

兵工学报
Acta Armamentarii
ISSN 1000-1093, CN 11-2176/TJ

《兵工学报》网络首发论文

题目： 泡沫子弹冲击下预制圆孔 Q235 钢板的动态响应与破坏机理
作者： 韩佳彤, 王昕, 张磊, 李振, 王鹏飞, 赵振宇, 卢天健
收稿日期： 2023-04-20
网络首发日期： 2023-08-16
引用格式： 韩佳彤, 王昕, 张磊, 李振, 王鹏飞, 赵振宇, 卢天健. 泡沫子弹冲击下预制圆孔 Q235 钢板的动态响应与破坏机理[J/OL]. 兵工学报.
<https://link.cnki.net/urlid/11.2176.TJ.20230815.1826.006>



网络首发：在编辑部工作流程中，稿件从录用到出版要经历录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿等阶段。录用定稿指内容已经确定，且通过同行评议、主编终审同意刊用的稿件。排版定稿指录用定稿按照期刊特定版式（包括网络呈现版式）排版后的稿件，可暂不确定出版年、卷、期和页码。整期汇编定稿指出版年、卷、期、页码均已确定的印刷或数字出版的整期汇编稿件。录用定稿网络首发稿件内容必须符合《出版管理条例》和《期刊出版管理规定》的有关规定；学术研究成果具有创新性、科学性和先进性，符合编辑部对刊文的录用要求，不存在学术不端行为及其他侵权行为；稿件内容应基本符合国家有关书刊编辑、出版的技术标准，正确使用和统一规范语言文字、符号、数字、外文字母、法定计量单位及地图标注等。为确保录用定稿网络首发的严肃性，录用定稿一经发布，不得修改论文题目、作者、机构名称和学术内容，只可基于编辑规范进行少量文字的修改。

出版确认：纸质期刊编辑部通过与《中国学术期刊（光盘版）》电子杂志社有限公司签约，在《中国学术期刊（网络版）》出版传播平台上创办与纸质期刊内容一致的网络版，以单篇或整期出版形式，在印刷出版之前刊发论文的录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿。因为《中国学术期刊（网络版）》是国家新闻出版广电总局批准的网络连续型出版物（ISSN 2096-4188, CN 11-6037/Z），所以签约期刊的网络版上网络首发论文视为正式出版。

DOI: 10.12382/bgxb.2023.0359



泡沫子弹冲击下预制圆孔 Q235 钢板的动态响应 与破坏机理

韩佳彤¹, 王昕^{2*}, 张磊³, 李振², 王鹏飞², 赵振宇¹, 卢天健¹

(1. 南京航空航天大学 航空航天结构力学及控制全国重点实验室, 江苏 南京 210016; 2. 中国航天科技创新研究院 先进材料与能源中心, 北京 100176; 3. 海军研究院, 北京 100161)

摘要: 为评估带壳装药产生的爆炸冲击波和高速破片联合作用的毁伤效应, 针对泡沫铝子弹冲击预制圆孔 Q235 钢板开展了数值模拟研究。采用实验结果验证数值计算的准确性, 并系统分析靶板的动态变形、破坏模式、孔周位移等力学响应; 基于描述应力状态的应力三轴度与 Lode 参数, 揭示预制圆孔引发靶板孔周撕裂破坏的力学机理, 厘清圆孔直径及板厚对结构抗毁伤性能的影响规律。研究表明: 预制圆孔显著降低了结构的抗毁伤性能; 随着孔径增大或板厚减小, 靶板的孔周位移上升, 引发撕裂破坏的临界载荷相应下降。

关键词: 预制孔板; 动态响应; 失效机理; 应力状态; 有限元模拟

中图分类号: O383.3

文献标识码: A

文章编号: 1000-1093(202x)xx-xx-xxx

Dynamic Response and Failure Mechanisms of Pre-holed Q235 Steel Plates Under Foam Projectile Impact

HAN Jiatong¹, WANG Xin^{2*}, ZHANG Lei³, LI Zhen², WANG Pengfei², ZHAO Zhenyu¹, LU Tianjian¹

(1. State Key Laboratory of Mechanics and Control for Aerospace Structures, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, Jiangsu, China; 2. Advanced Materials and Energy Center, China Academy of Aerospace Science and Innovation, Beijing 100176, China; 3. Naval Research Academy, Beijing 100161, China)

Abstract: To assess the structural damage caused by combined blast and fragment loading upon detonation of cased explosives, a numerical investigation is performed on pre-holed Q235 steel plates subjected to foam projectile impact. Validity of the numerical model is checked against experimental measurements. The validated model is then employed to investigate the dynamic response, deformation/failure modes and hole-edge deflection of the pre-holed plate. Physical mechanisms underlying tearing failure initiated around the pre-hole are interrogated using the stress triaxiality and Lode parameter. The influences of hole diameter and plate thickness on the impact resistance and failure mechanism are also quantified. Results show that the presence of a pre-formed hole significantly curtails the impact resistance of the steel plate: With increasing hole diameter or decreasing plate thickness, the hole-edge deflection of the steel plate grows, while the projectile momentum causing tearing failure drops.

Keywords: pre-holed plate; dynamic response; failure mechanism; stress state; numerical simulation

0 引言

作为现代海战中士兵作战和物资存储的主要载体, 大型水面舰船遭遇鱼雷、导弹等反舰武器的攻击会产生严重的结构毁伤与人员伤亡, 瞬间影响战场局势^[1]。例如, 2022 年俄乌战争中, “莫斯科”号巡洋舰受到“海王星”反舰导弹打击后, 弹药舱爆炸、结构严重受损并引发次生火灾, 随后失去稳定性并在风浪中沉没。虽然俄乌双方对“莫斯科”

号巡洋舰的殉爆沉没的真实原因各执一词^[2], 但是该事件无疑再次给世界各国海军敲响了警钟: 除了进一步提升舰船的作战攻击力, 还需增强其对反舰武器的防御能力, 尤其是遭受敌方攻击后的战场生存能力。在这一背景下, 以美军为首的外军开展了大量的基础和应用研究^[3]。例如, 2021 年, 美国对“福特”号航母开展了水下非接触式爆炸试验, 旨在测试船体结构对水下爆炸载荷的防护性能, 检验舰载设备和系统在遭受冲击后的运行状况^[4-5]。目前,

收稿日期: 2023-04-20

*通信作者邮箱: wxtj_9449@163.com

伴随着炸药种类的丰富和破坏威力的增大, 如何进一步改善防御措施, 确保舰船在遭受外部打击时能够继续执行任务并保持战斗力, 同时保障作战人员的生命安全, 是一个具有迫切军事需求的研究热点[6-7]。

深入理解反舰武器的毁伤效应是设计与改进防护措施的基础。鱼雷、导弹等反舰武器击中船体发生爆炸后, 主要产生爆炸冲击波、高速破片群等毁伤元^[1]。目前, 水面舰船舱室主要由钢制薄板加筋结构组成, 而单一冲击波和高速破片对金属靶板的毁伤机理各不相同, 且实践证明两者同时作用会产生更大的破坏威力^[8]。有鉴于此, 亟需开展爆炸冲击波和高速破片联合毁伤效应及金属薄板失效机理研究。在实验层面, 研究该科学问题的手段可大致分为两类:

1) 改变爆炸物的种类, 该方法将爆炸冲击波和高速破片群毁伤元耦合研究。如: 缩比带壳装药、预置破片装药等。李茂等^[9-10]将破片贴于炸药底部, 通过改变装药高度、装药密度、破片质量与破片面积, 调控冲击波强弱、破片初始动能以及两者抵达靶板的时空顺序, 并通过有限元分析了联合载荷作用下的钢板变形失效过程。基于同样的实验手段, 侯海量等^[11]研究了联合载荷对夹芯复合舱壁结构的毁伤效应, 探明了金属面板和抗弹复材的典型破坏模式, 并阐述了防护机理与设计方法。为揭示爆炸波与破片的耦合作用机制, 陈长海等^[12]建立了两者耦合作用区间的理论模型, 通过实例验证模型预测的准确性后, 讨论了耦合区间随战斗部装填系数、装药爆速、壳体厚度、能量分配、装药爆热、破片质量及破片形状的变化规律。孔祥韶等^[13]采用光滑粒子法, 对有端部封盖的带壳装药爆炸后外壳的自然碎裂过程进行了数值模拟, 探究了壳体产生的破片空间分布及速度特性, 厘清了破片尺寸的影响因素, 并将破片的速度分布与实验结果进行了对比验证。

2) 改变靶板的种类, 以解耦分离爆炸冲击波和高速破片群的毁伤效应。该方法建立于 Li 等^[14]有关到达时序的研究基础上, 在带壳装药小爆距时, 爆炸冲击波较高速破片群先抵达, 可使用预变形靶板研究; 在大爆距时相反, 可使用预制孔靶板研究。以预制孔靶板的方法为例, 蒋建伟等^[15]为了探明预制孔尺寸及个数对预制孔靶板中心点挠度的影响, 建立了爆炸载荷下预制孔靶板的仿真模型, 以无孔板挠度计算公式和数值模拟为基础, 通过拟合方法获得了不同孔数、孔径情况下靶板中心点挠度的经验公式, 并实验验证了所建立公式的准确性。Zhang

等^[16]基于有限元计算, 研究了预制孔对封闭舱室内爆炸载荷下固支方板变形过程的作用机制, 准确预测了靶板变形响应与裂纹扩展过程, 梳理了冲击波在舱室内的传播规律, 并阐释了应力三轴度影响裂纹扩展路径的力学机理。Granum 等^[17]以十字形预制孔铝板为研究对象, 进行了激波管冲击实验和有限元仿真, 分析了预制孔板的位移、裂纹扩展和破坏模式, 通过改变预制孔的方向、数量以及靶板材料特性(如: 强度、延展性), 查明了材料属性与孔形貌对预制孔靶板抗爆性能的影响规律。类似地, Aune 等^[18]采用激波管加载的实验方法, 研究了预制孔钢板的防爆能力, 通过改变脉冲载荷强度, 观测了塑性鼓包变形和沿对角线撕裂两种失效模式的演化过程。基于六组不同载荷强度的激波管测试, Elveli 等^[19]研究了带有方形、十字形预制孔薄钢板的变形和断裂过程, 重点分析了材料属性(如: 强度、加工硬化、延展性)和预制孔特性(如: 数量、空间分布、形状)对抗爆性能的调控机制。

综上, 两种实验手段真实可行, 但成本过高不利于设计性实验的开展, 无法有效观测冲击波与破片的耦合作用及其对防护结构的联合毁伤过程, 从而限制了对联合毁伤机理的深刻刻画。

为解决这一难题, Yu 等^[14]受 Fleck^[20](即采用闭孔泡沫铝弹丸冲击模拟爆炸冲击波载荷)研究结果的启发, 提出一种全新的实验手段, 即: 在泡沫铝弹丸中预先置入破片, 以此模拟冲击波和单个破片的联合载荷, 并将该复合弹丸用于击打靶板。实验结果显示, 这种加载技术可有效模拟冲击波与单个破片冲击的联合作用。进一步结合高速摄影与动态 DIC, 开展了联合毁伤效应及机理的深入探索, 并通过改变破片弹丸的埋藏深度, 实现了两种载荷的不同耦合效应^[14]。文献[21]进一步聚焦复合泡沫铝弹丸中预置破片侵彻靶板的过程, 采用基于细观胞元的泡沫铝建模方法, 阐明了冲击波引起的靶板预变形对其抗侵彻性能的影响规律, 研究结果表明: 预变形通过改变破片-靶板系统的能量耗散机制, 提升了靶板的抗侵彻能力。然而, 上述研究仅考虑了冲击波先于破片抵达靶板的工况, 适合于模拟近场带壳装药爆炸。针对远场带壳装药爆炸, 文献[22]进一步考虑了破片先于冲击波抵达靶板的工况, 对比分析了两种实验技术(即: 复合泡沫子弹冲击无孔靶板与单一泡沫子弹冲击预制孔靶板)的差异与机理。研究结果显示, 相较于后者, 前者对靶板带来更大的毁伤效应, 虽然泡沫铝复合弹丸产生的压力脉冲载荷提升了靶板的弹道极限速度, 但破片冲击会导致弹孔周边出现明显的局部剪切和拉伸变形,

从而使得靶板在较低的冲击速度下出现撕裂破坏。

目前, 基于泡沫铝复合弹丸加载技术, 仅针对特定的破片与靶板开展了少量的实验和数值模拟研究, 联合载荷的毁伤效应与破片、靶板尺寸的相关性仍不明晰。为此, 本文以四边固支的 Q235 方板为研究对象, 将爆炸波和破片冲击的联合作用进行解耦处理, 即: 在靶板中心预制圆形弹孔, 利用单一泡沫铝弹丸对其进行撞击, 然后采用有限元软件对该工况进行数值模拟, 系统分析靶板的动态变形、破坏模式、抗毁伤能力等力学响应, 重点阐释孔径、板厚对靶板抗毁伤性能及力学机理的影响机制。

1 预制孔靶板有限元模型

1.1 模型描述

基于商业有限元软件 Abaqus/Explicit, 建立闭孔泡沫铝弹丸冲击预制圆孔 Q235 钢板的 1/2 对称数值计算模型, 如图 1 所示, 图中, v_f 为泡沫铝弹丸初始速度、 L_f 和 D_f 分别为泡沫铝弹丸的长度和直径、 L_p 和 h_p 分别为预制孔靶板的长度和厚度; d_f 为泡沫铝弹丸和靶板的预制圆孔直径。参考 Yu 等^[22]对网格参数的研究, 采用八节点三维六面体单元 (C3D8R) 对弹丸和靶板进行分区网格划分。对于四周固支的靶板, 在其中心区域内 (约 3 倍圆孔直径) 施加局部精细网格, 单元尺寸为 0.2 mm; 在中心区域外施加梯度网格, 单元尺寸由中心至边界依次为 0.2~2.0 mm。对于弹丸, 采用全局网格划分策略, 单元尺寸为 1 mm。如图 1 所示, 以圆孔直径为 10.8 mm、靶板厚度为 1 mm 的有限元模型为例, 其单元总数 356320, 节点总数 415198。

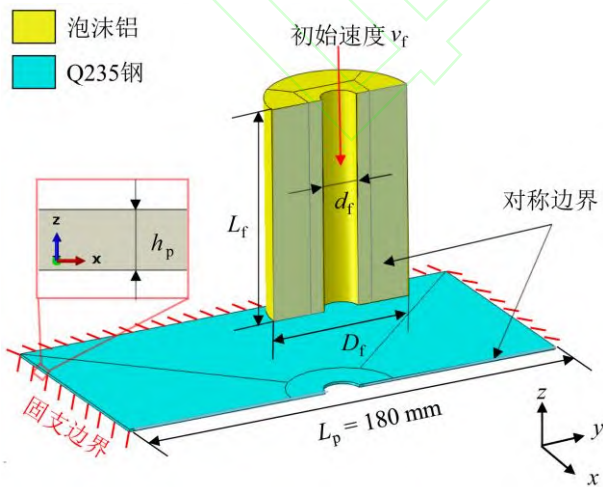


图 1 有限元计算模型

Fig. 1 FE simulation model

通过对弹丸施加不同的初速度, 改变其作用于靶板的脉冲载荷大小, 在二者之间添加 General contact 接触设置。由于该模型存在单元删减情况,

采用两个部件的所有单元作为 General contact 的接触对象, 以确保内部单元的相互接触, 提升计算的可靠性。为提升计算效率, 在弹丸与靶板的对称面上施加 Symmetry 约束。为实现靶板的四边固支工况, 约束其在边界处的所有平动与转动自由度。

1.2 材料模型

采用 Deshpande-Fleck (DF) 模型刻画闭孔泡沫铝弹丸的力学行为。DF 模型假设泡沫铝具有各向同性的屈服面, 即

$$\sigma_{eq} - Y = 0 \quad (1)$$

式中: σ_{eq} 为等效应力, 可写成与 von Mises 应力 σ_{vm} 、平均应力 σ_m 相关的表达式:

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{1 + (\alpha/3)^2} [\sigma_{vm}^2 + \alpha^2 \sigma_m^2] \quad (2)$$

式中: α 为屈服面形状参数; Y 为屈服应力。此外, 泡沫铝的塑性泊松比 ν_p 与参数 α 直接相关, 可写为

$$\nu_p = \frac{(1/2) - (\alpha/3)^2}{1 + (\alpha/3)^2} \quad (3)$$

当前模型设定泡沫铝的密度 ρ_f 为 390 kg/m³, 弹性模量 E_f 为 1 GPa, 弹性泊松比 ν_e 为 0, 塑性泊松比 ν_p 为 0, 由此可推算出 α 约为 2.12。基于 Fleck 课题组及 Yu 等有关泡沫铝动态力学行为的前期研究结果, 本文假设泡沫铝的应变率效应可忽略不计, 其准静态压缩应力-应变曲线^[22]如图 2 所示。

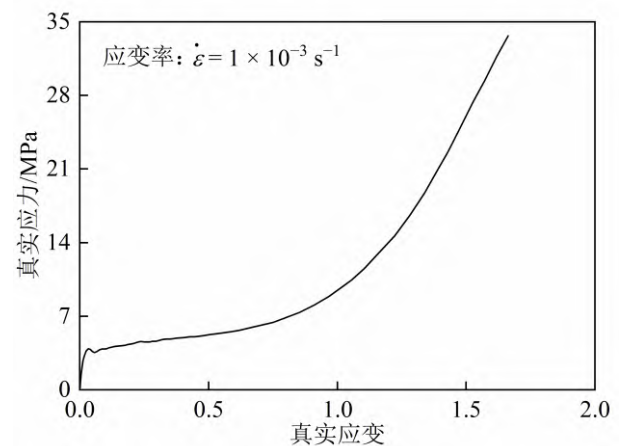


图 2 闭孔泡沫铝准静态压缩应力-应变曲线^[22]

Fig. 2 Quasi-static compressive true stress versus true strain curve of aluminum foam with closed cells^[22]

针对 Q235 钢, 采用考虑金属材料应变硬化、应变率强化及温度软化效应的 Johnson-Cook (简称 JC) 模型刻画其力学行为。JC 模型假设金属材料满足

J2 流动准则，其等效应力可写为

$$\sigma_{eq}(\varepsilon_{pl}, \dot{\varepsilon}_{pl}, T) = (A + B\varepsilon_{pl}^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (4)$$

式中， A 、 B 、 n 、 C 和 m 为模型参数， σ_{eq} 为等效应力， ε_{pl} 、 $\dot{\varepsilon}_{pl}$ 分别为等效塑性应变与应变率， $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率， T_r 为室内环境温度， T_m 为熔化温度。

采用等效塑性应变断裂准则描述 Q235 钢的断裂失效行为。该准则定义材料单元的损伤参数为

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f} \quad (5)$$

式中： $\Delta \varepsilon_p$ 为每个计算增量步中累积的等效塑性应变； ε_f 为断裂起始要求的等效塑性应变； D 累积至 1 时，该单元被删减。表 1 给出 Q235 钢的塑性与断裂模型参数。

表 1 Q235 钢的材料模型系数^[23]

Table 1 Material model coefficients of Q235 steel^[23]

参数	数值
ρ_p /(kg m ⁻³)	7800
E /GPa	200
A /MPa	235
B /MPa	275
n	0.36
C	0.022
m	1.03
$\dot{\varepsilon}_0$ /s ⁻¹	1
T_m /K	1673
T_r /K	293
ν	0.3
ε_f	1

2 有限元模型验证

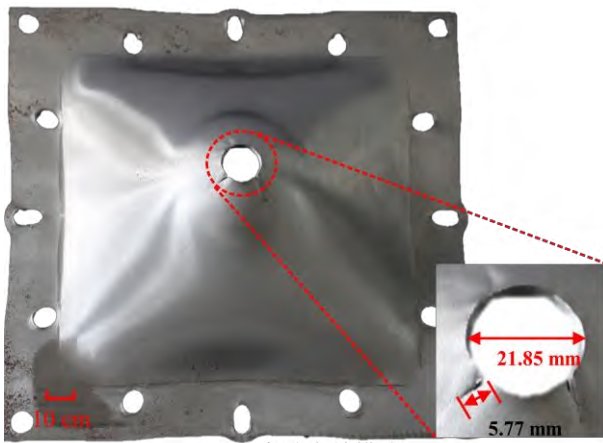
为验证所建立有限元模型的准确性，对 Yu 等^[22]开展的泡沫铝弹丸冲击实验进行仿真复现及对比分析。有限元模型设置详见第 1 节，关键几何参数如下：圆孔直径 $d_f = 7.62$ mm，弹丸长度 $L_f = 85$ mm，弹丸直径 $D_f = 57$ mm，靶板长度 $L_p = 180$ mm，靶板厚度 $h_p = 2$ mm。分别取泡沫铝弹丸的初始速度 v_0 为 164 m/s、210 m/s、257 m/s、342 m/s、363 m/s 与 388 m/s，对应的单位面积动量 I_0 ($I_0 = \rho_f L_f v_0$) 为 5.4 kPa·s、

6.9 kPa·s、8.5 kPa·s、11.3 kPa·s、12.0 kPa·s 与 12.8 kPa·s。以靶板孔周位移作为量化指标，实验与数值结果如表 2 所示。对比发现，本文建立的有限元模型可有效预测泡沫铝弹丸冲击下预制圆孔靶板的最终变形，数值与实验结果之间的最大误差仅为 6.5%。进一步，以子弹动量 $I_0 = 12.8$ kPa·s 为例，实验与仿真得到的失效模式如图 3 等效塑性应变 (PEEQ) 云图所示。结果表明，数值仿真可准确捕捉圆孔周边出现的径向裂纹，裂纹长度与扩孔直径分别为 5.63 mm 与 21.07 mm，与实验获得的 5.77 mm 与 21.85 mm 高度吻合，误差仅为 2.4% 和 3.7%。

表 2 仿真和实验结果对比

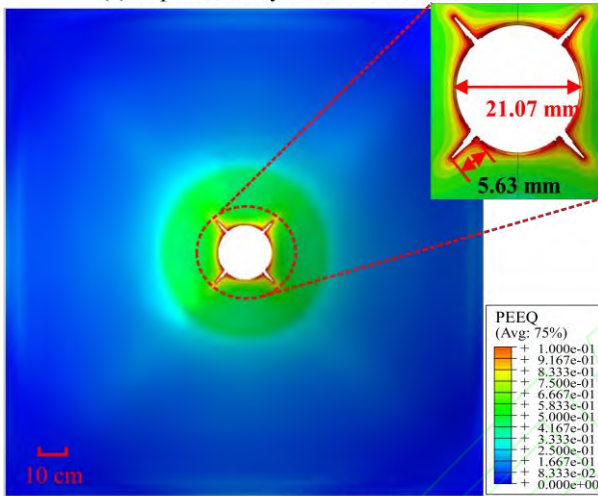
Table 2 Comparison between numerical and experimental results

编号	子弹密度 (kg m ⁻³)	速度 (m s ⁻¹)	单位面积动 量/(kPa s)	孔周位移/mm		
				实验 结果	仿真 结果	误差 /%
1	392	164	5.4	15.8	16.9	6.5
2	385	210	6.9	21.0	22.0	4.5
3	385	257	8.5	27.3	27.8	1.7
4	387	342	11.3	38.2	39.3	2.7
5	389	363	12	40.9	42.4	3.5
6	390	388	12.8	45.0	46.2	2.5



(a) 实验失效模式

(a) Experimentally observed failure mode



(b) 仿真失效模式

(b) Numerically predicted failure mode

图3 泡沫铝弹丸动量 $I_0 = 12.8 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 下, 实验与数值得到的预制圆孔 Q235 钢板失效模式对比

Fig. 3 Comparison between experimentally observed and numerically predicted failure modes of pre-holed Q235 steel target plate, with projectile momentum fixed at $I_0 = 12.8 \text{ kPa}\cdot\text{s}$

随后, 进行沿 x 轴截面线位移实验与数值模拟对比, 结果如图 4 所示。对比发现, 可见仿真结果与实验结果中在同一动量冲击下的挠度曲线基本是吻合的, 特别是仿真模拟能很好地还原出靶板截面曲线的凹凸走势。

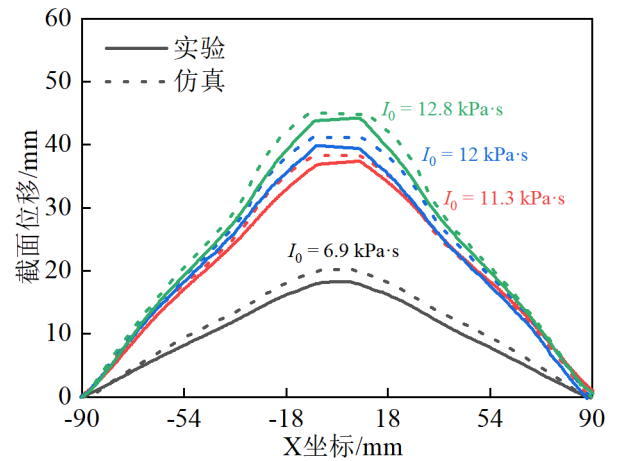


图4 靶板中心截面位移实验与仿真结果对比

Fig. 4 Comparison between experimentally and numerically predicted central cross-sectional deflections

综上, 所建立的有限元模型具有优异的保真度, 可应用于本文的后续研究。

3 动态响应及失效机理结果与讨论

3.1 结构冲击响应

以工况 $d_f/L_p = 0.04$ 、 $h_p/L_p = 0.0055$ 及 $I_0 = 6.63 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 为例, 本节详细分析预制圆孔靶板的冲击响应行为。如图 5 所示, 靶板的动态变形响应可大致分为两个阶段: 1) 0.62 ms 前, 泡沫铝弹丸撞击靶板后, 其初始动量转化为靶板承受的冲量, 致使后者获得初速度, 靶板在横向弯曲与膜力拉伸的共同作用下不断变形, 直至实现最大位移, 子弹速度降为 0; 2) 0.62 ms 后, 子弹开始具有反向速度, 靶板自最大位移处回弹, 且在平衡位置处发生弹性振荡, 逐渐达到最终位移。在第 1 阶段, 弹丸与靶板的接触力时程曲线如图 6 所示: 接触力迅速达到峰值, 随后快速衰减, 维持一段平台期后历经二次衰减, 直至二者分离。对接触力曲线积分可得冲量传递曲线: 靶板承受的冲量随时间线性增长, 由力-时间曲线积分得到最大单位面积冲量约为 $6.53 \text{ kPa}\cdot\text{s}$, 近似等于泡沫铝经典理论^[20]计算的初始单位面积动量 $I_0 = M = \rho_t L_t v_t = 6.63 \text{ kPa}\cdot\text{s}$, 表明本文通过调控弹丸的动量改变脉冲载荷大小的方法是准确可靠的。针对后两个阶段, 靶板的孔周位移时程曲线绘制于图 7, 其中的位移测量点标注于图 5。可见, 孔周位移随时间推移不断增加, 达到最大位移后, 开始小幅度回弹, 并在平衡位置处发生轻微振荡。参考 Wang 等^[24]的工作, 对弹性振荡阶段中 3 个周期内的波峰与波谷值取平均后得到的孔周最终位移约为 36.32 mm 。

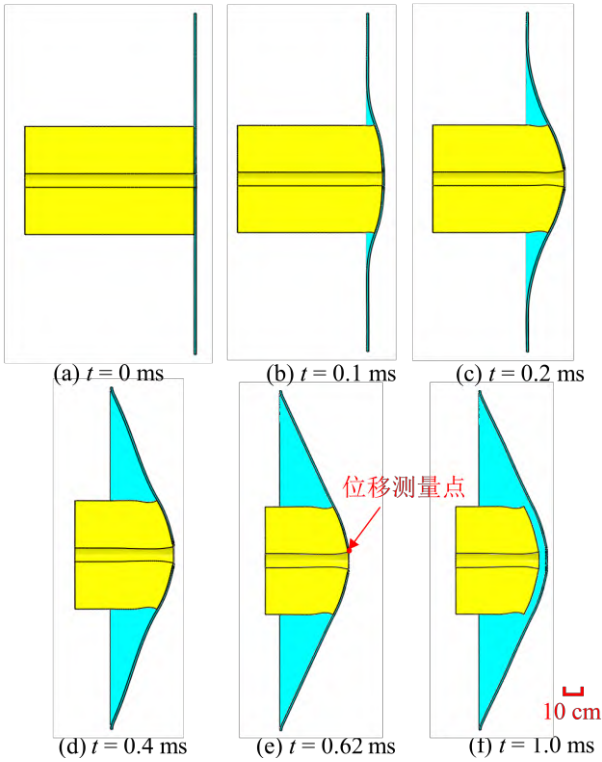


图5 靶板动态变形响应过程

Fig. 5 Deformation process of pre-holed Q235 steel plate

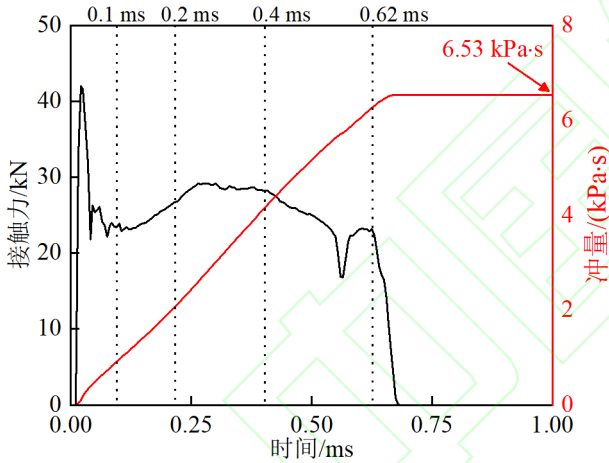


图6 弹丸-靶板接触力及冲量传递时程曲线

Fig. 6 Contact force and transmitted momentum histories of pre-holed Q235 steel plate

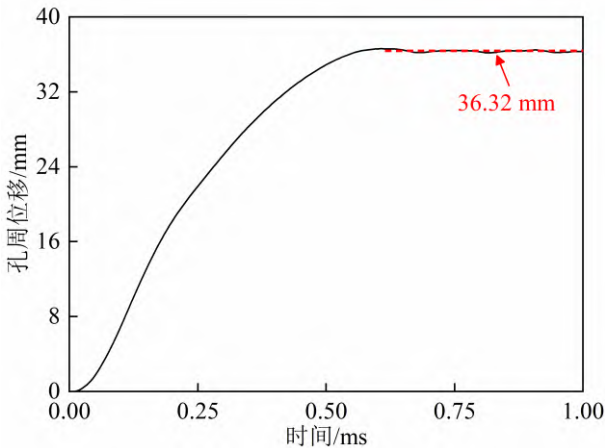


图7 孔周位移时程曲线

Fig. 7 Hole-edge deformation history of pre-holed Q235 steel plate

3.2 变形失效机理

基于描述材料应力状态的两个基本力学参数：应力三轴度 η 与 Lode 参数 $\bar{\theta}$ ，进一步揭示靶板的变形失效机理。应力三轴度 η 和 Lode 参数 $\bar{\theta}$ 分别表示为

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \tan \varphi \quad (6)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \right) \quad (7)$$

式中， $\sigma_m = I_1/3$ 为平均应力， $\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2}$ 为 von Mises 应力， I_1 、 J_2 、 J_3 分别为应力张量 σ 的第一不变量与应力偏张量 s 的第二、三不变量。如图 8 所示，主应力空间的所有应力状态（或加载条件）均可由这两个基本力学参数的集合 $(\eta, \bar{\theta})$ 描述^[25-26]。

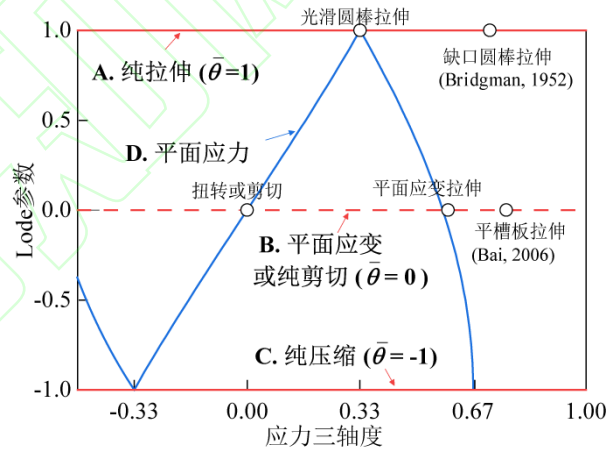


图8 典型应力状态

Fig. 8 Typical stress state regimes

以 $d_f/L_p = 0.04$ ， $h_p/L_p = 0.0055$ 的工况为例，靶板的孔周位移随弹丸动量的变化规律如图 9 所示。由图 9 可见，随着弹丸动量的增加，孔周位移随之上升，呈近似线性关系；弹丸动量小于 8.2 kPa·s 时，靶板的失效模式是塑性扩孔 (Mode I)，呈现出预制孔直径扩张的特征；与此相反，弹丸动量达到临界动量 8.2 kPa·s 时，靶板的失效模型转变为孔周撕裂 (Mode II)，呈现出预制孔周边径向起裂的特征。需要强调的是，本文采用临界动量定量评估靶板的抗毁伤性能。

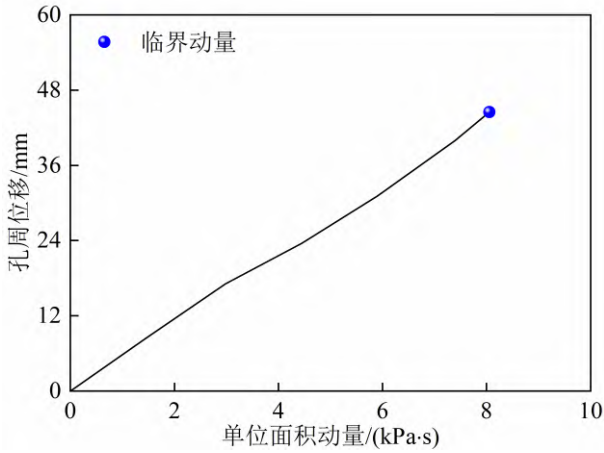


图9 靶板的孔周位移随子弹动量的变化关系

Fig. 9 Hole-edge deformation versus projectile momentum curve

首先, 针对 Mode I - 塑性扩孔, 以子弹动量 $I_0 = 6.63 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 为例, 分析靶板的变形响应。图 10 分别展示靶板在 t 为 0.25 ms 与 1.00 ms 时的等效塑性应变云图。泡沫铝弹丸撞击靶板后, 依照弹丸截面轮廓在靶板中央形成一圈塑性铰, 此时的靶板变形集中于冲击加载区域; 随着加载时间的推移, 塑性铰不断向固支边界移动, 致使靶板产生弯矩与膜力耦合作用的横向形变, 整体变形幅度不断扩大, 孔周的等效塑性应变相应增大。如图 10(b) 所示, $t = 1 \text{ ms}$ 时刻, 从孔周塑性应变最大处沿板厚方向, 选取 5 个代表性单元进行应力状态分析, 代表性单元出现的位置是左下角孔周, 其圆心连线与竖直方向相距 20.2° 的位置。图 11 展示这些代表性单元的应力三轴度与 Lode 参数的演变历史。结果显示, 应力三轴度与 Lode 参数随塑性应变的累积稍有变化, 但基本稳定在一个区间内, 前者维持在 $0.30 \sim 0.35$, 后者维持在 $0.93 \sim 1.00$ 。严谨起见, 采用路径平均的应力三轴度与 Lode 参数定量评估主导应力状态, 即:

$$\eta_{\text{avg}} = \frac{1}{\varepsilon_f} \int_0^{\varepsilon_f} \eta(\varepsilon) d\varepsilon \quad (8)$$

$$\bar{\theta}_{\text{avg}} = \frac{1}{\varepsilon_f} \int_0^{\varepsilon_f} \bar{\theta}(\varepsilon) d\varepsilon \quad (9)$$

式中, η_{avg} 为平均应力三轴度, $\bar{\theta}_{\text{avg}}$ 为平均 Lode 参数, ε_f 为最大等效塑性应变。如图 12 所示, 代表性单元的平均应力三轴度约为 0.35, 平均 Lode 参数约为 0.95, 结合图 8 可推断: 圆孔周边承受的近平面应力单轴拉伸是 Mode I 塑性扩孔产生的主要力学机理。

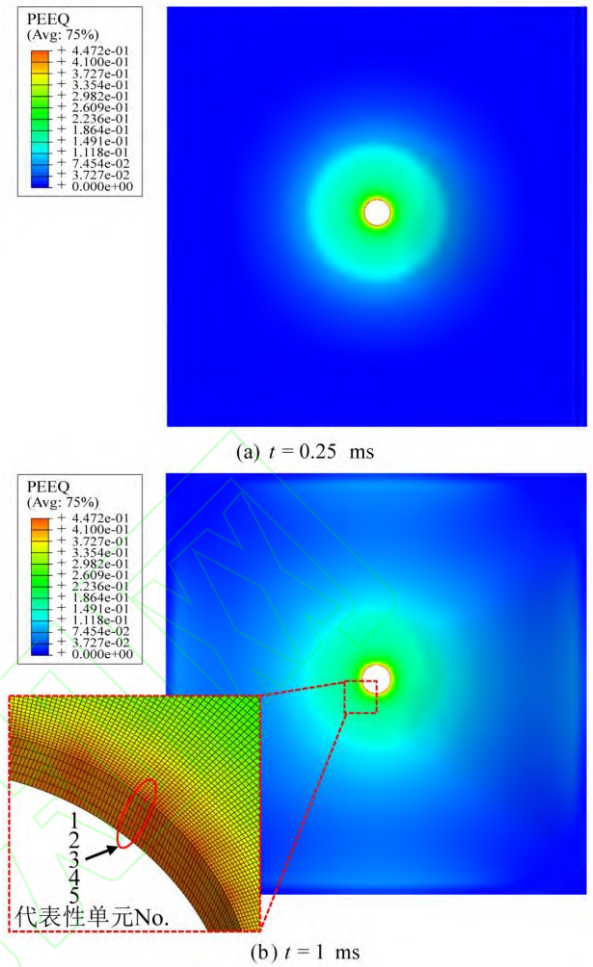
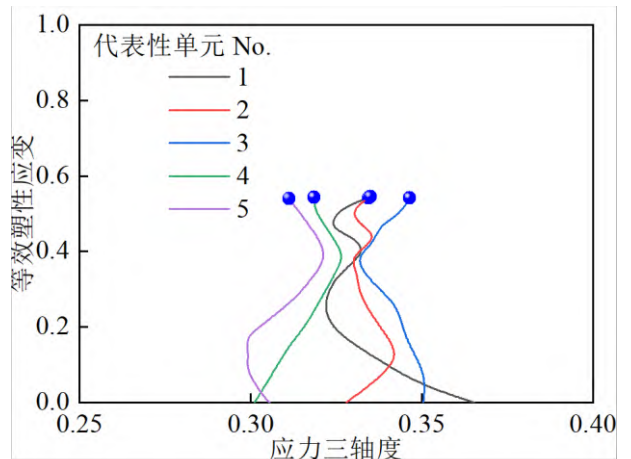
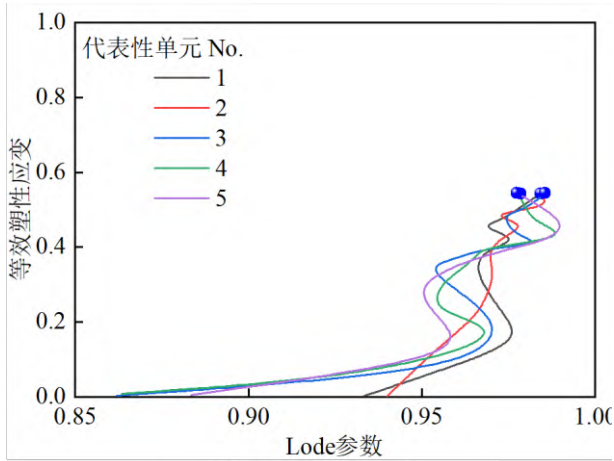


图 10 预制圆孔靶板的等效塑性应变云图

Fig. 10 Equivalent plastic strain contours of pre-holed plate



(a) 应力三轴度的演变历史
(a) The change of stress triaxiality



(b) Lode参数的演变历史
The change of Lode parameter

图 11 应力三轴度和 Lode 参数的演变历史

Fig. 11 The change of stress triaxiality and Lode parameter

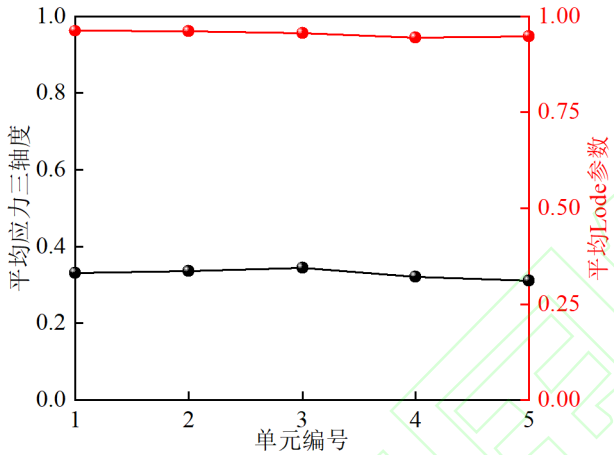
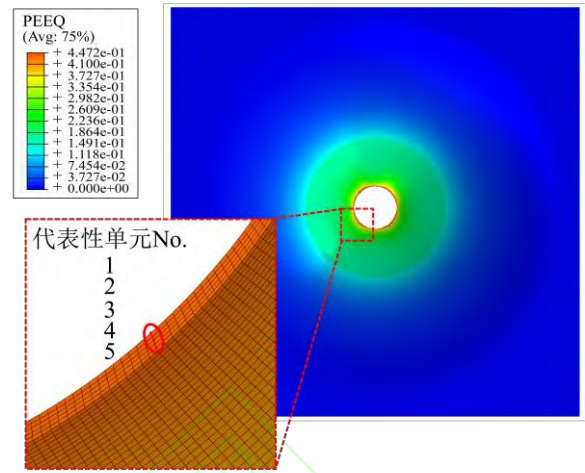


图 12 代表性单元的平均应力三轴度与 Lode 参数

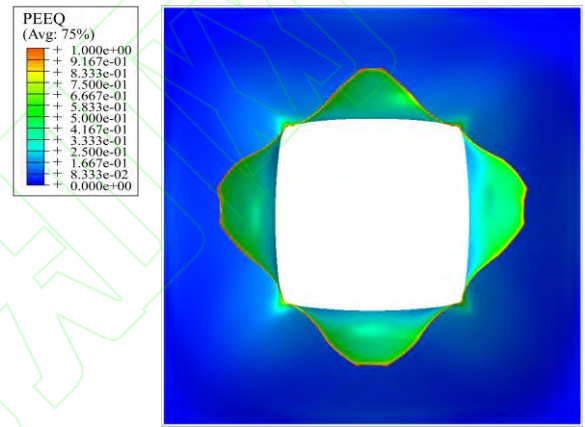
Fig. 12 Average stress triaxialities and Lode parameters of representative elements

其次，针对 Mode II - 孔周撕裂，以子弹动量 $I_0 = 9.94 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 为例分析其力学机理。图 13 分别展示靶板在 t 为 0.25ms 与 1.00 ms 时刻的等效塑性应变云图。泡沫铝弹丸撞击靶板后，整体变形幅度不断扩大，等效塑性应变达到断裂应变前变形过程与 Mode I 一致，孔周的等效塑性应变达到断裂应变后出现径向裂纹，后沿靶板对角线方向不断扩展，呈“花瓣”形态。如图 13(a)所示， $t = 0.25 \text{ ms}$ 时刻，从孔周塑性应变最大处沿板厚方向，选取 5 个代表性单元（断裂起始单元）进行应力状态分析，代表性单元出现的位置是靶板左下角孔周，其圆心连线与竖直方向相距 51.4° 的位置。图 14 展示代表性单元的应力三轴度与 Lode 参数的演变历史，表明二者随塑性应变的累积稍有变化，前者维持在 0.3~0.4，后者维持在 0.75~1。类似地，采用路径平均的应力三轴度与 Lode 参数对失效机理进行定量评估，如图 15 所示。代表性单元的平均应力三轴度约为 0.36，平均 Lode 参数约为 0.97，由此可推断：圆孔周边承

受的近平面应力单轴拉伸也是 Mode II 孔周撕裂产生的主要力学机理。



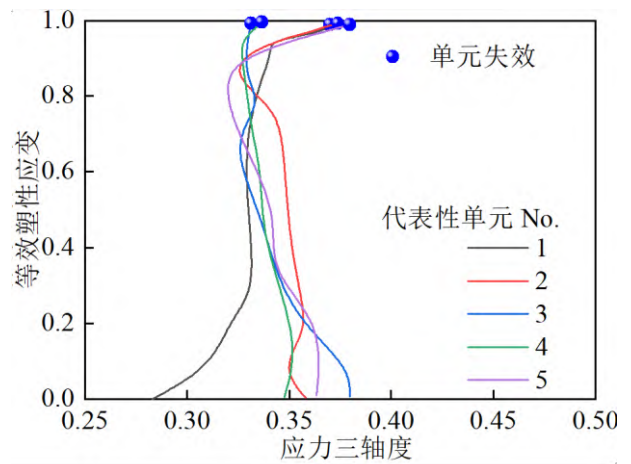
(a) $t = 0.25 \text{ ms}$



(b) $t = 1 \text{ ms}$

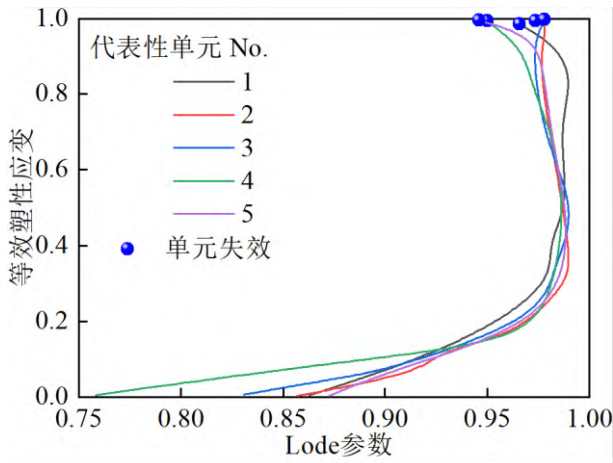
图 13 预制圆孔靶板的等效塑性应变云图

Fig. 13 Equivalent plastic strain contours of pre-holed plate



(a) 应力三轴度的演变历史

(a) The change of stress triaxiality



(b) Lode参数的演变历史
(b) The change of Lode parameter

图 14 应力三轴度与 Lode 参数的演变历史

Fig. 14 The change of stress triaxiality and Lode parameter

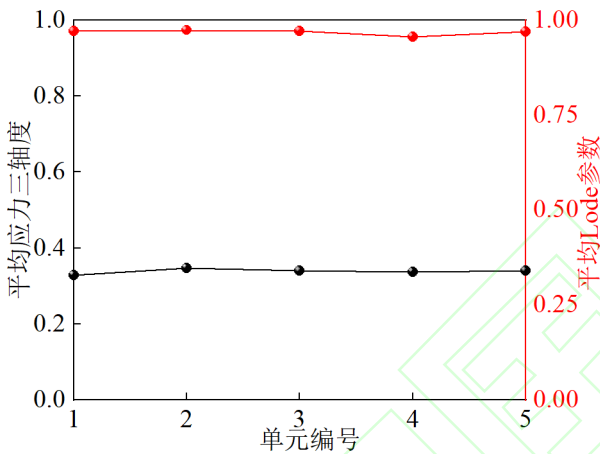


图 15 代表性单元的平均应力三轴度与 Lode 参数

Fig. 15 Average stress triaxialities and Lode parameters of representative elements

3.3 关键因素讨论

3.3.1 圆孔直径

首先，研究了圆孔直径对靶板抗毁伤性能与失效机理的影响规律。基于前文充分验证的有限元模型（见图 1），计算并分析了 5 种不同圆孔直径的冲击工况，以圆孔直径与靶板长度的比值 d_f / L_p 为无量纲变量，将其分别设定为 0.02、0.04、0.06、0.08 与 0.10，靶板厚度固定为 1 mm，关键几何参数详见表 3。

表 3 不同圆孔直径有限元模型的关键几何参数

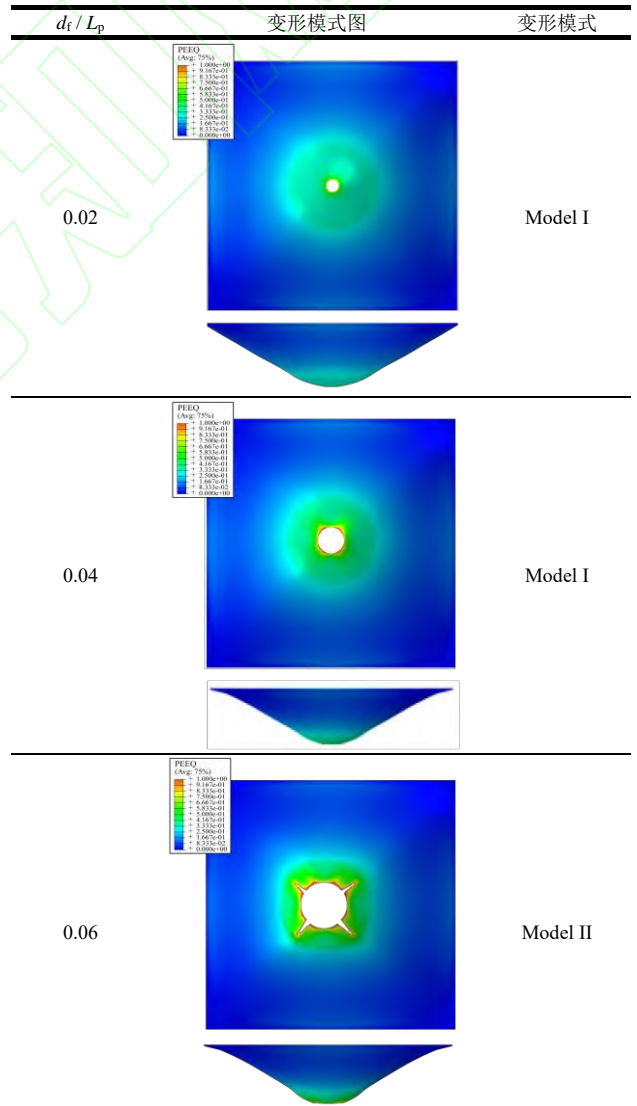
Table 3 Key geometrical parameters of the pre-holed plates with various hole diameters							
编号	D_f /mm	L_p /mm	L_f /mm	h_p / L_p	h_p /mm	d_f /mm	d_f / L_p
1	57	180	85	0.0055	1	3.6	0.02
2						7.2	0.04

3	10.8	0.06
4	14.4	0.08
5	18	0.1

弹丸动量 $I_0 = 8.05 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 时，表 4 展示预制孔靶板的变形失效模式随孔径的变化情况。结果显示，同一脉冲载荷作用下，随着 d_f / L_p 的增大，靶板的主导失效模式由 Mode I（塑性扩孔）转变为 Mode II（孔周撕裂），径向裂纹沿靶板对角线方向产生并迅速扩展，孔周位移相应增大。值得注意的是，当孔径较大时（ $d_f / L_p = 0.1$ ），弹丸会通过圆孔贯穿整个靶板。图 16 为不同孔径下的破坏模式图。由图 16 可见，随着 d_f / L_p 的扩大，靶板产生撕裂的临界动量相应下降，整体结构的抗毁伤能力减弱。

表 4 不同孔径最终变形模式图

Table 4 Failure modes of pre-holed plates with various hole diameters at $t = 1 \text{ ms}$



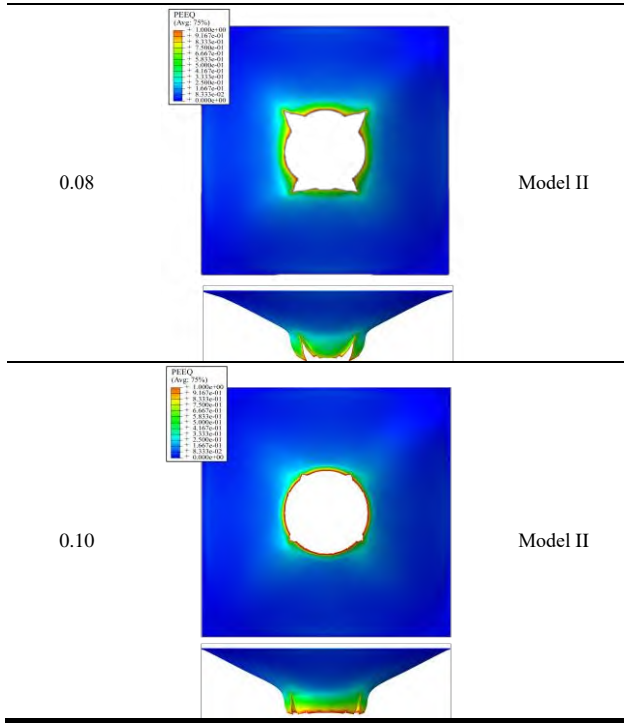


图 16 不同孔径靶板破坏模式图

Fig.16 Failure map of pre-holed plates with various hole diameters

为定量刻画圆孔直径对抗毁伤能力的影响, 本文采用 Chung Kim Yuen 等^[27]提出的无量纲方法, 无量纲临界动量 \bar{I}_c 可以表达为

$$\bar{I}_c = \frac{\rho_f v_f L_f \times \frac{\pi}{4} (D_f^2 - d_f^2)}{2h_p^2 (L_p^2 \rho_p \sigma_p)^{0.5}} \quad (10)$$

式中: $I_0 = \rho_f v_f L_f$ 为单位面积动量; D_f 为泡沫子弹直径; d_f 为预制圆孔直径; h_p 为靶板厚度; L_p 为靶板长度; ρ_p 为靶板密度; σ_p 为材料强度。如图 17 所示, 对 d_f/L_p 为 0.02~0.10 范围内的无量纲临界动量 \bar{I}_c 与 d_f/L_p 的关系进行数学拟合:

$$\bar{I}_c = 4.76 - 12.6 \frac{d_f}{L_p}, \quad 0.02 < \frac{d_f}{L_p} < 0.10 \quad (11)$$

式(11)适用于泡沫子弹冲击金属固支靶板的工作。

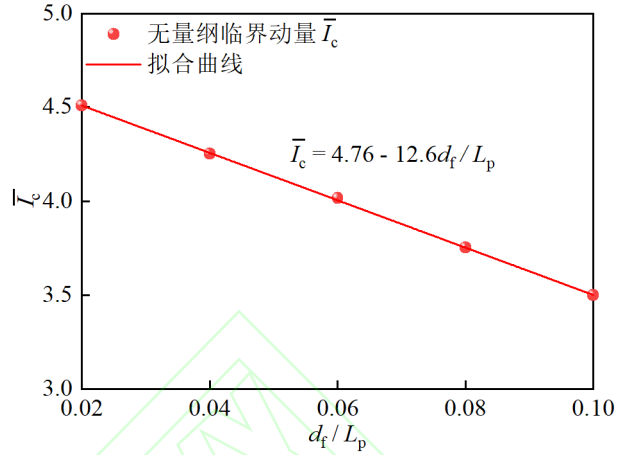


图 17 无量纲临界冲量与圆孔直径关系图

Fig. 17 Non-dimensional critical momentum versus hole diameter curve

同样地, 为探明孔径对孔周撕裂机理的影响, 图 18 显示撕裂起始处代表性单元的平均应力三轴度与 Lode 参数随 d_f/L_p 的变化规律。随着孔径的扩大, 平均应力三轴度与 Lode 参数变化不大, 前者保持在 0.3~0.4 之间, 后者保持在 0.85~0.95 之间, 由此判断: 导致孔周撕裂的力学机理为近平面应力单轴拉伸作用。

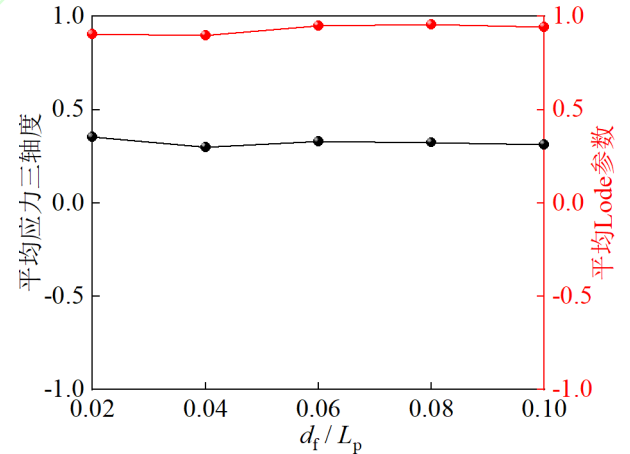


图 18 临界动量作用下不同孔径靶板代表性单元的平均应力三轴度和 Lode 参数

Fig. 18 Average stress triaxialities and Lode parameters of representative elements of pre-holed plates with various hole diameters at critical momentums

3.3.2 靶板厚度

探究靶板的厚度对其抗毁伤性能与失效机理的影响规律, 分析 5 种不同板厚的冲击工况, 以板厚与板长的比值 h_p/L_p 为无量纲变量, 将其分别设定为 0.0028、0.0041、0.0055、0.0069 与 0.0083, 孔径

固定为 7.2 mm，相关几何参数见表 5。

表 5 不同靶板厚度有限元模型的关键几何参数

Table 5 Key geometrical parameters of pre-holed plates with various plate thicknesses

编号	D_f /mm	L_p /mm	L_f /mm	d_f / L_p	d_f /mm	h_p /mm	h_p / L_p
1						0.5	0.0028
2						0.75	0.0041
3	57	180	85	0.04	7.2	1	0.0055
4						1.25	0.0069
5						1.5	0.0083

弹丸动量 $I_0 = 8.05 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 时，预制孔靶板的失效模式随板厚的变化情况如表 6 所示。同一脉冲载荷作用下，随着 h_p / L_p 的增大，主导失效模式由 Mode II 转变为 Mode I，孔周位移不断减小，径向裂纹的产生与扩展得到有效抑制。值得注意的是，靶板厚度较小时 ($h_p / L_p = 0.0028$)，弹丸会通过圆孔贯穿整个靶板。图 19 绘制了不同板厚下的破坏模式图，由图可见，随着 h_p / L_p 的扩大，靶板产生撕裂的临界动量相应上升，整体结构的抗毁伤能力增强。

表 6 不同厚度靶板最终变形模式图

Table 6 Failure modes of pre-holed plates with various plate thicknesses at $t = 1 \text{ ms}$

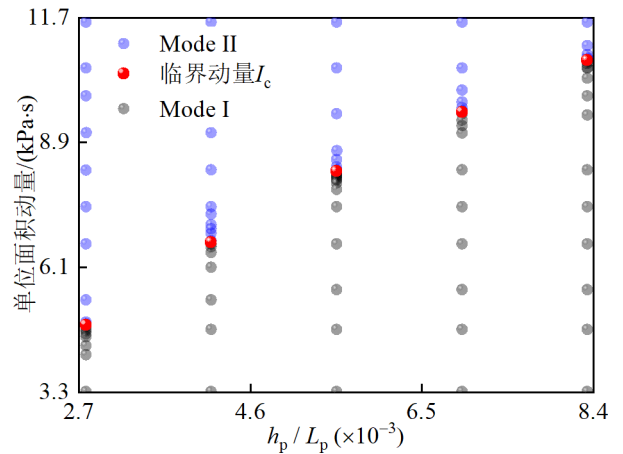
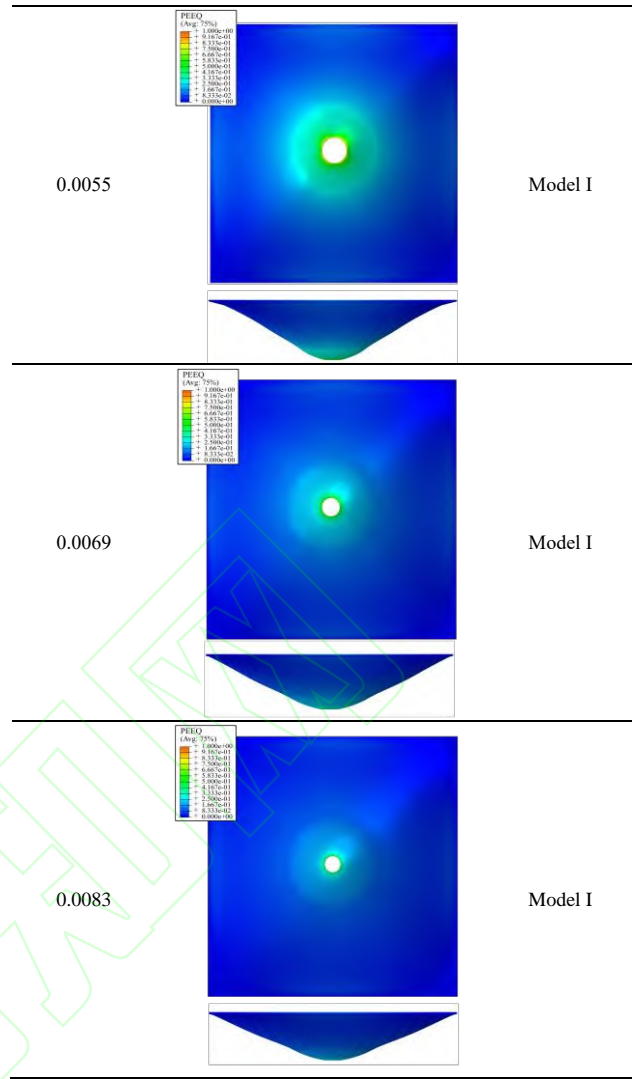
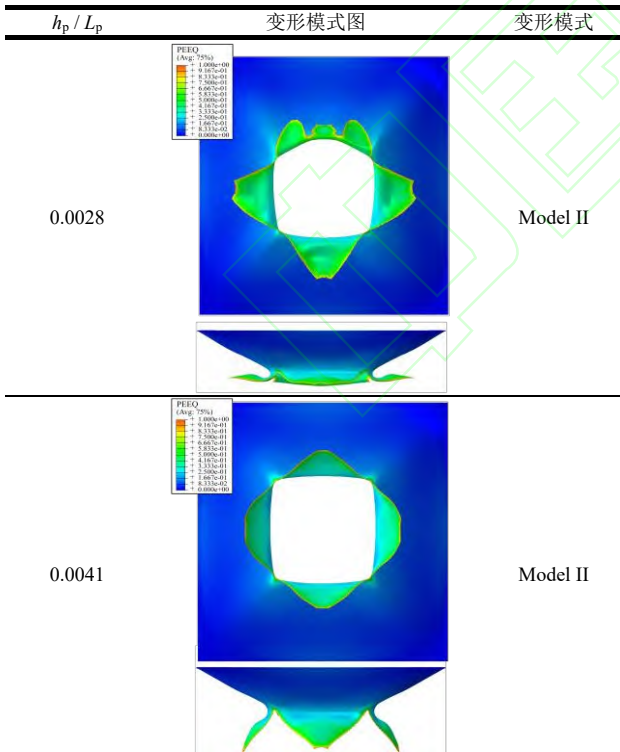


图 19 不同靶板厚度破坏模式图

Fig. 19 Failure map of pre-holed plates with various plate thicknesses

同上，为定量刻画靶板厚度对抗毁伤能力的影响，如图 20 所示，对 h_p / L_p 为 0.0028 ~ 0.0083 范围内的无量纲临界动量 \bar{I}_c 与 h_p / L_p 的关系进行数学拟合：

$$\bar{I}_c = 19.26 - 4146.93 \frac{h_p}{L_p} + 257702.47 \left(\frac{h_p}{L_p} \right)^2, \quad (12)$$

$$0.0028 < \frac{h_p}{L_p} < 0.0083$$

式(12)适用于泡沫子弹冲击金属固支靶板的工况。

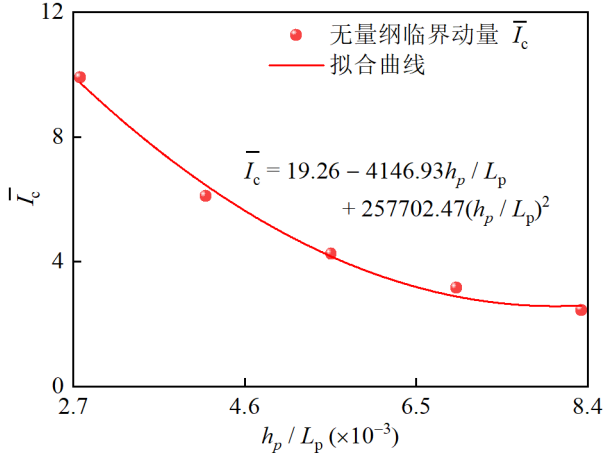


图 20 无量纲临界冲量与靶板厚度关系

Fig. 20 Non-dimensional critical momentum versus plate thickness curve

此外，为厘清板厚对孔周撕裂机理的影响，图 21 展示撕裂起始处平均应力三轴度与 Lode 参数随 h_p/L_p 的变化规律。随着板厚的增加，平均应力三轴度与 Lode 参数分别保持在 0.3 ~ 0.4 之间和 0.80 ~ 0.95 之间，故近平面应力单轴拉伸也是孔周径向裂纹产生与扩展的主因。

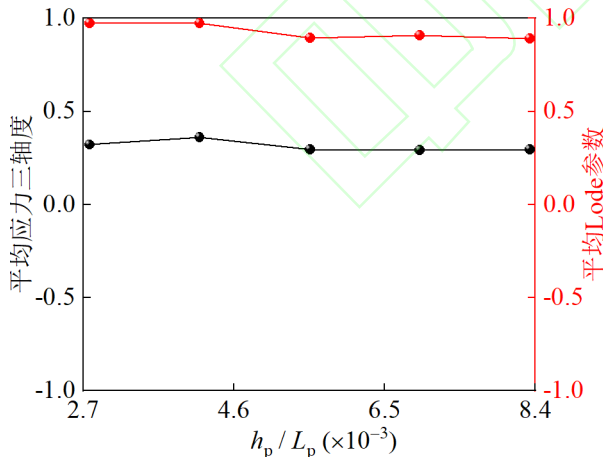


图 21 临界动量作用下不同厚度靶板代表性单元的平均应力三轴度和 Lode 参数

Fig. 21 Average stress triaxialities and Lode parameters of representative elements of pre-holed plates with various plate thicknesses at critical momentums

4 结论

针对高速破片先于冲击波抵达结构的载荷工况，本文将单个破片冲击简化为施加于靶板中央的预制孔，建立泡沫子弹冲击预制圆孔 Q235 钢板的有限元计算模型，分析了结构动态响应、破坏模式机理与临界撕裂载荷等关键结果，重点讨论了圆孔直径和靶板厚度对结构抗毁伤性能与机理的影响规律。得出主要结论如下：

1) 通过对比既有实验数据和当前仿真结果，确定所建立的有限元模型具有高保真度，可准确预测泡沫铝弹丸冲击下预制孔钢板的孔周位移与径向裂纹长度。

2) 预制孔靶板的主导失效模式与弹丸动量相关，随着弹丸动量增加，依次出现 Mode I- 塑性扩孔与 Mode II- 孔周撕裂，结合应力状态参数的演变历史，其力学机理均为孔周的近平面应力单轴拉伸变形。

3) 预制孔的存在显著降低了靶板的抗毁伤性能。随着圆孔直径增大或靶板厚度减小，靶板的孔周位移上升，引发径向撕裂的临界动量下降，无量纲临界动量与圆孔直径、靶板厚度的关系分别可用式(11)和式(12)定量刻画。

参考文献 (References)

- [1] 任宪奔, 江鹏, 李营, 等. 舰船结构舱内爆炸毁伤与防护研究进展 [J]. 中国科学:物理学 力学 天文学, 2021, 51(12): 7-26.
REN X B, JIANG P, LI Y, et al. Review of the damage and protection of warship structures under internal blast loading [J]. Science China Physics, Mechanics & Astronomy, 2021, 51(12): 7-26. (in Chinese)
- [2] 陈山. 巨舰沉没, 无人作战时代来临 [N]. 环球时报, 2023-02-17(8)[2023-06-08].
CHEN S, The great ships sank and the age of unmanned combat began [N]. Global Times, 2023-02-17(8)[2023-06-08]. (in Chinese)
- [3] 孙明月, 于宪钊. 美国海军舰载机联队未来建设重点 [J]. 军事文摘, 2020, 457(1): 47-50.
SUN M Y, YU X Z. Future focus of the United States Navy carrier-based aircraft wing [J]. Military Digest, 2020, 457(1): 47-50. (in Chinese)
- [4] 陈传民. 美国未来航母舰队的可能组合 [J]. 航空世界, 2012, 152(2): 34-37.
CHEN C M. A possible combination of America's future carrier fleet [J]. Aviation World, 2012, 152(2): 34-37. (in Chinese)
- [5] 李典, 郑羽, 陈长海, 等. 空爆载荷下舰船典型结构损伤研究进展 [J]. 船舶力学, 2020, 24(4): 543-557.
LI D, ZHENG Y, CHEN C H, et al. Review on damage of typical ship protective structures under explosion load [J]. Journal of Ship Mechanics, 2020, 24(4): 543-557. (in Chinese)
- [6] 张小东, 胡海, 姜林君. 美国海军战斧巡航导弹战术技术特性分析 [J]. 飞航导弹, 2020, 431(11): 31-36.
ZHANG X D, HU H, JIANG L J. Tactical and technical characteristics analysis of the Tomahawk cruise missile of the United States Navy [J]. Aerodynamic Missile Journal,

- 2020, 431(11): 31-36. (in Chinese)
- [7] 姚梦雷, 侯海量, 李典, 等. 舱内爆炸载荷下 Y 型夹层板动响应及抗爆性能影响因素 [J/OL]. 兵工学报, 2023(2023-01-04).
https://doi.org/10.12382/bgxb.2022.0761.
YAO M L, HOU H L, LI D, et al. Dynamic response of Y-shaped sandwich plate and the influence factors of anti explosion performance under the explosion load in the cabin[J/OL]. Acta Armamentarii, 2023(2023-01-04).
https://doi.org/10.12382/bgxb.2022.0761. (in Chinese)
- [8] LI Y, CHEN Z, REN X B, et al. Experimental and numerical study on damage mode of RC slabs under combined blast and fragment loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 142: 1-11.
- [9] 李茂, 朱锡, 侯海量, 等. 冲击波和高速破片联合作用下固支方板毁伤效应数值模拟 [J]. 国防科技大学学报, 2017, 39(6): 64-70.
LI M, ZHU X, HOU H L, et al. Numerical simulation of the damage effects of clamped square plate subjected to the impact of blast wave and fragments [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2017, 39(6): 64-70. (in Chinese)
- [10] 李茂, 侯海量, 朱锡, 等. 模拟破片杀伤战斗部空爆冲击波与高速破片群联合作用的等效试验方法 [J]. 振动与冲击, 2020, 39(1): 184-190.
LI M, HOU H L, ZHU X, et al. Equivalent test method to simulate combined damage action of air blast shock wave and high speed fragment group of fragment killing warhead [J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(1): 184-190. (in Chinese)
- [11] 侯海量, 张成亮, 李茂, 等. 冲击波和高速破片联合作用下夹芯复合舱壁结构的毁伤特性 [J]. 爆炸与冲击, 2015, 35(1): 116-123.
HOU H L, ZHANG C L, LI M, et al. Damage characteristics of sandwich bulkhead under the impact of shock and high-velocity fragment [J]. Explosion and Shock Waves, 2015, 35(1): 116-123. (in Chinese)
- [12] 陈长海, 侯海量, 朱锡, 等. 破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(1): 148-156.
CHEN C H, HOU H L, ZHU X, et al. Coupling action spans for air-blast waves and fragments by fragmentation warheads exploding in air [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(1): 148-156. (in Chinese)
- [13] 孔祥韶, 吴卫国, 杜志鹏, 等. 圆柱形战斗部爆炸破片特性研究[J]. 工程力学, 2014, 31(1): 243-249.
KONG X S, WU W G, DU Z P, et al. Research on fragments characteristic of cylindrical warhead[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(1): 243-249. (in Chinese)
- [14] LI L, ZHANG Q C, ZHANG R, et al. A laboratory experimental technique for simulating combined blast and impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 134: 1-12.
- [15] 蒋建伟, 侯俊亮, 门建兵, 等. 爆炸冲击波作用下预制孔靶板塑性变形规律的研究 [J]. 高压物理学报, 2014, 28(6): 723-728.
JIANG J W, HOU J L, MEN J B, et al. Study on deformation of perforated plates under blast loading [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2014, 28(6): 723-728. (in Chinese)
- [16] ZHANG C J, TAN P J, YUAN Y. Confined blast loading of steel plates with and without pre-formed holes [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 163: 1-17.
- [17] GRANUM H, AUNE V, BØRVIK T, et al. Effect of heat-treatment on the structural response of blast-loaded aluminium plates with pre-cut slits [J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 132: 1-19.
- [18] AUNE V, VALSAMOS G, CASADEI F, et al. On the dynamic response of blast-loaded steel plates with and without pre-formed holes [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 108: 27-46.
- [19] ELVELI B S, IDDBERG M B, BØRVIK T, et al. On the strength-ductility trade-off in thin blast-loaded steel plates with and without initial defects—an experimental study [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 171: 1-23.
- [20] RADFORD D D, DESHPANDE V S, FLECK N A. The use of metal foam projectiles to simulate shock loading on a structure [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 31(9): 1152-1171.
- [21] LI L, ZHANG Q C, LU T J. Ballistic penetration of deforming metallic plates: experimental and numerical investigation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 170: 1-14.
- [22] YU R P, ZHANG Q C, WEI Z H, et al. Dynamic response of fully-clamped steel plate under laboratory-simulated sequential fragment impact and blast loading [J]. Thin-Walled Structures, 2023, 182: 1-19.
- [23] CHEN C H, WANG X M M, HOU H L, et al. Effect of strength matching on failure characteristics of polyurea coated thin metal plates under localized air blast loading: Experiment and numerical analysis [J]. Thin-Walled Structures, 2020, 154: 1-5.
- [24] WANG X, YU R P, ZHANG Q C, et al. Dynamic response of clamped sandwich beams with fluid-filled corrugated cores [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 139: 1-16.
- [25] BAI Y L, WIERZBICKI T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence [J]. International Journal of Plasticity, 2007, 24(6): 1071-1096.
- [26] BRIDGMAN P W. Studies in large plastic flow and fracture [M]. Cambridge, MA, US: Harvard University Press, 1964.
- [27] CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N, LANGDON G S, et al. Deformation of thin plates subjected to impulsive load: Part III – an update 25 years on [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 107: 108-117.