

doi:10.3969/j.issn.2095-0411.2019.01.004

冲击载荷作用下固支方板临界撕裂判据及 极限吸能分析

陈嘉伟^{1,2}, 孔祥韶¹, 倪其军²

(1. 武汉理工大学 交通学院, 湖北 武汉 430063; 2. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082)

摘要:以固支方板为研究对象,依据 Q235 钢断裂力学性能试验,拟合了断裂应变与应力三轴度之间的关系。随后对固支板极限耗能及失效判据进行理论分析,在基于大变形膜应力耗能条件下推导了固支板在冲击载荷作用下的塑性极限耗能,得出极限吸能与破坏应变的函数关系。借助仿真手段,对固支板边界撕裂处应力三轴度进行分析,从而确定材料的极限断裂应变,在工程应用方面有较大改进。证实了基于应力三轴度损伤的失效准则能较好预测固支板在冲击载荷作用下的失效毁伤模式。

关键词:固支板;极限吸能;应力三轴度;冲击载荷;失效模型

中图分类号:O 389

文献标志码:A

文章编号:2095-0411(2019)01-0021-07

Tearing Failures and Ultimate Energy Absorption Analysis of Clamped Square Plates Subjected to Impulsive Loading

CHEN Jiawei^{1,2}, KONG Xiangshao¹, NI Qijun²

(1. School of Transportation, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, China; 2. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China)

Abstract: The clamped square plates are taken as the object of study, the relation between the fracture strain and the stress triaxiality is fitted according to the test of fracture mechanics property of Q235 steel. Then the analysis is made on the tearing failures and ultimate energy absorption of clamped square plates, the plastic ultimate energy dissipation is derived based on large deformation of membrane stress absorption, and the function between ultimate energy absorption and failure strain is established. With the aid of simulation method, the ultimate fracture strain of the material is determined from triaxiality of the boundary tearing elements, which is greatly improved in engineering applications. It is proved that the stress triaxiality failure criteria can predict the failure damage model of

收稿日期:2018-09-20。

基金项目:国家重点研发计划(2016YFC0301000)。

作者简介:陈嘉伟(1990—),男,江苏宜兴人,博士生,工程师。E-mail:chenjiawei44@126.com

引用本文:陈嘉伟,孔祥韶,倪其军. 冲击载荷作用下固支方板临界撕裂判据及极限吸能分析[J]. 常州大学学报(自然科学版), 2019, 31(1): 21-27.

clamped square plates subjected to impulsive loading well.

Key words: clamped square plates; ultimate energy absorption; stress triaxiality; impulsive loading; failure model

水面舰船在执行作战期间难免会遭受来自水上导弹、水下鱼雷、水雷等各种武器的攻击,造成舰船结构破损撕裂甚至浸水,严重影响舰船的生命力和战斗力。舰船结构主要由加筋板或者平板组成,因此冲击载荷作用下甲板、平板动态响应及撕裂问题一直受到舰船抗爆抗冲击工程界的广泛关注^[1-4]。在试验方面, Menkes 和 Opat^[1]通过对固支铝质梁的试验研究,最早提出了固支梁在均匀爆炸载荷下存在的 3 种变形失效模式:塑性大变形、固支边界拉伸撕裂以及固支边界剪切失效。随后, Nurick^[2] 等对均布载荷作用下的固支薄板金属板圆板的变形失效研究中,也观察到了类似的变形失效模式。Olson^[3] 等通过均布爆炸载荷作用下固支方板变形失效的试验和数值仿真研究中,发现均布爆炸载荷下固支薄板也存在类似于梁和圆板的 3 种变形失效模式。在理论推导方面,刘土光等^[4] 基于刚塑性理论,采用能量方法分析了固支十字加筋板在爆炸载荷下的响应。黄震球等^[5] 进一步分析了爆炸载荷固支十字加筋方板的大挠度塑性动响应,给出了各种可能运动模式及相应的判别条件。吴有生等^[6] 在考虑大变形时的应变关系和中面膜力的情况下,利用能量法给出了爆炸载荷下单向多根加筋板塑性变形及破损的理论计算公式。朱锡等^[7-8] 通过开展固支方板、加筋板爆炸试验,依据单方向拉伸或者双方向拉伸假设,根据试验测量的裂纹减薄率来计算方板的临界失效应变,并在数值仿真中作为断裂应变来进行计算。从现有国内外研究进展来看,加筋板、平板在冲击载荷作用下的失效模式现阶段基本认同,但是对于各模式之间的判据通常仅以简单的等效塑性应变给出,未计及应力状态对失效判据的影响分析。

本文将以简单固支方板为研究对象,依据前期课题组开展的方板材料断裂力学性能试验为依据^[9], 基于应力三轴度损伤模式下对固支方板的临界撕裂判据、极限吸能进行分析。

1 Q235 钢断裂力学性能试验

材料失效断裂是一种具有复杂的物理力学机制的现象。对于材料的失效,学者们提出了诸如 Cochran-Banner, Davison-Stevens 等断裂准则。其中, J-C 损伤失效准则是在金属材料中应用较广的失效准则。该失效准则考虑了应力三轴度、应变率和温度效应。其定义单元的损伤为^[7]

$$D = \frac{\Delta \epsilon_p}{\epsilon_f} \quad (1)$$

式中: D 为损伤参数, $D = 0 \sim 1$, 初始时 $D = 0$, 当 $D = 1$ 时材料失效; $\Delta \epsilon_p$ 为一个时间步的塑性应变增量; ϵ_f 为当前时间步的应力状态、应变率和温度下的破坏应变。破坏应变 ϵ_f 的表达式为

$$\epsilon_f = (D_1 + D_2 e^{(D_3 \sigma^*)}) (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (2)$$

式中: D_1, D_2, D_3, D_4 和 D_5 为材料参数; $\sigma^* = p/\sigma_{\text{eff}} = -\sigma_{\text{kk}}/\sigma_{\text{eff}} = -R_\sigma$, p 为压力, σ_{eff} 为等效应力, R_σ 为应力三轴度; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ 为无量纲塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考塑性应变率; $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$ 为无量纲温度, T_r 为参考温度(室温), T_m 为材料的熔化温度。本文暂不考虑应变率、温度效应对失效应变的影响。

应力三轴度的定义^[9] 为

$$R_\sigma = \sigma_m/\sigma_{\text{eff}} \quad (3)$$

式中: $\sigma_m = \frac{1}{3}\sigma_{\text{kk}} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ 为平均应力, $\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}$ 为等效应力。

缺口试件应力三轴度计算公式为

$$R_s = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (4)$$

式中: a 为试件半径, R 为缺口半径。

本课题组成员孔祥韶^[9]通过 Q235 依次开展光滑圆棒、缺口试件的拉伸试验,见表 1,获取了材料在应力三轴度区间 $[0.33, 1.25]$ 的失效判据。

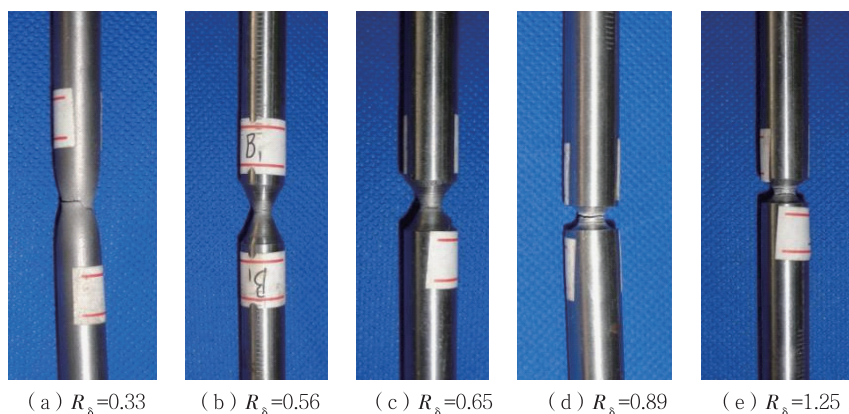


图 1 拉伸试件应力三轴度示意

根据实验数据,对其进行拟合。图 2 为 Q235 材料断裂应变与应力三轴度之间的关系,拟合后 $D_1=0.38, D_2=1.47, D_3=2.58$ 。

2 模型计算与分析

2.1 计算模型

本文的计算模型如图 3 所示,板尺寸长 \times 宽为 $350\text{ mm} \times 250\text{ mm}$,厚度为 3 mm ,采用 solid 进行网格划分,网格尺寸为 1.5 mm ,材料为 Q235 钢,方板四周固支,载荷为压力-时程曲线。材料本构模型采用 J-C 强度模型,参数详见文献[9],失效模型为仅考虑应力三轴度影响的 J-C 失效模型,即 $D_1=0.38, D_2=1.47, D_3=2.58$ 。

2.2 固支板动态响应分析

对固支板施加三角形脉冲压力载荷,峰值依次为 $5, 7.5, 10\text{ MPa}$,作用时间为 2 ms 。图 4 依次表示的是不同脉冲峰值压力下固支板位移场变形模式示意图,当峰值压力为 $5, 7.5\text{ MPa}$ 时,固支四周并未出现撕裂,板变形模式基本为双曲线模式隆起变形;而当峰值压力为 10 MPa 时,固支板长边约出现一条 200 mm 裂缝,如图 4(c)所示。

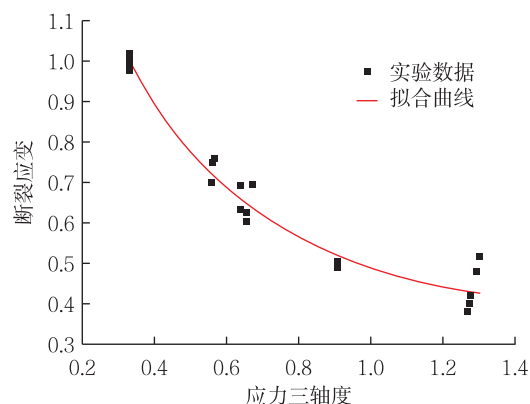


图 2 断裂应变与应力三轴度的关系

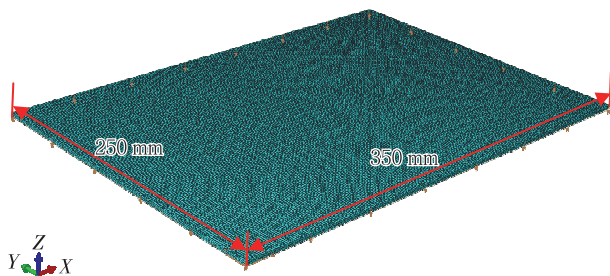


图 3 固支板计算模型示意图

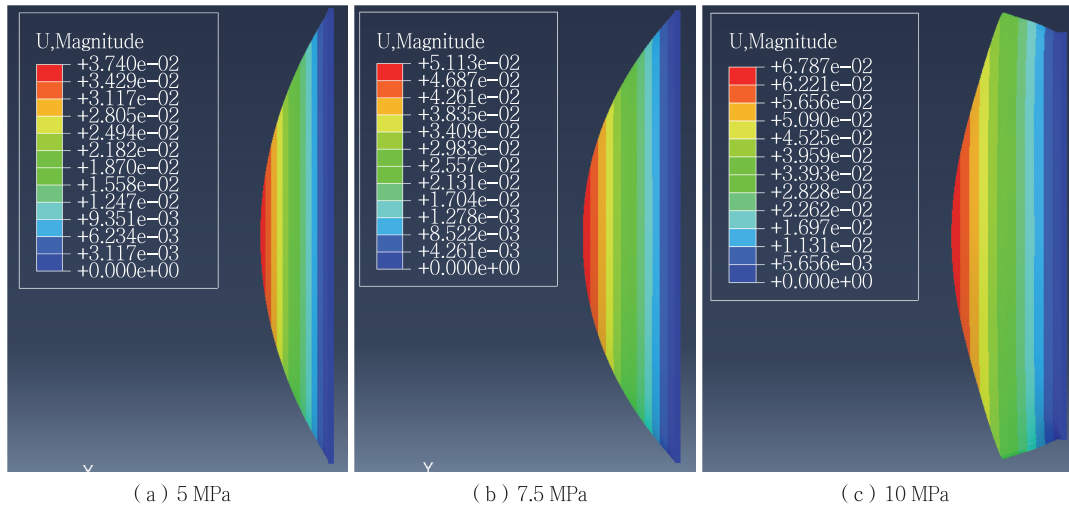


图 4 固支板最终位移变形模式示意图

2.3 固支板极限耗能理论计算

塑性大变形是固支板在冲击载荷作用下重要的变形模式,当板中心点位移小于短边跨距的 0.5% 时,此时弯曲变形能为主要变形能;当板中心点最大变形量大于短边跨距的 10% 时,此时膜力耗能为主要变形能^[6]。板极限耗能是指板在破坏之前所能吸收的最多的塑性变形能,该指标直接体现结构或者材料的抗爆性能。

通常固支板在冲击载荷下的最终变形模式可假设为

$$w = w_0 \cos \frac{\pi x}{2a} \cos \frac{\pi y}{2b} \quad (5)$$

式中: w_0 为方板中心最终位移; a 和 b 分别表示方板长边与短边的半长。

根据薄板的几何方程^[7]可知:

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (6)$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] - z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (7)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} - 2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (8)$$

由于载荷为横向载荷,发生大变形时, x, y 方向的位移 u, v 相对于 z 方向的位移 w 可以忽略,因此,可进一步简化为:

$$\epsilon_x = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (9)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 - z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (10)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} - 2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (11)$$

其中 ϵ_x, ϵ_y 中第一项为拉伸应变,第二项为弯曲应变,固支板的变形能可表示为

$$U_p = \int_{-h/2}^{h/2} \int_{-b}^b \int_{-a}^a (\sigma_d \epsilon_x + \sigma_d \epsilon_y + \tau_d \gamma_{xy}) dx dy dz \quad (12)$$

式中: σ_d 为动态屈服极限; τ_d 为动态剪切强度。对于一般的钢材, 满足 Mises 屈服条件, 此时 $\tau_d = \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_d$ 。

对式(12)进一步整合, U_p 可分为弯曲能量 E_1 和拉伸能量 E_2 , 其表达式为:

$$E_1 = 2\left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a} + \frac{1}{2}\right)\omega_0\sigma_d t^2 - \frac{2}{9}\pi^2\left(\frac{a}{b^3} + \frac{b}{a^3}\right)\omega_0^3\sigma_d t^2 \quad (13)$$

$$E_2 = \left(\frac{\pi^2}{8}\left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a}\right) + \frac{1}{2}\right)\omega_0^2\sigma_d t \quad (14)$$

假设 x 方向为短边, 根据式(9)可知

$$\epsilon_x = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \approx \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (15)$$

假设当 $\epsilon_x = \epsilon_f$ 时, 板边界开始撕裂, 此时吸能达到最大。即

$$\frac{1}{2}\left(\frac{\pi\omega_0}{2a}\right)^2 = \epsilon_f \quad (16)$$

可得

$$\frac{\omega_0}{2a} = \frac{\sqrt{2\epsilon_f}}{\pi}$$

因此板的极限吸能可表示为

$$W_{ix} = \left(\pi^2\left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a}\right) + 4\right)\epsilon_f\sigma_d t \left(\frac{a}{\pi}\right)^2 \quad (17)$$

由此可知要想确定板的极限吸能, 需要确定 ϵ_f 取值。

2.4 断裂极限应变确定

极限断裂应变的确定在冲击工程界是个难点问题, Rudrapatna^[10] 针对固支板拉伸撕裂毁伤模式, 提出了板塑性大变形和板边界拉伸撕裂的失效判据为

$$f = \left| \frac{\epsilon_e}{\epsilon_{rup}} \right| + \left| \frac{\tau_e}{\tau_{rup}} \right| \quad (18)$$

式(18)具有一定的科学性, 但是对于极限断裂应变 ϵ_{rup} , τ_{rup} 取值, 现有工程研究人员取值却很随意。

本文主要以开展的固支板材料 Q235 钢断裂力学性能试验为基础, 建立不同应力三轴度下材料断裂应变关系。而后借助数值仿真手段对固支板边界撕裂处应力三轴度进行分析, 进而建立起基于应力三轴度损伤的材料极限断裂应变确定方法。为此, 在图 2 模型的长边边界撕裂处取 4 个应力监测点, 分别为 33066 单元、35070 单元、37074 单元和 39078 单元, 各点之间等距离间隔 9 mm, 如图 5 所示。

考虑到前文对固支板施加 10 MPa 的脉冲压力载荷时板边界出现长约 200 mm 裂缝, 为进一步寻求板临界撕裂状态, 对固支板依次 8, 9 MPa 脉冲压力载荷, 图 8 中虚线处为图 4 监测点所在区域。

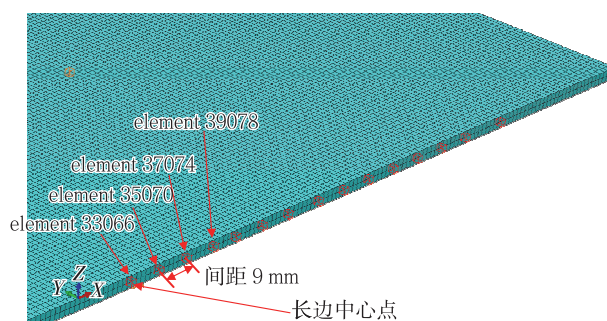


图 5 固支板长边边界处单元取点示意图

结合图 6~图 11 可知,在脉冲载荷作用期间(0~2 ms),虽然固支承受脉冲压力峰值不一致,但单元应力三轴度变化趋势基本一致。在图 8 中可以明显看到单元开始发生撕裂现象。图 11 表示的是 10 MPa 脉冲载荷下单元应力三轴度变化趋势,当 $t=1.1$ ms 时,4 个典型单元集体发生失效,此时单元的应力三轴度为 0.76。因此针对本模型中固支板极限断裂应变可取应力三轴度 0.76 所对应的失效应变,即

$$\epsilon_{fs} = 0.38 + 1.47 \times \exp(-0.76 \times 2.58) = 0.58 \tag{19}$$

进而可求出固支板极限耗能。

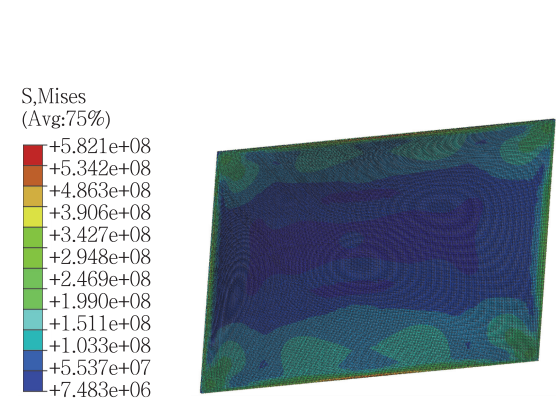


图 6 8 MPa 载荷作用下固支板等效应力分布

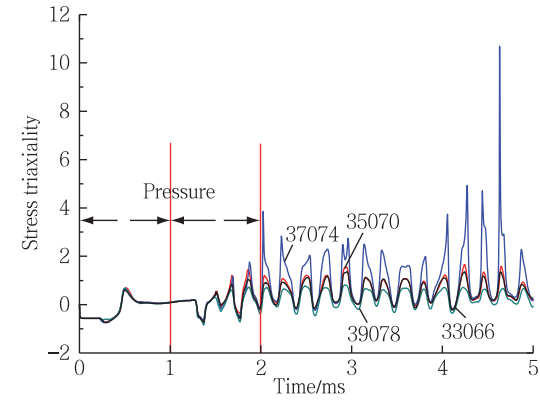


图 7 8 MPa 载荷作用下典型单元应力三轴度示意图

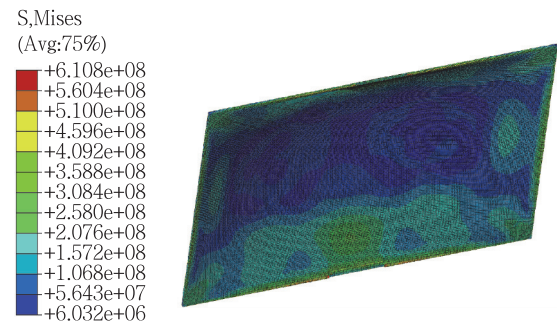


图 8 9 MPa 载荷作用下固支板等效应力分布

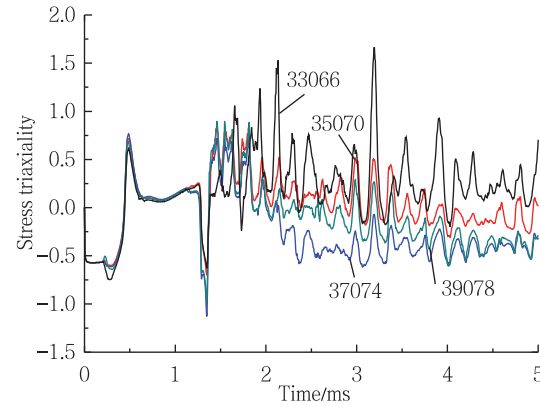


图 9 9 MPa 载荷作用下典型单元应力三轴度示意图

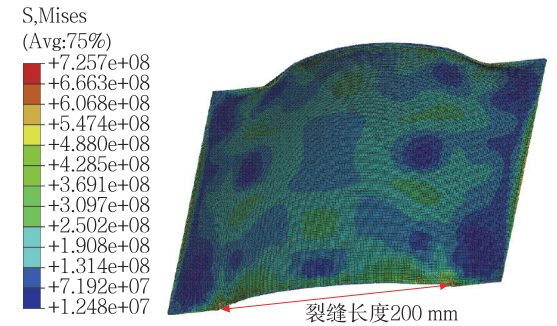


图 10 10 MPa 载荷作用下固支板等效应力分布

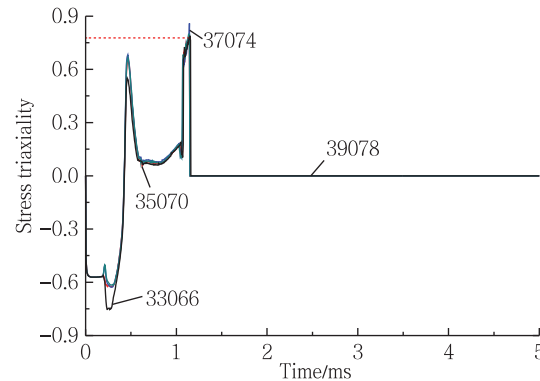


图 11 10 MPa 载荷作用下典型单元应力三轴度示意图

3 结 论

以固支方板为研究对象,依据开展的 Q235 钢断裂力学性能试验,对固支板极限耗能及失效判据进行理论推导与深层次分析,得出如下结论:

- 1) 基于应力三轴度损伤的失效准则能较好预测固支板在冲击载荷作用下的失效毁伤模式;
- 2) 基于大变形膜应力耗能条件下推导了固支板在冲击载荷作用下的塑性极限耗能;
- 3) 借助仿真手段,从边界撕裂单元的引起三轴度角度出发确定了材料的极限断裂应变,在工程应用方面有较大改进。

参考文献:

- [1] MENKES S B, OPAT H J. Tearing and shear failures in explosively loaded clamped beams[J]. Exp Mech, 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] OLSON M D, NURICK G N, FAGNAN J R. Deformation and rupture of blast loaded square plates-predictions and experiments[J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 13(2): 279-291.
- [4] 刘土光, 胡要武, 郑际嘉. 固支加筋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.
- [5] 黄震球. 固支加筋板的大挠度塑性动力响应[J]. 固体力学学报, 1995, 16(1): 7-12.
- [6] 吴有生, 彭兴宇, 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.
- [7] 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.
- [8] 牟金磊, 朱锡, 张振华, 等. 水下爆炸载荷作用下加筋板变形及开裂试验研究[J]. 振动与冲击, 2008, 27(1): 57-60.
- [9] 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.
- [10] RUDRAPATNA N S, VAZIRI R, OLSON M D. Deformation and failure of blast-loaded square plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22(5): 457-474.

(责任编辑: 李艳)