016/0020-7403(93)90084-8.

- [11] 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 T G, HU Y W, ZHENG J J. 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.
- [12] 刘土光, 唐文勇. 加筋弧结构在冲击载荷作用下的塑性动力响应 [J]. 华中理工大学学报, 1996, 24(1): 106–109.
LIU T G, TANG W Y. The dynamic plastic response of a structure with stiffened plates under impulsive loading [J]. *Journal of Huazhong University of Science & Technology*, 1996, 24(1): 106–109.
- [13] 刘敬喜, 刘尧, 汤皓泉, 等. 爆炸载荷作用下单向加筋方板的大挠度塑性动力响应分析 [J]. 振动与冲击, 2011, 30(4): 182–187. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2011.04.038.
LIU J X, LIU Y, TANG H Q, et al. Plastic and large deflection dynamic response analysis of a one way stiffened square plate subjected to blast loads [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 30(4): 182–187. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2011.04.038.
- [14] PENG Y, YANG P, HU K. Nonlinear dynamic response of blast-loaded stiffened plates considering the strain rate sensitivity [J]. *Marine Structures*, 2020, 70: 102699. DOI: 10.1016/j.marstruc.2019.102699.
- [15] YANG B, WANG D Y. Dynamic buckling of stiffened plates with elastically restrained edges under in-plane impact loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 107: 427–442. DOI: 10.1016/j.tws.2016.06.019.
- [16] 张振华, 朱锡, 刘润泉. 潜艇典型结构在爆炸冲击载荷作用下开裂判据的试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2004, 24(6): 541–545.
ZHANG Z H, ZHU X, LIU R Q. Experiment research of crack criterion of representative submarine structure subjected to explosive loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2004, 24(6): 541–545.
- [17] 吴林杰, 朱锡, 侯海量, 等. 空中近距爆炸下加筋板架的毁伤模式仿真研究 [J]. 振动与冲击, 2013, 32(14): 77–81, 126. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2013.14.013.
WU L J, ZHU X, HOU H L, et al. Simulations for damage modes of a stiffened plate subjected to close-range air-blast loading [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2013, 32(14): 77–81, 126. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2013.14.013.
- [18] 支旭东, 张荣, 林莉, 等. Q235B 钢动态本构及在 LS-DYNA 中的应用 [J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(3): 596–602. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0286.
ZHI X D, ZHANG R, LIN L, et al. Dynamic constitutive model of Q235B steel and its application in LS-DYNA [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(3): 596–602. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0286.
- [19] 孙丽萍, 闫发锁. 船舶与海洋工程结构物强度 [M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2017.
- [20] JONES N. *Structural impact* [M]. New York: Cambridge University Press, 2012.
- [21] 颜丰, 刘敬喜. 爆炸载荷下固支矩形板的大挠度塑性动力响应 [J]. 中国舰船研究, 2013, 8(1): 47–53. DOI: 10.3969/j.issn.1673-3185.2013.01.008.
YAN F, LIU J X. The large deflection dynamic plastic response of rectangular plates subjected to blast load [J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2013, 8(1): 47–53. DOI: 10.3969/j.issn.1673-3185.2013.01.008.
- [22] NONAKA T. Some interaction effects in a problem of plastic beam dynamics—Part 2: analysis of a structure as a system of one degree of freedom [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1967, 34(3): 631–637. DOI: 10.1115/1.3607754.
- [23] SYMONDS P S, MENDEL T J. Impulsive loading of plastic beams with axial constraints [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1958, 6(3): 186–202. DOI: 10.1016/0022-5096(58)90025-5.
- [24] 米海珍, 胡燕妮. 塑性力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2014.
- [25] 余同希, 邱信明. 冲击动力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2011.
- [26] QIN Y Z, WANG Y, WANG Z, et al. Investigation on similarity laws of cabin structure under internal blast loading [J]. *Ocean Engineering*, 2022, 260: 111998. DOI: 10.1016/J.OCEANENG.2022.111998.

(责任编辑 王小飞)