

AM 文章编号: 1001-1455(2007)01-0026-08

爆炸载荷作用下加筋板的失效模式分析及结构优化设计*

侯海量¹, 朱 锡¹, 古美邦²

(1. 海军工程大学船舶与动力学院, 湖北 武汉 430033;

2. 海军驻 426 厂军代表室, 辽宁 大连 116000)

摘要: 通过对爆炸载荷下具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板的有限元模拟, 探讨了抗爆加筋板结构优化设计方法, 分析了加筋板的失效模式以及加强筋相对刚度和冲击载荷强度对加筋板失效模式的影响, 指出了失效模式 I 下的 3 种变形模态以及失效模式 II 下的 2 种子失效模式, 得到了失效模式 I 下加强筋和加筋板最大挠度的近似计算公式, 提出了单根加筋板的两种失效模式的判别条件, 并对具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板抗爆结构进行了优化设计。结果表明, 通过数值模拟或模型实验可以求得任意加筋板结构由发生塑性大变形到发生破损的临界条件, 从而确定抗爆性能最强时加筋板的质量与加强筋横截面尺寸及间距间的关系, 实现对抗爆加筋板结构的优化设计。

关键词: 固体力学; 失效模式; 有限元分析; 加筋板; 爆炸载荷

中图分类号: O344.7

国标学科代码: 130·15

文献标志码: A

1 引言

爆炸载荷作用下结构的变形和失效研究受到工程界的广泛关注。早期的研究绝大多数都是关于梁和板等简单结构的非线性大变形问题^[1-2], 对于工程中广泛应用的加筋板结构的研究, 主要是通过实验及数值模拟研究其塑性动力响应^[3-4], 或者通过能量原理提出其变形和破损的计算公式^[5-7]。

S. B. Menkes 等^[8]通过对固支铝质金属梁的实验研究, 首先提出了爆炸载荷下梁的失效模式, 指出随着载荷强度的增加, 梁有 3 种失效模式: 塑性大变形(模式 I)、在固支端的拉伸失效(模式 II)以及固支端的剪切失效(模式 III)。随后, 人们在爆炸冲击载荷作用下圆板^[9]和方板^[10-12]的失效中也观察到了类似的失效模式, 其中方板的拉伸失效往往从边界的中点开始撕裂并沿边界向两边扩展^[11]。G. N. Nurick 等^[13]对爆炸载荷作用下具有 1 根加强筋的固支方板的实验研究表明当加强筋较弱时, 板的撕裂发生在固支边界, 而加强筋较强时, 板将沿加强筋发生撕裂。最近, G. N. Nurick 和他的同事^[14-15]进行了不同形式的固支加筋方板分别在均布和局部爆炸载荷作用下的实验研究和数值模拟, 观察到了加筋板分别在 1 边、2 边和 3 边发生撕裂失效, 以及部分边界发生撕裂。

本文中通过有限元模拟, 分析了爆炸载荷下具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板失效模式及加强筋相对刚度、冲击载荷强度对加筋板失效模式的影响, 得到单根加筋板的两种失效模式的判别条件, 并由此求得加筋板结构由发生塑性大变形到发生破损时加强筋的相对刚度及临界冲击载荷, 确定了抗爆性能最强时加筋板质量与各加强筋横截面尺寸及加筋间距的关系, 实现了对具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板抗爆结构的优化设计, 探讨了由数值模拟或模型实验, 实现了对抗爆加筋板结构的优化设计。

2 有限元模型

考虑具有 1 根加强筋的长为 l 、宽为 $2a$ 、板厚为 H 的固支矩形加筋板(见图 1), 被横截面为 $b \times h$ 的

* 收稿日期: 2005-10-10; 修回日期: 2005-12-27

作者简介: 侯海量(1977—), 男, 博士研究生。

矩形截面的加强筋分为两个对称的板格。

采用动态非线性有限元分析程序 MSC/DYTRAN 模拟加筋板的动态响应及失效。加筋板材料采用双线性弹塑性本构模型，材料的应变率效应由 Cowper-Symonds 模型描述，动态屈服强度

$$\sigma_d = \left(\sigma_0 + \frac{EE_h}{E - E_h} \epsilon_p \right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/n} \right] \quad (1)$$

式中： σ_0 为静态屈服强度， E_h 为应变硬化模量， ϵ_p 为有效塑性应变， $\dot{\epsilon}$ 为等效塑性应变率； D 、 n 为材料参数，对于低碳钢， $D=40.4 \text{ s}^{-1}$ ， $n=5$ ；材料失效模型采用最大塑性应变失效。

模型长 $l=400 \text{ mm}$ ，宽 $2a=300 \text{ mm}$ ，加强筋高 $h=50 \text{ mm}$ 。模型中其他材料参数分别为： $\sigma_0=235 \text{ MPa}$ ， $\nu=0.3$ ， $E=210 \text{ GPa}$ ， $E_h=250 \text{ MPa}$ ， $\rho=7.8 \text{ g/cm}^3$ ，失效应变 $\epsilon_f=0.28$ 。模型尺寸如表 1 所示。其中加强筋的相对刚度 $k=M_s/(M_0 l)$ ， $M_0=\sigma_0 H^2/4$ ， $M_s=b\sigma_0 h^2/4$ 。

采用均布三角形脉冲载荷模拟爆炸载荷，保持冲击载荷的峰值超压和比冲量相等（见图 2），比冲量 $I=0.5 P_m t_d$ 。

表 1 模型尺寸

Table 1 Model size

模型	H/mm	b/mm	k	模型	H/mm	b/mm	k	模型	H/mm	b/mm	k
M1	3.5	2.7	1.365 0	M12	4.5	5.4	1.651 5	M23	3.5	14.0	7.142 9
M2	3.0	2.7	1.857 9	M13	5.0	5.4	1.337 7	M24	3.5	16.5	8.418 4
M3	3.0	4.0	2.786 8	M14	5.5	5.4	1.105 5	M25	3.5	18.0	9.183 7
M4	3.5	4.0	2.047 5	M15	6.0	5.4	0.928 9	M26	3.5	18.5	9.438 8
M5	4.0	4.0	1.567 6	M16	3.5	6.0	3.071 2	M27	3.5	20.0	10.204 1
M6	4.5	4.0	1.238 6	M17	3.5	6.7	3.412 5	M28	3.5	22.0	11.224 5
M7	5.0	4.0	1.003 3	M18	3.5	8.0	4.095 0	M29	3.5	24.0	12.244 9
M8	5.5	4.0	0.829 1	M19	3.5	9.4	4.777 4	M30	3.5	26.0	13.265 3
M9	6.0	4.0	0.696 7	M20	3.5	10.7	5.459 9	M31	3.5	28.0	14.285 7
M10	3.5	5.4	2.730 0	M21	3.5	12.0	6.142 4	M32	3.5	33.5	17.091 8
M11	4.0	5.4	2.090 1	M22	3.5	13.4	6.824 9				

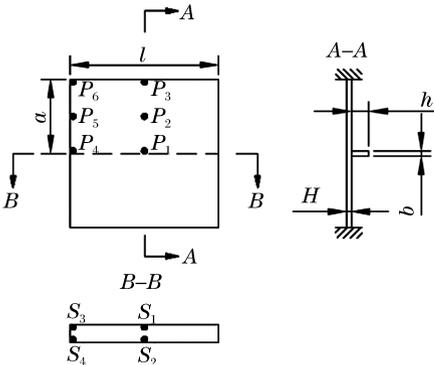


图 1 加筋板结构

Fig. 1 Configuration of stiffened plate

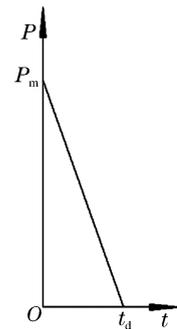


图 2 脉冲载荷形状

Fig. 2 Shape of the impulse load

3 失效模式分析

与固支矩形板的失效类似，随着冲击载荷的增强，具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板也有 3 种失效

模式:塑性大变形(模式 I),拉伸失效(模式 II)和剪切失效(模式 III)。由于剪切失效(模式 III)是在超强冲击载荷作用下发生的,工程中比较少见,本文中只讨论模式 I 和模式 II。

3.1 模式 I

3.1.1 变形模态

由于加强筋的影响,加强板的变形模态与固支矩形板有较大区别,图 3 为爆炸载荷下加强筋相对刚度由小到大变化时加强板动态变形过程的等高线。其中 Φ 为量纲一冲击载荷

$$\Phi = \frac{Ia}{H_e^2 \sqrt{\rho\sigma_0}} \quad (2)$$

式中: $H_e = H + bh/(2a)$,为加强板的等效厚度。

由图 4 可知,爆炸载荷作用下,加强板面板各板格首先分别进入“四坡顶形”变形机构($t = 0.2 \text{ ms}$),面板传递给加强筋的动反力使加强筋在两固支端产生塑性铰,固支端产生塑性铰后,面板传递给加强筋的载荷将继续使加强筋中部产生塑性铰($t = 0.4 \text{ ms}$),形成图 4(a)所示的变形机构。随着爆炸载荷峰值压力 P 的衰减,面板上各点逐渐停止塑性变形,由于惯性作用加强筋将继续产生塑性变形,直到加强板的动能全部转化为变形能($t = 0.8 \text{ ms}$)(见图 5),加强筋达到最终变形模态(见图 4(b)),此后加强筋进入弹性振动阶段。

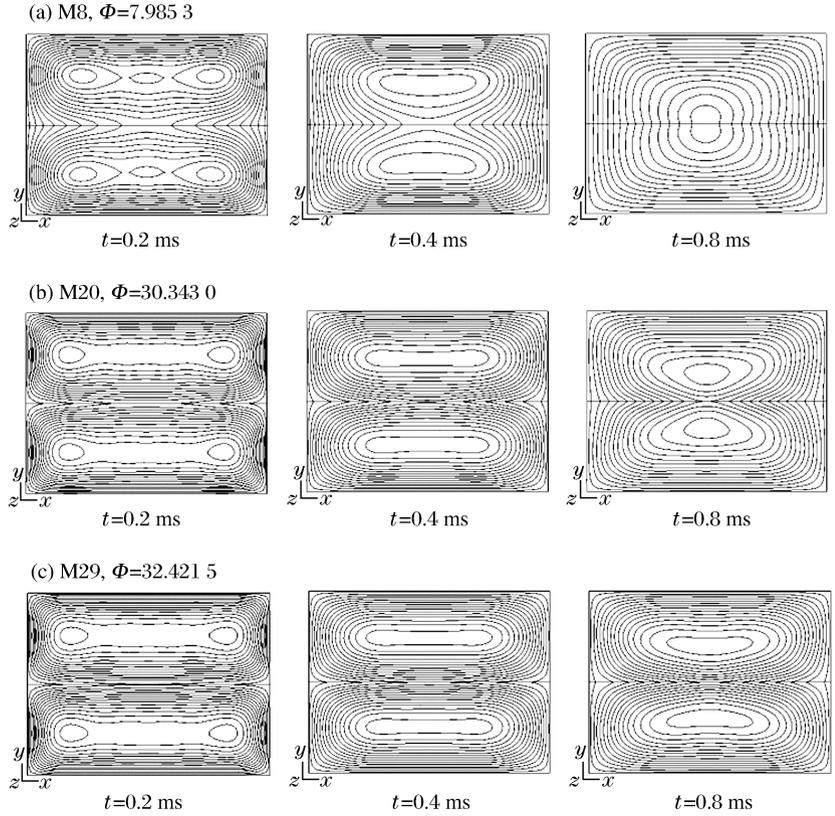


图 3 典型加强板的变形等高线

Fig. 3 Deformation contour line of typical stiffened plates

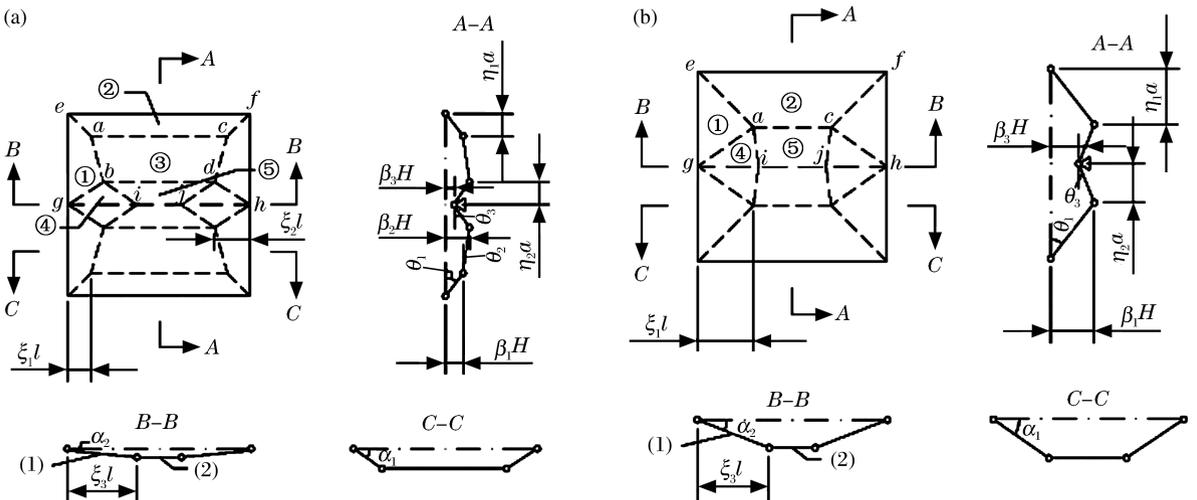


图 4 加强板的变形模态

Fig. 4 Deformation mode of stiffened plate

根据加强筋相对刚度的不同,加筋板有 3 种不同的变形模态:

(1) 当加强筋相对刚度较小时,面板传递给加强筋的载荷使加强筋迅速进入变形机构,其位移逐渐赶上面板,结果使塑性铰线 bd 向 ij 运动(见图 4),最后两者重合,加筋板的最终变形模态和固支矩形板的变形模态类似(模态 a,见图 3(a));

(2) 当加强筋的相对刚度足够大时,面板传递给加强筋的载荷不足以使加强筋产生塑性铰,整个冲击过程中,加强筋处于近似刚性状态,加筋板板格以加强筋为固定边界发生运动(模态 c,见图 3(c));

(3) 当加强筋相对刚度不太大时,面板传递给加强筋的载荷可使加强筋进入变形机构,但由于加强筋有一定刚度,因此载荷不足以使塑性铰线 bd 与 ij 重合,但面板的运动将使塑性铰线 ac 逐渐向中心运动,最后与 bd 重合(模态 b,见图 3(b))。

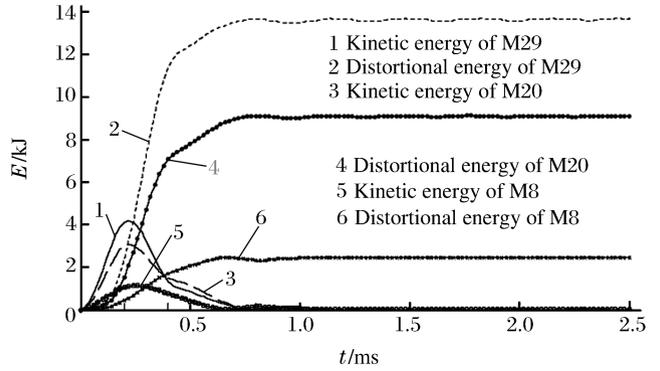


图 5 冲击过程中的动能和变形能

Fig. 5 Kinetic and distortional energy of stiffened plate during impact

3.1.2 最大塑性变形

由于加强筋相对刚度决定加筋板变形模态,因此加强筋相对刚度也决定加筋板塑性变形。图 6、7 分别为各模型加强筋跨中挠度 $k\delta_b$ 和加筋板最大挠度 δ_{max} 与冲击载荷 Φ (均为量纲一量)的关系。其中

$$\delta_b = D_b/H_e, \quad \delta_{max} = D_{max}/H \tag{3}$$

式中: D_b 、 D_{max} 分别为加强筋跨中的挠度和加筋板的最大挠度。

由图 6、7 可知, $k\delta_b$ 随 Φ 的增大近似呈平方关系增大,而 δ_{max} 随 Φ 近似呈线性增大,分别对 $k\delta_b$ 、 δ_{max} 进行多项式和线性拟合得

$$k\delta_b = 0.0320\Phi^2 + 0.3658\Phi - 1.7108 \tag{4}$$

$$\delta_{max} = 0.2779\Phi + 0.4198 \tag{5}$$

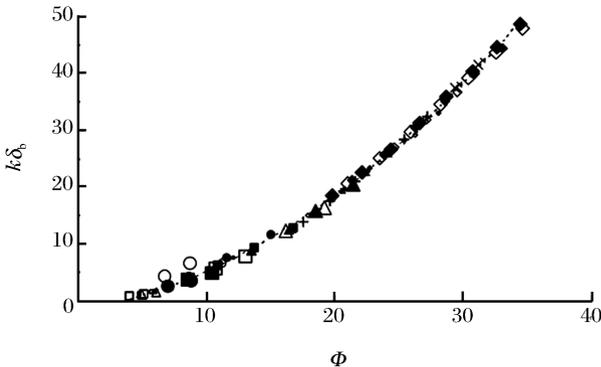


图 6 $k\delta_b$ 与 Φ 的关系

Fig. 6 Relationship between $k\delta_b$ and Φ

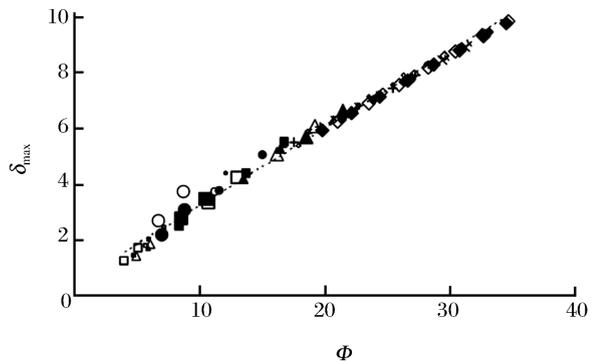


图 7 δ_{max} 与 Φ 的关系

Fig. 7 Relationship between δ_{max} and Φ

3.2 模式 II

强动载荷下,理想刚塑性材料加筋板的变形模态如图 4(a)所示,其塑性变形包括薄膜拉伸和塑性铰线的弯曲,刚性板块(①~⑤)中的最大有效塑性应变发生在塑性铰线上,加强筋中最大有效塑性应变发生在塑性铰位置。因此,在最大塑性应变失效准则下,塑性铰(线)是加筋板最先发生破坏的位置。

图 8 为爆炸载荷下,加筋板面板上点 $P_1 \sim P_6$ 及加强筋上点 $S_1 \sim S_4$ 的量纲一塑性应变 ϵ' 随时间变化的曲线。其中 $\epsilon' = \epsilon_p/\epsilon_f$, $P_1 \sim P_6$ 分别位于加强筋中点、板格中心、平行于加强筋的边界中点、加强筋固支端、垂直于加强筋的边界中点以及固支边界交点; $S_1 \sim S_4$ 分别位于加强筋中点上、下沿和加强筋固支端上、下沿(见图 1)。

由图8可知,加筋板的面板进入变形机构后,塑性铰线上各点(如 P_1 、 P_3)的塑性应变迅速增大,面板传递给加强筋的载荷使加强筋在固支端产生塑性铰,使得点 S_4 、 S_3 及 P_4 的塑性应变也迅速增加,固支端产生塑性铰后,面板传递给加强筋的载荷将继续使加强筋中部产生塑性铰,点 S_1 、 S_2 开始发生塑性变形。加强筋上,点 S_4 、 S_3 的塑性应变大于点 S_1 、 S_2 ,说明加强筋的塑性应变主要是由于塑性铰的弯曲引起的,拉伸应变相对较小;而面板上,点 P_1 、 P_4 的塑性应变相对较大,其中点 P_1 的塑性应变主要由薄膜拉伸应力和塑性铰线的弯曲引起,而有效塑性应变远大于塑性铰线转角与其相近的点 P_3 ,点 P_4 的塑性应变主要由加强筋端部的塑性弯曲引起,且加强筋相对刚度越小其值越大,因此,面板的塑性应变主要是由薄膜拉伸引起的。

由于惯性作用,在冲击过程的初期,加强筋的塑性应变和应变率均小于面板,随着爆炸载荷峰值压力的衰减,面板在加强筋的反作用力作用下,逐渐停止发生塑性变形,而加强筋在惯性和面板传递的作用力的作用下将继续发生塑性变形,直到加筋板的动能全部转化为变形能,此后加筋板进入弹性振动阶段。此外,由于加强筋的高度较大,在塑性铰的转角相同的情况下,其最大塑性应变大于面板。

当加强筋的相对刚度较小时,其惯性和相对刚度较小,在面板作用力作用下迅速进入变形机构,其位移与面板位移相差较小,最大塑性应变及应变率均大于面板(见图8(a)),随着冲击载荷的增强,加强筋固支端将首先达到失效应变 ϵ_f ,即加筋板将首先从加强筋端部(点 S_4)产生失效,随后面板将在加强筋固支端发生撕裂,并沿边界向两边扩展。

当加强筋相对刚度足够大时,其塑性应变和应变率均小于面板(见图8(c)),爆炸载荷峰值压力衰减后,加强筋很快停止塑性变形,进入弹性振动阶段,最大塑性应变发生在面板上(点 P_1),面板将首先达到失效应变 ϵ_f ,即加筋板将首先在 P_1 点沿加强筋发生撕裂,并向两端扩展。

当加强筋相对刚度不太大时,冲击过程的初期加强筋的塑性应变和应变率均小于面板,爆炸载荷峰值压力衰减后,面板逐渐停止发生塑性变形,而加强筋将继续发生塑性变形,最后加强筋的最大塑性应变(点 S_4)将超过面板(见图8(b)),随着冲击载荷的增强,加强筋固支端将首先达到失效应变 ϵ_f ,即加筋板将首先从加强筋端部(点 S_4)产生失效,随后,面板将在加强筋固支端发生撕裂,并沿边界向两边扩展;但是,当冲击载荷增强到使加强筋最大塑性应变超过面板的临界点C也达到失效应变 ϵ_f 时,面板上点 P_1 将首先达到失效应变 ϵ_f ,此时加筋板将首先在 P_1 点沿加强筋发生撕裂,并向两端扩展。

因此,根据加筋板上首先发生破坏位置的不同,加筋板的失效模式II又可分为:模式II(a)——加强筋固支端首先发生失效,随后面板在加强筋固支端发生撕裂,并沿边界向两边扩展;模式II(b)——加筋板首先在面板上沿加强筋发生撕裂,并沿加强筋向两边扩展。

4 临界失效条件

逐渐增大冲击载荷强度,可得表1中的有限元模型由发生塑性大变形(失效模式I)到发生失效模式II以及由发生失效模式II(a)到发生失效模式II(b)的临界失效载荷,如图9所示。

由图9可知,量纲一临界载荷 Φ_{c1} 随加强筋的相对刚度 k 的增大而增强,而 Φ_{c2} 则随 k 的增加呈幂

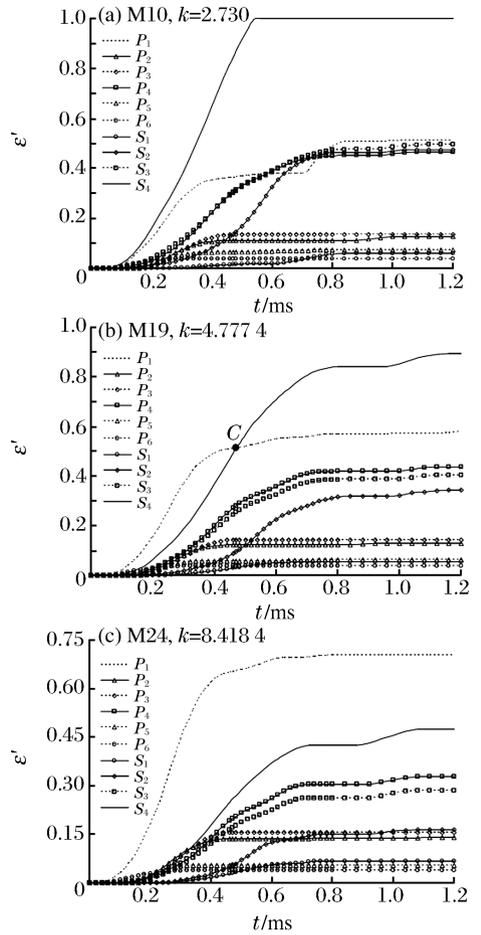


图8 加筋板塑性铰(线)上的有效塑性应变

Fig. 8 The effective plastic strain

on the plastic hinge (line) of stiffened plate

指数关系迅速减小, 分别对 Φ_{cr1} 、 Φ_{cr2} 进行多项式和分段幂指数拟合得

$$\Phi_{cr1} = 0.0510k^3 - 0.9326k^2 + 6.5444k + 0.6164 \quad k < 7.8003 \quad (6)$$

$$\Phi_{cr2} = \begin{cases} 2567.1k^{-2.3850} & k \leq 7.9626 \\ 338.49k^{-1.4085} & k > 7.9626 \end{cases} \quad (7)$$

Φ_{cr1} 、 Φ_{cr2} 的交点对应的相对刚度 $k = 7.8003$ 。当 $k < 7.8003$ 时, $\Phi < \Phi_{cr1}$, 加强筋板将发生塑性大变形(模式 I); $\Phi_{cr1} < \Phi < \Phi_{cr2}$, 加强筋固支端将首先发生失效, 随后面板在加强筋固支端发生撕裂, 并沿边界向两边扩展(模式 II (a)); $\Phi > \Phi_{cr2}$, 加筋板首先在面板上沿加强筋发生撕裂, 并沿加强筋向两端扩展(模式 II (b))。当 $k > 7.8003$ 时, $\Phi < \Phi_{cr2}$, 加强筋板将发生塑性大变形(模式 I); $\Phi > \Phi_{cr2}$, 加筋板首先在面板上沿加强筋发生撕裂, 并沿加强筋向两端扩展(模式 II (b))。

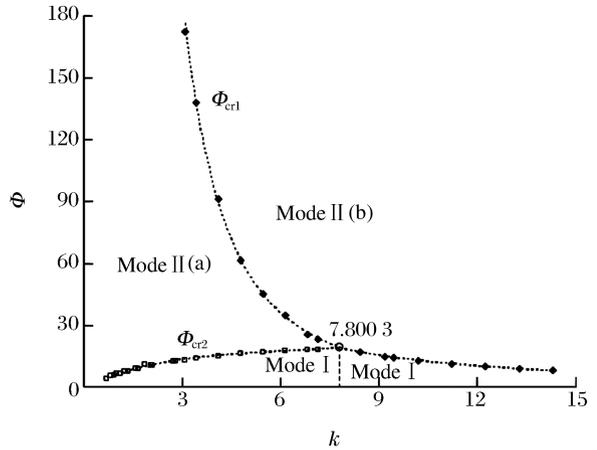


图 9 临界失效条件

Fig. 9 Critical failure condition

5 抗爆加筋板结构的优化设计

工程实际中, 通常要求抗爆加筋板结构在爆炸载荷作用下不产生破损, 并使发生的塑性变形最小, 此外由于结构使用者承载能力的限制, 通常还要求结构质量最小。即要求抗爆加筋板结构在质量最小的情况下, 不发生模式 II 失效, 并使结构的最大塑性变形最小。

由(6)式和(7)式可知, 加筋板发生模式 II 失效的临界量纲一冲击载荷

$$\Phi_{cr} = \begin{cases} \Phi_{cr1} & k \leq 7.8003 \\ \Phi_{cr2} & 7.8003 < k < 15 \end{cases} \quad (8)$$

由(8)式可知, 当 $k = 7.8003$ 时, $\Phi_{cr} = 19.1308$, 达到最大值, 即加筋板产生破损的临界载荷最大, 抗爆性能最强。由于抗爆加筋板结构质量最小, 即单位抗爆面积、单位比冲量下加筋板结构质量最小, 此外加筋板结构的质量还与材料的比强度有关, 因此取加筋板的量纲一质量

$$m = \frac{\rho(2aH + bh)l\sqrt{\sigma_0/\rho}}{2Ial} = \left(\frac{a\sqrt{\rho\sigma_0}}{\Phi_{cr}I} \right)^{0.5} \quad (9)$$

根据(8)、(9)式, 当加筋板材料和抗爆面积(即加强筋间距 a 和跨长 l) 确定后, 一定冲击载荷下, 当 Φ_{cr} 达到最大值时, m 最小。此时

$$\Phi_{cr} = \frac{Ia}{H_c^2 \sqrt{\rho\sigma_0}} = 19.1308, \quad k = \frac{bh^2}{lH^2} = 7.8003, \quad m = \left(\frac{a\sqrt{\rho\sigma_0}}{19.1308I} \right)^{0.5} \quad (10)$$

根据(4)、(5)式, 加强筋跨中量纲一挠度 $\delta_b = 2.1793$, 加筋板最大无量纲挠度 $\delta_{max} = 5.7362$ 。

因此, 任意确定 b 、 h 、 H 三个变量中的一个(工程实际中通常有的变量是确定的), 根据(10)式即可求得所有变量的值。

对于一般的加筋板(包括多根加筋的加筋板), 通过数值模拟或模型实验都可以求得由发生塑性大变形(失效模式 I)到发生破损(失效模式 II)的临界条件(量纲一载荷及加强筋的相对刚度), 从而求得加筋板抗爆性能最强时各加强筋的相对刚度以及发生破损的临界失效载荷, 当加筋板材料和抗爆面积确定后, 一定的冲击载荷下, 即可确定抗爆性能最强时加筋板的质量与各加强筋横截面尺寸及加筋间距的关系, 在一定的已知条件下, 求得抗爆性能最强时, 加筋板的最小质量, 从而实现对抗爆加筋板结构进行优化设计。

6 结 论

通过对爆炸载荷下具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板的有限元模拟, 探讨了抗爆加筋板结构优化

设计方法,分析了加筋板的失效模式以及加强筋相对刚度和冲击载荷强度对加筋板失效模式的影响,得到了失效模式 I 下加强筋最大挠度和加筋板最大挠度的近似计算公式,提出了单根加筋板的两种失效模式间的临界转化条件,并对具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板抗爆结构进行了优化设计。

(1) 与固支矩形板的失效类似,随着冲击载荷的增强,具有 1 根加强筋的固支矩形加筋板也有 3 种失效模式:塑性大变形(模式 I),拉伸失效(模式 II)和剪切失效(模式 III)。其中,根据加强筋相对刚度的不同,模式 I 有 3 种不同的变形模态;根据加筋板上首先发生破坏位置的不同,加筋板的失效模式 II 又可分为:模式 II(a)——加强筋固支端首先发生失效,随后面板在加强筋固支端发生撕裂,并沿边界向两边扩展;和模式 II(b)——加筋板首先在面板上沿加强筋发生撕裂,并沿加强筋向两边扩展。

(2) 对于失效模式 I,加强筋相对刚度与加强筋最大量纲一挠度之积 $k\delta_b$ 随量纲一冲击载荷 Φ 的增大近似呈平方关系增大,而加筋板最大量纲一挠度 δ_{\max} 随 Φ 近似呈线性增大。

(3) 由发生塑性大变形(失效模式 I)到发生失效模式 II(a)的量纲一临界载荷 Φ_{cr1} 随加强筋的相对刚度 k 的增大而增强,而由发生塑性大变形(失效模式 I)到发生失效模式 II(b)以及由发生失效模式 II(a)到发生失效模式 II(b)的量纲一临界载荷 Φ_{cr2} 则随 k 的增加呈幂指数关系迅速减小。

(4) 当加强筋相对刚度 $k=7.8003$ 时,加筋板产生破损的临界载荷最大, $\Phi_{cr}=19.1308$,即抗爆性能最强。

(5) 通过数值模拟或模型实验可以求得任意加筋板结构由发生塑性大变形到发生破损的临界条件,从而确定满足抗爆性能最强时加筋板的质量与加强筋横截面尺寸及加筋间距间的关系,实现对抗爆加筋板结构进行优化设计。

参考文献:

- [1] Nurick G N, Martin J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—A review. Part I: Theoretical considerations[J]. International Journal of Impact Engineering, 1989,8(2):159-169.
- [2] Nurick G N, Martin J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—A review. Part II: Experimental studies[J]. International Journal of Impact Engineering, 1989,8(2):171-186.
- [3] Slater J E, Houlston R, Ritze D V. Air blast studies on naval steel panels, final report[R]. Task DMEM-53, Defence Research Establishment Suffield Report No. 505, Ralston, Alberta, Canada, 1990.
- [4] Houlston R, Slater J E. A summary of experimental results on square plates and stiffened panels subjected to air-blast loading[C]//Presented at the 57 Shock and Vibration Symposium. New Orleans, Louisiana, USA, 1986,14-16.
- [5] 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, ZHEN 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.
- [6] 刘土光,唐文勇. 加筋板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 Tu-guang, TANG Wen-yong. Dynamic Response analysis of rigid perfectly plastic clamped square plates with stiffener subjected to blast loading[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology, 1996,24(1):106-109.
- [7] 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.
- [8] Menkes S B, Opat H J. Tearing and shear failures in explosively loaded clamped beams[J]. Experimental Mechanics, 1973,13(11):480-486.
- [9] 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.
- [10] Olson M D, Fagnan J R, Nurick G N. Deformation and rupture of blast loaded square plates—predictions and ex-

- periments[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1993,12(2):279-291.
- [11] Nurick G N, Shave G C. Deformation and tearing of thin square plates subjected to impulsive loads[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996,18(1):99-116.
- [12] Rudrapatna N S, Vaziri R, Olson M D. Deformation and failure of blast-loaded square plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999,22(4):449-467.
- [13] 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.
- [14] 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.
- [15] 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(2):85-111.
- [16] 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.

Study on failure mode of stiffened plate and optimized design of structure subjected to blast load

HOU Hai-liang^{*}, ZHU Xi, GU Mei-bang

(1. *College of Naval Architecture and power, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, Hubei, China;*

2. *Naval Representative Office Stationed at 426 Factory, Dalian 116000, Liaoning, China*)

Abstract: In order to explore an optimization design method to design explosion protection stiffened plates, finite element modeling was carried out to simulate the response of clamped rectangle single stiffened plates subjected to blast load. Failure modes of the stiffened plates were analyzed. The influence of relative rigidity and intensity of the blast load was studied. The 3 types deformation modes of failure mode I and 2 types of sub-failure mode of failure mode II were put forward. The approximate formula to predict the largest deflection of stiffener and the stiffened plates and the criteria of the 2 failure modes were proposed. At last, the optimization design of single stiffened plates subjected to blast load was performed. The results show that it is feasible to optimize the structure of explosion protection stiffened plates, when the critical conditions of transformation from large plastic deformation (failure mode I) to breakage damage (failure mode II) are acquired by numerical simulation or experiment. The relationship between the mass of stiffened plates and the dimension and space of the stiffeners can be derived from these critical conditions, under the condition that the explosion protection capability of the stiffened plate is best. Thereby the optimization design of explosion protection stiffened plates can be achieved.

Key words: solid mechanics; failure mode; finite element method; stiffened plate; blast load

* Corresponding author: HOU Hai-liang
E-mail address: hou9611104@163.com
Telephone: 86-27-83443120-805