

基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法*

郑成¹, 朱业飞^{1,2}, 徐峰³, 卢安格^{1,2}, 曹宇航^{1,2}, 周沪^{1,2}, 孔祥韶¹

(1. 武汉理工大学绿色智能江海直达船舶与邮轮游艇研究中心, 湖北 武汉 430063;

2. 武汉理工大学船海与能源动力工程学院, 湖北 武汉 430063;

3. 中国舰船研究设计中心, 湖北 武汉 430064)

摘要: 针对舰船结构舱内爆炸响应试验, 船用特种钢材价格昂贵, 极大增加试验成本, 故由此开展舱内爆炸响应试验中普通钢材替代特种钢材的等效性研究。为确定不同材料靶板之间的等效关系, 基于靶板结构中心变形相似原则, 考虑靶板不破的情况下, 结合薄板大变形理论分析, 明确了板厚度与内爆响应的关系, 提出靶板材料等效替换方法。运用有限元分析软件 ATUODYN 对封闭空间内爆炸载荷作用在 921A 钢、907A 钢、Q235 钢、Q355 钢四种不同型号钢制靶板过程进行数值仿真, 得到计算结果与试验结果最大误差值为 5.6%, 验证了数值仿真方法的正确性。通过对数值仿真计算得到的等效板厚拟合, 结合不同材料靶板等效板厚与动态屈服强度之间的经验公式, 验证了所提不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法具有合理性和良好的适用性。为用普通船用钢材替代船用特种钢材进行舱内爆炸试验提供了理论依据和数据参考。

关键词: 舱内爆炸响应; 靶板中心变形; 板厚补偿; 等效方法

中图分类号: O383

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Equivalent method of different grades of steel target plates under blast load in the cabin based on plate thickness compensation

ZHENG Cheng¹, ZHU Yefei^{1,2}, XU Feng³, LU Ange^{1,2}, CAO Yuhang^{1,2}, ZHOU Hu^{1,2}, KONG Xiangshao¹

(1. Green & Smart River-Sea-Going Ship, Cruise and Yacht Research Center, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, Hubei, China;

2. School of Naval Architecture, Ocean and Energy Power Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, Hubei, China;

3. China Ship Development and Design Center, Wuhan 430064, China)

*收稿日期: 2024-11-13; 修回日期: 2025-02-23;

基金项目: 国家自然科学基金(12202329; 52171318); 武汉市自然科学基金探索计划(晨光计划)(2024040801020258)

第一作者: 郑成(1991-03), 男, 工学博士, 研究员, E-mail: zhengchengyeep@whut.edu.cn

通信作者: 孔祥韶 (1983-11), 男, 工学博士, 教授, E-mail: kongxs@whut.edu.cn

Abstract: The experimental investigation of internal explosion effects on ship structures still faces fundamental challenges. The prohibitively high costs of specialized naval steel plates impose disproportionate financial burdens on experimental budgets, while the restricted availability of standardized thickness variants has dimensional scaling conflicts during reduced-scale internal explosion experiments. This research proposes an equivalent substitution method for scaled model testing. The methodology enables strategic replacement of naval steel with conventional steel while maintaining response similitude during the internal explosion of ship structures. The primary research objective focuses on validating the equivalent substitution method for conventional steel as a replacement for specialized naval steel without degrading the accuracy of the recorded data. According to the principle of central deformation similarity, the equivalence relationship among target plates made of different grades was established under the assumption of structural integrity during the explosion. Based on the theory of large deflections of thin plates, the relationship between plate thickness and deformation was clarified thoroughly, and an equivalence substitution method for different plate grades was clarified, and an equivalence substitution method for different plate was proposed. This provides a theoretical foundation for substituting specialized naval steel with conventional steel. To validate the proposed method, comprehensive numerical simulations were conducted using the finite element analysis software AUTODYN. The simulations modeled the dynamic response of four different grades of steel target plates (921A steel, 907A steel, Q235 steel, and Q355 steel) under internal blast loading. The maximum deviation between the simulation results and experimental data is only 5.6%, thereby fully confirming the accuracy and reliability of the numerical model. The equivalence relationships among different grades under internal blast loading with different charge volume ratios (0.1, 0.2, 0.4, 0.8, and 1.0) were further explored. Through extensive numerical simulations involving four plates grades (Q235, Q355, 907A, and 921A) with various thicknesses. Fitting analysis of equivalent plate thickness was conducted. By integrating empirical formulas correlating equivalent plate thickness with dynamic yield strength, substituted target plate exhibited less than 10% deviation in central deformation compared to the original plate. The proposed equivalence method for steel target plates of different grades under internal explosion loads has been demonstrated to be both rational and practically applicable. This provides both a theoretical basis and empirical reference for substituting specialized naval steel with ordinary steel in internal explosion experiments.

Keywords: Structural response to internal explosion; Central deformation similarity; Thickness compensation; Equivalence substitution method

0 引言

随着反舰导弹突防能力及毁伤威力大幅提升, 反舰导弹已成为水面舰船主要威胁^[1]。反舰导弹战斗部侵彻穿入舰船内部舱室, 并在舱室内部爆炸, 对舰船内部结构造成严重破坏。舱内爆炸与自由场爆炸载荷特点明显不同, 威力比同等当量下的自由场爆炸大得多, 前者的能量集中通常是后者产生的能量集中的数百倍^[2-6]。为进一步探究其规律, 需开展相应爆炸试验, 但原尺寸模型爆炸试验存在场地限制以及价格昂贵等问题, 故国内外学者常使用缩比模型试验进行研究。目前在舱内爆炸缩比试验中存在船用特种钢板厚规格有限这一问题, 且随着船用特种钢各种性能的不不断提高, 相应价格也在不断攀升。为减少试验成本, 同时解决模型缩尺后特殊船用钢无相应厚度规格这一难题, 如何开展普通船用钢材替代特种钢材在舱内爆炸的等效性研究成为迫切问题。

针对封闭空间爆炸问题, FELDGUN 等^[7-8]聚焦于封闭空间爆炸载荷下准静态压力预测问题, 提出的气体压力预测模型可用于模拟部分封闭空间内爆炸和柔性结构的爆炸响应。HU 等^[9]讨论了封闭空间内爆炸载荷的特性, 并分析了装药形状、装药方向、腔体几何形状和腔体体积变化对腔体壁面上峰值反射超压和冲量的影响。在舱内爆炸动态响应方面, 刘博文等^[10]开展某典型舱室缩比模型内爆试验, 根据量纲分析及数值模拟结果, 得到首次冲击时角隅汇聚冲击波载荷经验计算公式。侯海量等

[11]分析了舱内爆炸载荷的特征以及舱内爆炸下舱室板架结构的失效模式。郑成[12]开展了热塑性纤维增强金属层合板的舱内爆炸响应试验研究,得到了此类层合板结构在舱内爆炸载荷作用下的响应过程和变形模式。姚梦雷等[13]采用小型舱室模型试验结合有限元数值分析的方法,分析不同爆距下Y形夹层板结构的动响应特性,总结得到Y形夹层板结构面板的7种变形模式。“等效”即具备相同效能或效果,从易损性的角度看,不同目标之间一般存在着某种等效关系[14]。针对等效问题,孔祥韶等[15]结合爆炸载荷饱和和作用时间的规律,将封闭空间爆炸载荷等效成矩形载荷。王逸南等[16]对截卵形弹体垂直侵彻钢制均质靶板问题,开展Q345钢替代907A钢材的等效性研究。甘宏伟等[17]基于剩余速度理论,结合数值模拟和统计概率分析,建立了加筋板架结构与均质靶板之间的等效关系。宋卫东等[18]构建了半穿甲战斗部对多层加筋靶板的侵彻力学模型,并提出加筋靶板的等效方法。目前针对侵彻的等效研究已取得一定进展,但是内爆相关研究主要集中在结构响应与威力评估等方面,而针对内爆载荷下靶板的等效方法尚未开展研究。黄松[19]仅分析了自由场爆炸下船用钢与Q235钢的等效关系,而内爆时不仅存在冲击波超压,还会受到准静态压力作用,因此对船用钢在舱内爆炸载荷作用下的等效方法的研究亟需开展。

本文基于靶板结构中心变形相似原则,建立基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法,并根据建立的关系式开展材料等效替换验证,分析材料等效替换对结构变形影响,从而为用普通船用钢材替代船用特种钢材进行舱内爆炸试验提供依据,为模型缩尺后船用特种钢无相应厚度规格这一问题提供解决方案,减少试验成本,具有重要的工程意义。

1 数值仿真分析

本团队前期针对四边固支约束的方形金属靶板在舱内爆炸载荷作用下的动态响应开展了系列试验研究[12],重点分析了金属薄板结构的塑性大变形特征,试验发现舱内爆炸载荷作用下金属薄板结构主要是发生整体塑性变形,中心变形挠度远远大于板厚值,边界区域会形成明显的塑性铰线,中面膜力在板变形过程中起主要作用。同时,舱内爆炸载荷相比敞开环境空爆对金属薄板的作用效果提高了6~8倍,因此舱内爆炸相关问题受到了工程界的广泛关注。在本文中,首先针对文献[12]中已开展的舱内爆炸响应试验进行了数值计算分析与对比验证,得到合理可靠的数值建模与计算分析方法后,借助于数值计算方法开展基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法研究。

1.1 计算模型

数值计算以封闭结构内爆响应的试验为对象,试验装置如图1所示,其内部空间尺寸为 $1800\text{mm} \times 800\text{mm} \times 800\text{mm}$ 。爆炸容器两端设有可拆卸目标板,目标板长宽尺寸均为 1100mm ,目标板的受载区域为 $800\text{mm} \times 800\text{mm}$,故通过宽度为 150mm 的压板对目标板进行约束,最后通过36个直径为 18mm 的螺栓将目标板与箱体紧固连接,试验中球形炸药在装置的中心处引爆。

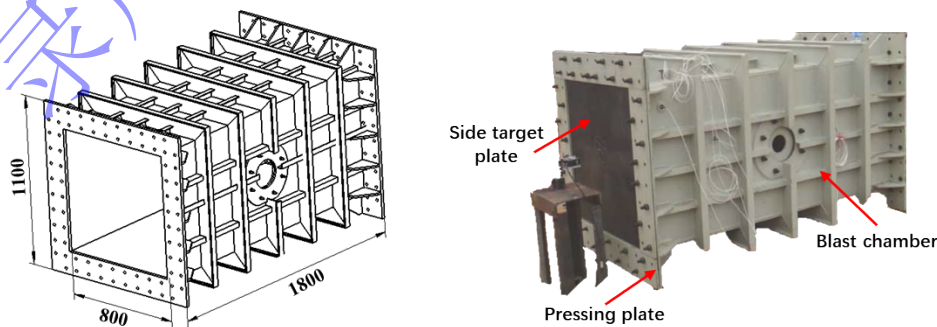


图1 舱内爆炸试验装置示意图

Fig.1 Schematic diagram of the explosion test device in the cabin

数值计算模型与实验装置相似，采用四分之一对称模型，模型结构如图 2 所示。

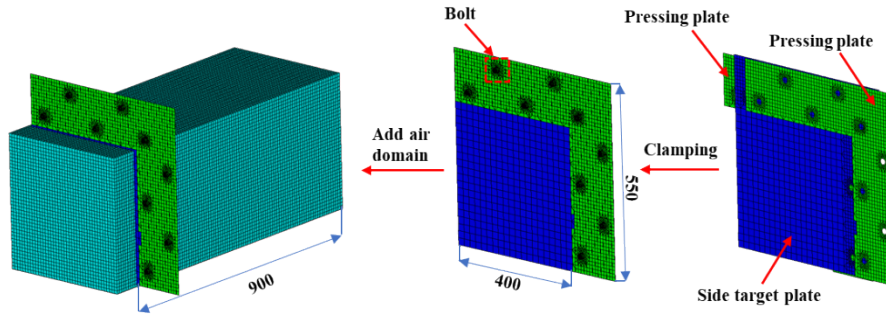


图 2 1/4 有限元对称模型示意图

Fig.2 Schematic diagram of a 1/4 finite element symmetry model

1.1.1 计算模型材料力学性能参数

靶板材料为 Q235 钢、Q355 钢、907A 钢和 921A 钢，靶板材料属性具体参数如表 1 所示。在爆炸载荷作用下，结构材料将历经大变形、高应变率和高温过程，其材料的动态屈服应力采用 Johnson-cook 模型来描述，即

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

式中： σ_{eq} 为材料等效应力； A 为静态屈服应力，MPa； B 为硬化系数，MPa； n 为硬化指数； C 为应变率参数； ε_{eq}^n 为等效塑性应变率； $\dot{\varepsilon}_{eq}$ 为当前塑性应变率； $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率； T 为绝对温度； T_r 为室温； T_m 为熔化温度； m 为热软化指数。

表 1 靶板结构材料的本构参数

Table 1 Constitutive parameters of the structural material of the target plate

靶板材料	密度 ρ / (kg/m^3)	弹性模 量 E	泊松比 ν	屈服应力 A/MPa	硬化系数 B/MPa	硬化指 数 n	应变率 系数 C	热软化 指数 m
Q235 ^[20, 21]	7850	206	0.28	293.8	230.2	0.578	0.0652	0.706
Q355 ^[22, 23]	7850	206	0.28	339.45	405	0.403	0.02	0.659
907A ^[24, 25]	7850	220	0.3	580	395	0.62	0.055	1.03
921A ^[25, 26]	7870	212	0.31	651	395	0.62	0.055	1.03

舱室内的空气采用理想气体状态方程：

$$p = (\gamma - 1) \rho e \quad (2)$$

式中： γ 、 ρ 、 e 分别是空气的比热比、密度与内能，取值为 $\gamma=1.4$ ， $\rho=1.225\text{kg}/\text{m}^3$ ， $e=2.068 \times 105\text{J}/\text{kg}$ 。

1.1.2 有限元模型边界条件与接触设置

空气域均采用 Euler 单元进行离散，具体尺寸为 $1000\text{mm} \times 400\text{mm} \times 400\text{mm}$ ，靠近靶板的一侧向外延伸 100mm 。选取爆源处测点压力时程进行 Euler 网格收敛性分析，考虑到计算规模和精度要求，最终选取 Euler 单元尺寸为 $10\text{mm} \times 10\text{mm} \times 10\text{mm}$ 。再选取经验证的 Euler 单元尺寸进行受载区域 Lagrange 网格收敛性分析，具体结果如图 3 所示。靶板为 Shell 单元，在螺栓孔处进行网格细化。靶板根据网格形状和尺寸分为中心受载区域和受夹持区域，中心受载区域网格为 $20\text{mm} \times 20\text{mm}$ 的四边

形网格；受夹持区域由于螺栓孔的影响，该部分网格主要为四边形和三角形网格，单元最大网格边长为 10mm，进一步的网格细化不能显著提高计算精度。夹持与靶板之间留有 0.2mm 的间隙，使用 External GAP 算法。夹持与靶板之间的摩擦系数设为 0.2。将模型的压板与螺栓设为固支，来约束靶板的刚性位移。螺栓采用 Solid 实体单元模拟，螺栓的预紧力计算式为^[11]：

$$F_v = M_a / KD \quad (3)$$

式中： M_a 为螺栓提供的扭矩， $M_a = 60 \text{ N}\cdot\text{m}$ ； K 为扭矩系数， $K = 0.2$ ； D 为螺栓直径， $D = 16 \text{ mm}$ 。因此，每枚螺栓的预紧力 $F_v = 18.75 \text{ kN}$ 。

数值计算模型中，螺栓及内压板设置为固支边界，约束 6 个方向的自由度，保留外压板在 x 方向的平动位移，约束其余 5 个方向的自由度，并在外压板表面施加大小为 36 枚螺栓的预紧力之和的均布压力，在靶板外侧的空气域表面设置流出边界(flow-out)，为清晰显示边界设置，展示全尺寸模型如图 4 所示。采用 Euler-Lagrange 全耦合计算方法，由于只有靶板受到载荷，所以只选择靶板与欧拉域耦合。

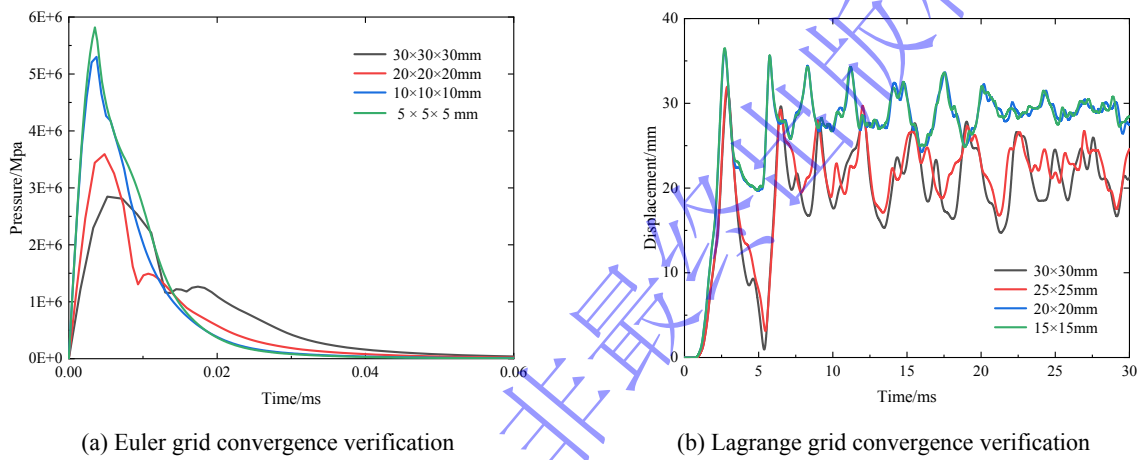


图 3 网格收敛性验证

Figure 3 Grid convergence verification

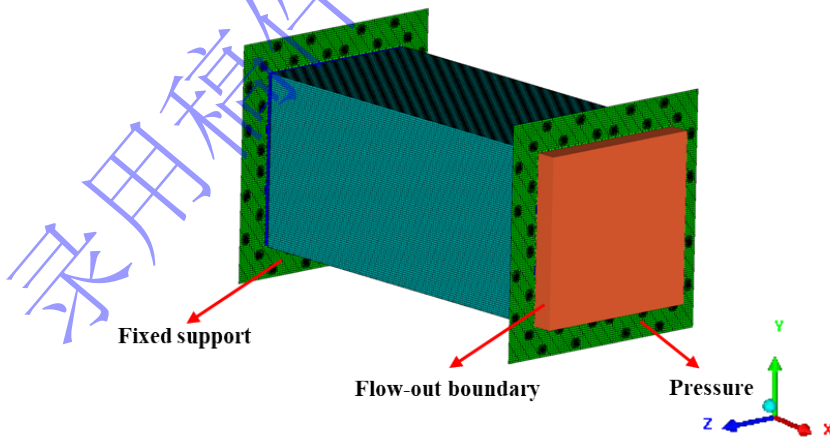


图 4 空气域及边界条件设置

Fig. 4 Air domain and boundary condition settings

1.1.3 炸药参数

TNT 球形炸药填充在模型中心位置，起爆点设置在球心处。炸药使用 JWL 状态方程，即

$$p = C_1 \left(1 - \frac{\omega}{r_1 v} \right) e^{-r_1 v} + C_2 \left(1 - \frac{\omega}{r_2 v} \right) e^{-r_2 v} + \frac{\omega E}{v} \quad (4)$$

式中： C_1 、 C_2 、 r_1 、 r_2 、 ω 为JWL状态方程的特征参数， v 为相对体积， E 为单位体积炸药的初始内能，具体参数如表2所示。

表2 TNT炸药的JWL状态方程参数

Table 2 JWL equation of state parameters for TNT explosives

$C_1/10^{11}\text{Pa}$	$C_2/10^{11}\text{Pa}$	r_1	r_2	ω	爆速 D /(m/s)	CJ 爆压/ 10^{11}Pa
3.738	0.03747	4.15	0.9	0.35	6930	0.21

TNT 当量包括 120g、230g、460g、920g 和 1150g，舱室模型腔内体积为 1.152m^3 ，则每个 TNT 当量的药量与舱室体积比以及炸药具体参数见表 3 所示。其中，药量体积比为 TNT 当量与封闭空间舱室内部体积的比值，单位为 kg/m^3 。

表3 TNT炸药的装药参数

Table 3 Charge parameters of TNT explosives

TNT 当量/g	药量体积比/ (kg/m^3)	半径/mm
120	0.1	25.99
230	0.2	32.23
466	0.4	40.71
920	0.8	51.29
1150	1.0	55.26

1.2 数值仿真结果正确性验证

根据建立的数值仿真模型计算得到各工况的靶板中心变形与试验结果进行比较，如表4所示。

表4 数值仿真结果与文献[12]试验实测数据对比

Table 4 The numerical simulation results are compared with the experimental data in literature [12]

靶板材料	工况	药量体积比/ (kg/m^3)	靶板厚度/ mm	试验变形/ mm	仿真变形/ mm	误差/ %
Q235	1	0.1	2.3	56.8	54.2	-4.58
	2	0.1	3.7	33.9	35.8	5.60
	3	0.2	4.8	37.8	39.5	4.50

通过与试验结果的对比，可以发现，针对不同材料靶板，各工况数值仿真的靶板变形结果与试验结果最大误差值为 5.6%，对爆炸试验的靶板进行三维扫描，通过 PloyWorks 后处理软件得到靶板试件变形云图，与数值仿真计算得到的变形云图进行对比，可以发现，结构变形较为吻合，如图 5 所示。金属板均属于各向同性材料，不同金属板在舱内爆炸试验中塑性大变形阶段变形响应模式一致^[27]，结合上述对比结果可说明所采用的材料参数及数值计算方法能够很好地模拟舱室内爆炸载荷对靶板中心变形影响，为后续开展靶板材料等效替换奠定基础。

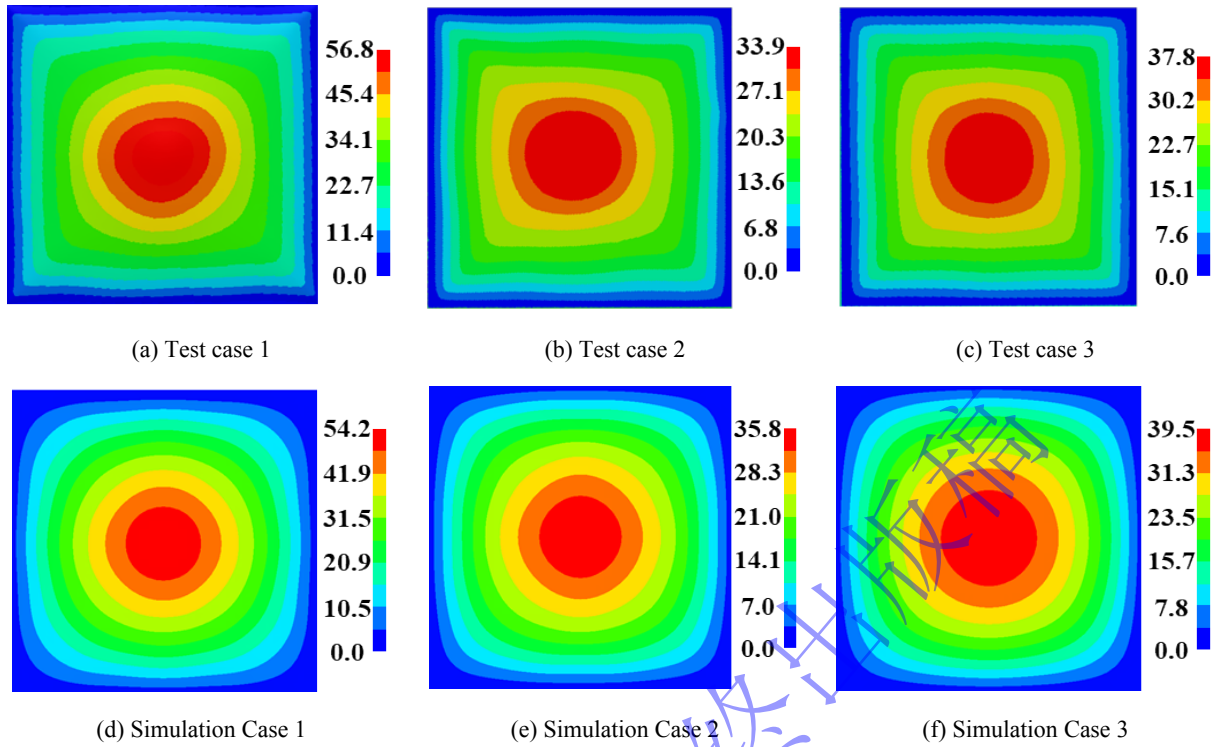


图5 试验与仿真结构变形对比云图

Fig.5. Comparison of deformation between the test and simulation structures

2 靶板材料等效替换分析

2.1 靶板材料等效方法

四周固支边界条件下，方形板在持续时间较长的压力载荷作用下的中心挠度值^[28]为

$$\frac{\delta}{H} = \sqrt{1 + 2\eta(\eta - 1)(1 - \cos(\lambda\tau))} - 1, \quad (5)$$

式中： δ 为板的中心挠度； H 为板的厚度； $\eta = p_0 / p_1$ 为压力载荷幅值与板静态极限载荷之比，

针对四周固支方形板，其静态极限载荷 $P_1 = 48M_0 / L^2$ ， $M_0 = \sigma_0 H^2 / 4$ 为板的单位长度全塑性弯矩，

σ_0 为材料屈服强度， L 为方板边长； τ 为时间； λ 的定义为

$$\lambda^2 = \frac{96M_0}{\mu_m HL^2}, \quad (6)$$

其中， $\mu_m = \rho H$ 为板单位面积质量， ρ 为板密度。

由（5）式可知，在 $\cos(\lambda\tau)$ 取最小值情况下，板的中心挠度值可达最大，板的变形响应达到饱和值，此时对应的饱和响应时间及板的最大变形值分别为

$$\tau_s = \pi / \lambda = \frac{1}{2} \pi L \sqrt{\frac{\rho}{6\sigma_0}}, \quad (7)$$

$$\left(\frac{\delta}{H}\right)_s = 2(\eta - 1). \quad (8)$$

持续时间较长矩形压力载荷作用下板的饱和响应时间和对应变形值^[29]为

$$\tau_s = 0.72L \sqrt{\frac{\rho}{\sigma_0}}, \quad (9)$$

$$\left(\frac{\delta}{H}\right)_s = \begin{cases} \sqrt{8(\eta - 1)}, & 1 \leq \eta < 1.5; \\ 2 + 1.8(\eta - 1.5), & \eta \geq 1.5. \end{cases} \quad (10)$$

由上述可见，持续时间较长的压力载荷下，板的变形响应发生饱和现象时， δ/H 取决于载荷压力幅值与板静态极限载荷之比 η ，且当 η 值较大时， δ/H 与 η 呈线性相关性。其中，压力载荷幅值与板静态极限载荷之比为

$$\eta = \frac{p_0}{p_1} = \frac{p_0 L^2}{\sigma_0 H^2}. \quad (11)$$

在全封闭舱内爆炸情况下，内部准静态压力载荷与炸药能量、气体爆炸产物的平均分子量及封闭空间体积有关，由于本文参考试验中爆炸均为球形 TNT 炸药，故内爆准静态压力载荷取决于炸药能量及封闭空间体积 $p_{QS} \sim Q/V$ ，其中， p_{QS} 为封闭箱体内部的准静态压力载荷幅值， $Q = E_e V_e$ 为炸药在封闭空间内爆炸释放的总能量， E_e 为单位体积炸药爆炸释放的总能量， V_e 为炸药体积， V 为封闭空间的体积。

故用于评估全封闭内爆炸载荷下箱体板结构极限变形的无量纲损伤数 ϕ_i ^[30] 可表示为：

$$\phi_i = \frac{E_e V_e L^2}{\sigma_0 V h^2} \quad (12)$$

式中： h 为板的厚度， σ_0 为材料屈服强度， E_e 为单位体积炸药爆炸释放的能量， V_e 为炸药体积， L 为方板边长， V 为封闭空间的体积。

ϕ_i 考虑了全封闭内爆炸情况下爆炸载荷、结构材料屈服强度、舱室体积以及板结构尺寸对结构变形响应的影响，每个参数均具有严格的物理意义。该无量纲损伤数适用于方形板，同样适用于常见的矩形长方体舱室端部的方形板。由式（12）可知，靶板厚度 h 与屈服强度 σ_0 为靶板变形主要影响参数，在输入的内爆冲击波载荷作用下，基于靶板结构中心变形相似原则，考虑靶板不破的情况下，不同材料靶板屈服强度的等效板厚设计公式^[16]如下：

$$h_2 = \left(\frac{\sigma_{d_1}}{\sigma_{d_2}} \right)^\beta \cdot h_1 \quad (13)$$

式中： σ_{d_1} 为初始材料靶板的屈服强度值，MPa； σ_{d_2} 为替换材料靶板的屈服强度值，MPa； h_1 为初始材料靶板的厚度，mm； h_2 为替换材料靶板的厚度，mm； β 为不同材料靶板屈服强度比的指数。

基于靶板中心变形相同，根据式（13）可知，两种材料等效替换时，两靶板厚度之间存在 β 指数的关系，称其为等效系数，为了获得等效系数 β 的值，将数值仿真结果进行拟合处理，使得各工况下两种材料的靶板中心变形与板厚的关系尽可能趋于一致。该方法可能存在的误差影响因素是数值计算中不同边界条件的设置。在船体舱室结构中壁板大部分为固支边界，为了对工程领域有更好的适用性，本文中靶板边界条件均设置为固支边界。由于在实际船体结构中，主要以金属薄板为基本结构单元，其中根据主流舱室尺寸和板厚值，主要核心舱室的金属薄板长厚比范围在 180 至 550 之间。同时在本团队前期舱内爆炸载荷作用下金属薄板动态响应试验研究中，对于长厚比大于 166 的金属薄板试件，试验工况中即可发现舱内爆炸载荷作用下金属薄板结构变形模式一致，均为整体塑性变形。本文中所采用的数值计算方法得到验证，在此范围内计算得到的板结构变形响应模式与最终变形值均能保证与试验结果高度吻合，从而保证了后续基于此得到的等效方法的可靠性。因此本文在研究基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法时，确定了数值计算中金属靶板的长厚比范围在 180 至 550 之间。

2.2 靶板材料替换关系

为了建立不同药量体积比下不同材料之间等效替换的等效关系，开展 0.1、0.2、0.4、0.8 和 1.0 五种不同药量体积比下，Q235 钢、Q355 钢、907A 钢和 921A 钢四种靶板材料以及不同靶板厚度的数值仿真。

针对不同药量体积比，根据如表 5 所示的各工况数值仿真结果，可得到不同靶板材料之间替换时对应的靶板变形等效板厚拟合结果。

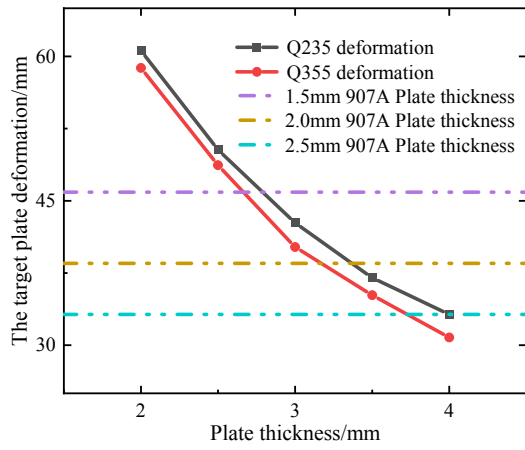
表 5 计算结果统计表
Table 5 Calculation result statistics table

药量体积比 /(kg/m ³)	板厚 /mm	靶板变 形/mm	药量体积 比/(kg/m ³)	板厚 /mm	靶板变 形/mm	药量体积 比/(kg/m ³)	板厚 /mm	靶板变 形/mm
Q235								
0.1	2.0	60.6	0.2	5.0	38.6	0.8	6.0	96.4
0.1	2.5	50.3	0.4	3.0	104.2	0.8	7.0	81.4
0.1	3.0	42.7	0.4	3.5	90.8	1.0	5.0	143.7
0.1	3.5	37.0	0.4	4.0	80.1	1.0	5.5	130.5
0.1	4.0	33.2	0.4	5.0	64.3	1.0	6.0	119.1
0.2	2.5	72.6	0.4	6.0	48.8	1.0	7.0	101.8
0.2	3.0	61.9	0.8	4.0	144.7	1.0	8.0	88.0
0.2	3.5	53.8	0.8	4.5	128.2	—	—	—
0.2	4.0	48.1	0.8	5.0	115.4	—	—	—
Q355								

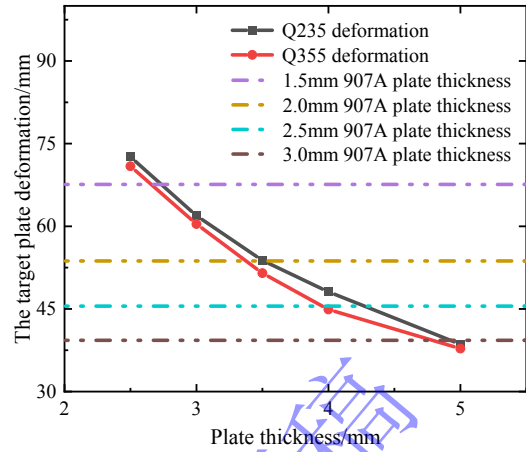
爆 炸 与 冲 击
Explosion and Shock Waves

0.1	2.0	58.8	0.2	5.0	37.8	0.8	6.0	94.6
0.1	2.5	48.7	0.4	3.0	102.4	0.8	7.0	80.3
0.1	3.0	40.2	0.4	3.5	88.9	1.0	5.5	130.2
0.1	3.5	35.2	0.4	4.0	78.8	1.0	6.0	118.6
0.1	4.0	30.8	0.4	5.0	62.3	1.0	6.5	109.5
0.2	2.5	70.9	0.4	6.0	46.8	1.0	7.0	100.6
0.2	3.0	60.4	0.8	4.0	143.5	1.0	8.0	86.7
0.2	3.5	51.5	0.8	4.5	127.4	---	---	---
0.2	4.0	44.9	0.8	5.0	114.4	---	---	---
907A								
0.1	1.0	65.2	0.4	2.0	88.6	0.8	5.0	67.3
0.1	1.5	45.9	0.4	3.0	62.9	1.0	3.0	133.2
0.1	2.0	38.5	0.4	3.5	54.8	1.0	3.5	115.2
0.1	2.5	33.2	0.4	4.0	48.9	1.0	4.0	101.5
0.2	1.0	94.9	0.4	5.0	40.5	1.0	5.0	82.4
0.2	1.5	67.6	0.8	2.0	159.2	1.0	6.0	68.8
0.2	2.0	53.7	0.8	2.5	127.9	---	---	---
0.2	2.5	45.5	0.8	3.0	109.0	---	---	---
0.2	3.0	39.3	0.8	4.0	83.5	---	---	---
921A								
0.1	1.0	63.5	0.4	2.0	85.5	0.8	5.0	64.6
0.1	1.5	44.9	0.4	2.5	71.4	1.0	3.0	127.5
0.1	2.0	37.5	0.4	3.0	60.1	1.0	3.5	110.9
0.1	2.5	32.5	0.4	4.0	46.3	1.0	4.0	98.2
0.2	1.0	91.1	0.4	5.0	38.5	1.0	5.0	79.0
0.2	1.5	65.5	0.8	2.5	122.5	1.0	6.0	65.9
0.2	2.0	52.9	0.8	3.0	103.8	---	---	---
0.2	2.5	43.8	0.8	3.5	90.4	---	---	---
0.2	3.0	35.9	0.8	4.0	80.8	---	---	---

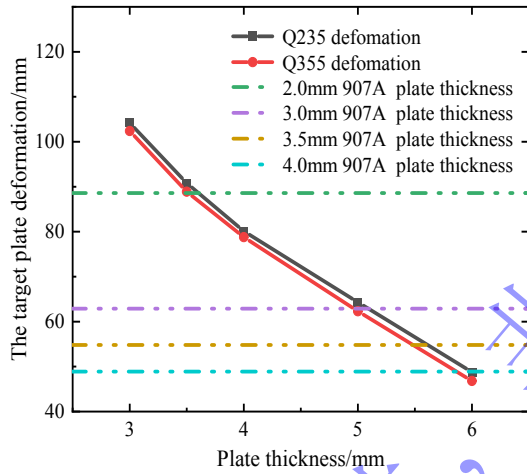
靶板材料由 907A 钢替换成其他材料时，对应的靶板变形等效板厚拟合结果如图 6 所示。



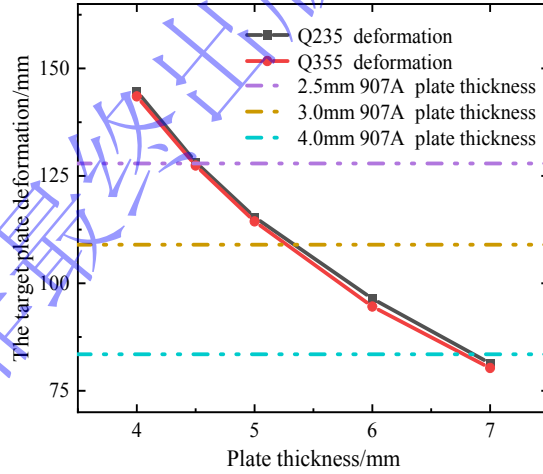
(a) charge volume ratio 0.1



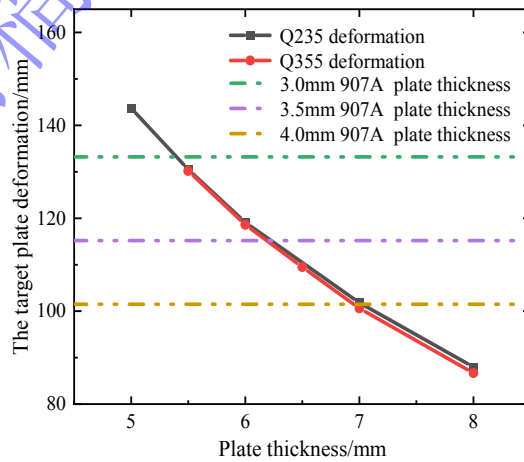
(b) charge volume ratio 0.2



(c) charge volume ratio 0.4



(d) charge volume ratio 0.8



(e) charge volume ratio 1.0

图 6 不同药量体积比下 907A 钢替换成其他材料靶板变形等效曲线

Fig.6 The equivalent deformation curves of 907A steel target plates replaced by other grades of steel under different charge volume ratios.

靶板材料由 921A 钢替换成其他材料时，对应的靶板变形等效板厚拟合结果如图 7 所示。

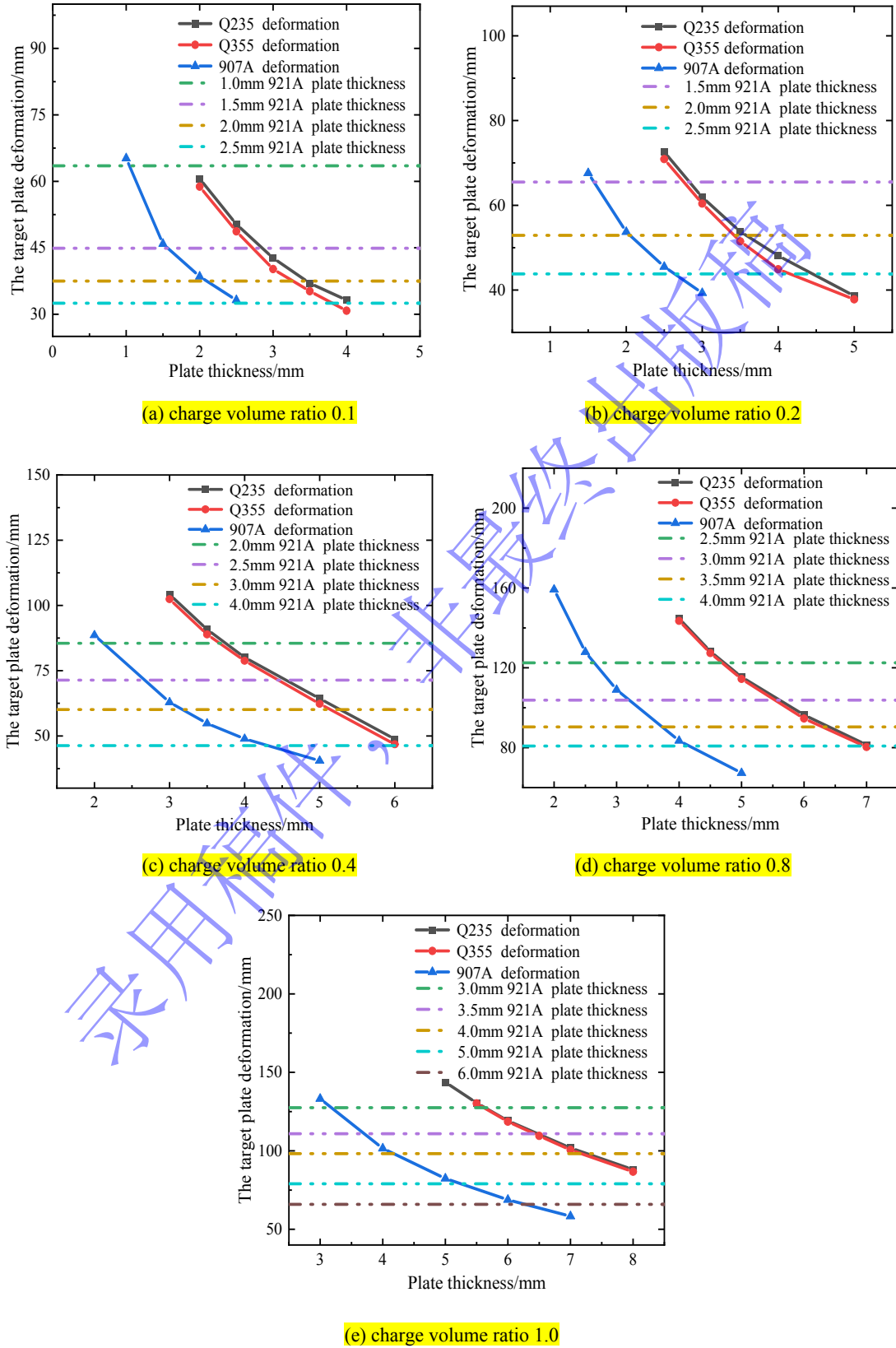


图 7 不同药量体积比下 921A 钢替换成其他材料靶板变形等效曲线

Fig.7 The equivalent deformation curves of 921A steel target plates replaced by other grades of steel under different charge volume ratios.

以图 7 (e)为例可以得出, 药量体积比为 1.0 时, 4.0mm 的 921A 钢可以分别用 4.23mm 的 907A 钢、7.15mm 的 Q355 钢和 7.20mm 的 Q235 钢进行等效替换。

根据不同靶板材料之间替换时对应的靶板变形等效板厚拟合结果, 结合式(13), Q235 钢、Q355 钢、907A 钢和 921A 钢的屈服强度根据表 6 进行选取。

表 6 不同材料钢的屈服强度取值

Table 6 The yield strength of different grades of steel is valued

钢材料	屈服强度/MPa
Q235	235
Q355	355
907A	390
921A	590

为了在实际工程应用中达到快速等效替换的需求, 各材料的屈服强度取为名义屈服应力。Q355 钢替换成 Q235B 钢、907A 钢替换成 Q235 钢、907A 钢替换成 Q355 钢、921A 钢替换成 Q235 钢、921A 钢替换成 Q355 钢和 921A 钢替换成 907A 钢对应的屈服强度比值依次为 1.511、1.660、1.099、2.511、1.662 和 1.513, 求得对应的不同药量体积比、不同材料的等效系数 β 值, 计算结果如表 7 所示。

表 7 等效系数 β 取值表

Table 7 Equivalent coefficients β the value table

药量体积比/ (kg/m ³)	907A 换成 Q235	907A 换成 Q355	921A 换成 Q235	921A 换成 Q355	921A 换成 907A
0.1	1.05	5.03	0.61	0.98	0.08
0.2	1.06	5.28	0.64	1.07	0.10
0.4	1.06	5.32	0.64	1.12	0.10
0.8	1.12	5.88	0.65	1.16	0.10
1.0	1.13	5.94	0.66	1.19	0.10

为更直观、快速得到不同药量体积比下不同材料之间等效替换的等效关系, 将不同药量体积比、不同材料等效替换公式对应的函数关系式制成图谱, 如图 8 所示。

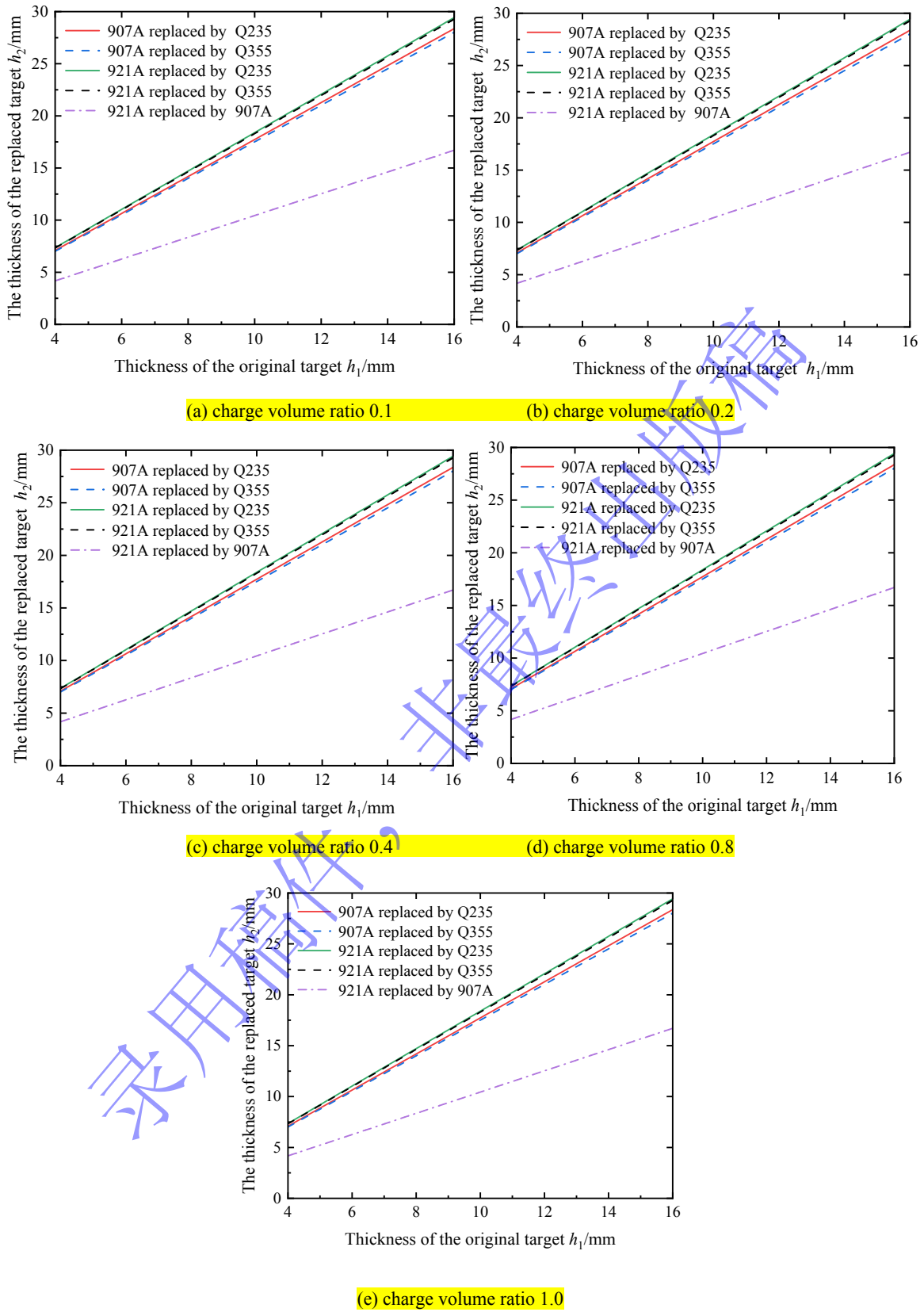


图 8 不同药量体积比材料等效替换关系图

Fig.8 Equivalent substitution relationships of materials under varied charge volume ratios.

2.3 靶板材料替换方法验证

围绕文献[12]试验结果附近值取需要验证的材料等效替换工况，将对应工况的 921A 钢替换成 Q235 钢、Q355 钢和 907A 钢，907A 钢替换成 Q235 钢和 Q355 钢，根据 2.2 节的材料替换关系图谱换算成相应的厚度，开展数值仿真计算。

通过对比替换材料后靶板中心变形大小来验证等效替换的有效性。具体验证工况见表 8~12 所示，误差分布如图 9 所示。

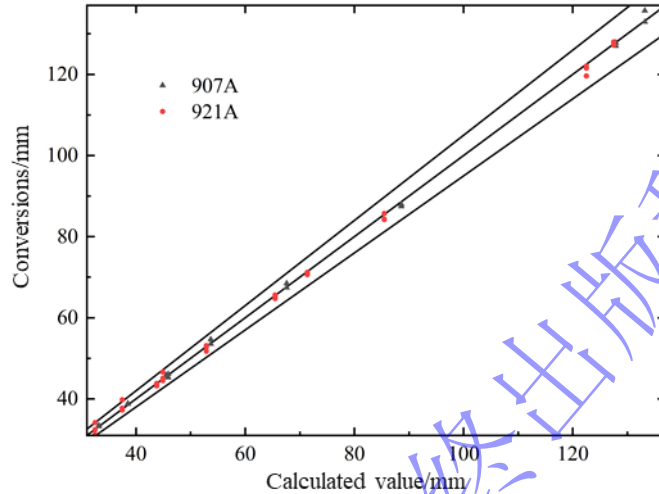


图 9 计算值与换算值的结果对比

Fig.9 Comparison of the calculated value with the converted value

表 8 907A 替换成 Q235 后靶板变形

Table 8 The target plate was deformed after the 907A was replaced with the Q235

药量体积比/ (kg/m ³)	907A 板厚 /mm	等效系数 β	Q235 板厚 /mm	907A 靶板中心变 形/mm	Q235 靶板中心变 形/mm	误差%
0.1	1.5	1.05	2.77	45.9	46.1	0.46
0.1	2.0	1.05	3.34	38.5	38.7	0.52
0.1	4.0	1.05	4.00	33.2	33.4	0.60
0.2	1.5	1.06	2.70	67.6	68.5	1.33
0.2	2.0	1.06	3.46	53.7	54.7	1.86
0.2	2.5	1.06	4.17	45.5	45.9	0.88
0.4	2.0	1.06	3.65	88.6	87.5	-1.24
0.8	2.5	1.12	4.54	127.9	127.0	-0.70
1.0	3.0	1.13	5.40	133.2	132.9	-0.23

表 9 907A 替换成 Q355 后靶板变形

Table 9 The target plate was deformed after the 907A was replaced with the Q355

药量体积比/ (kg/m ³)	907A 板厚 /mm	等效系数 β	Q355 板厚 /mm	907A 靶板中心变 形/mm	Q355 靶板中心变 形/mm	误差%
--------------------------------	----------------	--------------	----------------	--------------------	--------------------	-----

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

0.1	1.5	5.03	2.66	45.9	45.2	-1.53
0.1	2.0	5.03	3.16	38.5	38.9	1.04
0.1	4.0	5.03	3.67	33.2	33.3	0.30
0.2	1.5	5.28	2.65	67.6	67.4	-0.30
0.2	2.0	5.28	3.37	53.7	53.5	-0.37
0.2	2.5	5.28	3.95	45.5	45.7	0.44
0.4	2.0	5.32	3.56	88.6	88.0	-0.68
0.8	2.5	5.88	4.5	127.9	127.8	-0.08
1.0	3.0	5.94	5.25	133.2	135.7	1.88

表 10 921A 替换成 Q235 后靶板变形

Table 10 The target plate was deformed after the 921A was replaced with the Q235

药量体积比/ (kg/m ³)	921A 板厚 /mm	等效系数 β	Q235 板厚 /mm	921A 靶板中心变 形/mm	Q235 靶板中心变 形/mm	误差%
0.1	1.5	0.61	2.84	44.9	46.6	3.79
0.1	2.0	0.61	3.44	37.5	37.2	-0.80
0.1	2.5	0.61	4.12	32.5	31.2	-4.00
0.2	1.5	0.64	2.84	65.5	65.2	-0.46
0.2	2.0	0.64	3.58	52.9	52.8	-0.19
0.2	2.5	0.64	4.34	43.8	43.6	-0.46
0.4	2.0	0.64	3.78	85.5	84.2	-1.52
0.4	2.5	0.64	4.53	71.4	71.2	-0.28
0.8	2.5	0.65	4.74	122.5	121.5	-0.82
1.0	3.0	0.66	5.64	127.5	128.0	0.39

表 11 921A 替换成 Q355 后靶板变形

Table 11 The target plate was deformed after the 921A was replaced with the Q355

药量体积比/ (kg/m ³)	921A 板厚 /mm	等效系数 β	Q355 板厚 /mm	921A 靶板中心变 形/mm	Q355 靶板中心变 形/mm	误差%
0.1	1.5	0.98	2.72	44.9	44.5	-0.89
0.1	2.0	0.98	3.24	37.5	37.7	0.53
0.1	2.5	0.98	3.76	32.5	32.4	-0.31
0.2	1.5	1.07	2.74	65.5	64.7	-1.22
0.2	2.0	1.07	3.42	52.9	53.1	0.38
0.2	2.5	1.07	4.10	43.8	43.2	-1.37
0.4	2.0	1.12	3.70	85.5	84.3	-1.40

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

0.4	2.5	1.12	4.41	71.4	71.1	-0.42
0.8	2.5	1.16	4.70	122.5	122.0	-0.41
0.1	3.0	1.19	5.61	127.5	127.7	0.16

表 12 921A 替换 907A 后靶板变形

Table 12 The target plate is deformed after the 921A replaces the 907A

药量体积比/ (kg/m ³)	921A 板厚 /mm	等效系数 β	907A 板厚 /mm	921A 靶板中心变 形/mm	907A 靶板中心变 形/mm	误差%
0.1	1.5	0.08	1.57	44.9	45.1	0.44
0.1	2.0	0.08	2.05	37.5	39.8	6.13
0.1	2.5	0.08	2.55	32.5	34.1	4.92
0.2	1.5	0.10	1.59	65.5	65.6	0.15
0.2	2.0	0.10	2.06	52.9	51.7	-2.28
0.2	2.5	0.10	2.58	43.8	43.9	0.23
0.4	2.0	0.10	2.08	85.5	85.7	0.23
0.4	2.5	0.10	2.61	71.4	70.6	-1.12
0.8	2.5	0.10	2.69	122.5	119.6	-2.37
1.0	3.0	0.10	3.15	127.5	127.2	-0.24

根据材料替换关系图谱将 921A 钢换算成 907A 钢、Q355 钢和 Q235 钢，将 907A 钢换算成 Q355 钢和 Q235 钢，替换靶板材料后靶板中心变形与原靶板材料靶板中心变形误差均在 10% 以内，验证了基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下等效方法的可靠性。

3 总结

通过建立的封闭舱室模型开展数值仿真计算，与舱内爆炸试验结果进行对比，数值仿真的靶板变形结果与试验结果最大误差值为 5.6%，验证了数值仿真方法的准确性。基于靶板结构中心变形相似，建立基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法，替换靶板材料后靶板中心变形与原靶板材料靶板中心变形误差均在 10% 以内，验证了等效方法的可靠性。

主要结论如下：

- (1) 基于靶板中心变形相似的原则，拟合了不同药量体积比下不同材料靶板的等效板厚设计公式，建立了基于板厚补偿的不同型号钢制靶板在舱内爆炸载荷作用下的等效方法。
- (2) 根据 2.2 节的材料替换关系图谱换算成相应的厚度，开展数值仿真计算，替换靶板材料后靶板中心变形与原靶板中心变形误差均在 10% 以内，验证了各材料替换公式的可靠性。可根据建立的材料替换关系图谱快速地完成舱室内爆试验船用特种钢材等效替换成普通船用钢材，具有重要的工程意义。
- (3) 本文仅探讨了固支边界情况下的金属靶板中心变形，未探讨其他边界条件对靶板中心变形的影响，后续可以此开展相应研究。

参考文献：

- [1] 姚迪, 罗刚, 谢伟, 等. 裸装药舱内爆炸压力载荷规律研究 [J]. 武汉理工大学学报(交通科学与工程版), 2019, 43(01): 168-173. DOI: 10.3963/j.issn.2095-3844.2019.01.033.

- YAO D, LUO G, XIE W, et al. Study on the Law of Explosion Pressure Load in Bare Charge Chamber [J]. Journal of Wuhan University of Technology(Transportation Science & Engineering), 2019, 43(01): 168-173. DOI: 10.3963/j.issn.2095-3844.2019.01.033.
- [2] 李延, 刘海燕, 王伟, 等. 舱内爆炸作用下固支方板的变形与破坏模式 [J]. 船舶力学, 2021, 25(07): 927-934. DOI: 10.3936/j.issn.1007-7294.2021.07.010.
- LI Y, LIU H Y, WANG W, et al. Deformation and failure modes of clamped square plates under internal blast [J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(07): 927-934. DOI: 10.3936/j.issn.1007-7294.2021.07.010.
- [3] DRAGOS J, WU C, OEHLERS D J. Simplification of fully confined blasts for structural response analysis [J]. Engineering Structures, 2013, 56: 312-326. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.05.018.
- [4] EDRI I, SAVIR Z, FELDGUN V R, et al. On Blast Pressure Analysis Due to a Partially Confined Explosion: I. Experimental Studies [J]. International Journal of Protective Structures, 2011, 2(1): 1-20. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.1.
- [5] SALVADO F C, TAVARES A J, TEIXEIRA-DIAS F, et al. Confined explosions: The effect of compartment geometry [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2017, 48: 126-144. DOI: 10.1016/j.jlp.2017.04.013.
- [6] SILVESTRINI M, GENOVA B, TRUJILLO F J L. Energy concentration factor: A simple concept for the prediction of blast propagation in partially confined geometries [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2009, 22(4): 449-454. DOI: 10.1016/j.jlp.2009.02.018.
- [7] FELDGUN V R, KARINSKI Y S, EDRI I, et al. Prediction of the quasi-static pressure in confined and partially confined explosions and its application to blast response simulation of flexible structures [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 90: 46-60. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.12.001.
- [8] FELDGUN V R, KARINSKI Y S, YANKELEVSKY D Z. A simplified model with lumped parameters for explosion venting simulation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(12): 964-975. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2011.08.004.
- [9] HU Y, WU C, LUKASZEWICZ M, et al. Characteristics of Confined Blast Loading in Unvented Structures [J]. International Journal of Protective Structures, 2011, 2(1): 21-43. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.21.
- [10] 刘博文, 龙仁荣, 张庆明, 等. 舱内爆炸角隅汇聚反射冲击波超压特性研究 [J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(01): 35-51. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0232.
- LIU B W, LONG R R, ZHANG Q M, et al. Study on the corner overpressure characteristics of concentrated reflected shock wave due to internal blast in cabin [J]. Explosion and Shock Waves, 2023, 43(01): 35-51. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0232.
- [11] 侯海量, 朱锡, 梅志远. 舱内爆炸载荷及舱室板架结构的失效模式分析 [J]. 爆炸与冲击, 2007, (02): 151-158.
- HOU H L, ZHU X, MEI Z Y. Study on the blast load failure mode of structure subject to internal explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2007, (02): 151-158.
- [12] 郑成. 舱内爆炸载荷下单层及多层层合板响应特性研究 [D]. 武汉: 武汉理工大学, 2018: 17-55.
- [13] 姚梦雷, 侯海量, 李典, 等. 舰船舱内爆炸载荷下 Y 形夹层板动响应及抗爆性能影响因素 [J]. 兵工学报, 2024, 45(03): 837-854. DOI: 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 Warship Cabin [J]. Acta Armamentarii, 2024, 45(03): 837-854. DOI: 10.12382/bgxb.2022.0761.
- [14] 王然辉, 李文胜, 杨世荣, 等. 基于易损性的目标标准化及其应用 [J]. 火力与指挥控制, 2017, 42(12): 105-10+14. DOI: 10.3969/j.issn.1002-0640.2017.12.022.
- WANG R H, LI W S, YANG S R, et al. Target standardization and its application based on vulnerability [J]. Fire Control & Command Control, 2017, 42(12): 105-10+14. DOI: 10.3969/j.issn.1002-0640.2017.12.022.
- [15] 孔祥韶, 周沪, 郑成, 等. 基于饱和响应时间的封闭空间内爆炸载荷等效方法研究 [J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(09): 15-25. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0183.

- KONG X S, ZHOU H, ZHENG C, et al. An equivalent calculation method for confined-blast load based on saturated response time [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(09): 15-25. DOI: 10. 11883/bzycj-2018-0183.
- [16] 王逸南, 张建伟, 王治, 等. 基于板厚补偿的 921A 钢与 Q345 钢靶板在截卵形弹体侵彻下的等效方法 [J]. *兵工学报*, 2021, 42(11): 2465-2475. DOI: 10. 3969/j.issn. 1000-1093. 2021. 11. 020.
- WANG Y N, ZHANG J W, WANG Z, et al. Equivalent Method for 921A Steel and Q345 Steel Target Plates Based on Plate Thickness Compensation Model under the Penetration of Truncated-oval Nose Projectile [J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(11): 2465-2475. DOI: 10. 3969/j.issn. 1000-1093. 2021. 11. 020.
- [17] 甘宏伟, 陈威, 李吉峰, 等. 加筋板架结构与均质靶板等效关系的数值分析 [J]. *四川兵工学报*, 2010, 31(11): 20-22.
- GAN H W, CHEN W, LI J F, et al. Numerical analysis of the equivalent relationship between the stiffened plate frame structure and the homogeneous target plate [J]. *Journal of Sichuan Ordnance*, 2010, 31(11): 20-22.
- [18] 宋卫东, 宁建国, 张中国, 等. 多层加筋靶板的侵彻模型与等效方法 [J]. *弹道学报*, 2004, (03): 49-54.
- SONG W D, NING J G, ZHANG Z G, et al. Penetration model and equivalence method of multi layered stiffened plates [J]. *Journal of Ballistics*, 2004, 16(3): 49-54.
- [19] 黄松. 舰船易损性分析中船用钢的等效靶研究 [D]. 太原: 中北大学, 2019: 61-70.
- [20] 郭子涛, 高斌, 郭钊, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的动态本构关系 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(04): 804-810. DOI: 10. 1183/bzycj-2016-0333.
- GUO Z T, GAO B, GUO Z, et al. Dynamic constitutive relation based on J-C model of Q235 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(04): 804-810. DOI: 10. 1183/bzycj-2016-0333.
- [21] 林莉, 支旭东, 范锋, 等. Q235B 钢 Johnson-Cook 模型参数的确定 [J]. *振动与冲击*, 2014, 33(09): 153-8+72. DOI: 10. 13465/J.CNKI.JVS. 2014. 09. 028.
- LIN L, ZHI X D, FAN F, et al. Determination of parameters of Johnson-Cook models of Q235B steel [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(09): 153-8+72. DOI: 10. 13465/J.CNKI.JVS. 2014. 09. 028.
- [22] 姜涛, 纪冲, 刘影, 等. 爆炸荷载下 Q345B 钢管结构的损伤特性研究 [J]. *兵器装备工程学报*, 2021, 42(01): 224-230. DOI: 10. 11809/bqzbgcxb. 2021. 01. 040.
- JIANG T, JI C, LIU Y, et al. Study on Damage Effect of Q345B Steel Pipe Subjected to Blast Load [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2021, 42(01): 224-230. DOI: 10. 11809/bqzbgcxb. 2021. 01. 040.
- [23] 朱昱. 基于 Johnson-Cook 模型的 Q355B 钢动态本构关系研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨理工大学 2019: 30-40.
- [24] 李莹, 汪玉, 吴卫国, 等. 船用 907A 钢的动态力学性能和本构关系 [J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2015, 36(01): 127-129. DOI: 10. 3969/j.issn.1006-7043. 2013. 11. 093.
- LI Y, WANG Y, WU W G, et al. Dynamic mechanical behavior and constitutive relation of the ship-built steel 907A [J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2015, 36(01): 127-129. DOI: 10. 3969/j.issn.1006-7043. 2013. 11. 093.
- [25] 陈继恩. 基于应力三轴度的材料失效研究 [D]. 武汉: 华中科技大学 2012.
- [26] 徐磊, 卢永锦. 火灾爆炸作用下 921A 钢力学性能及本构关系 [J]. *船舶工程*, 2019, 41(01): 69-73. DOI: 10. 13788/j.cbgc. 2019. 01. 13.
- XU L, LU Y J. Mechanical Properties and Constitutive Relation of Steel 921A under Effects of Fire and Explosion [J]. *Ship Engineering*, 2019, 41(01): 69-73. DOI: 10. 13788/j.cbgc. 2019. 01. 13.
- [27] 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. DOI: 10. 1016/0734-743X(95)00018-2.
- [28] ZHAO Y-P. Saturated duration of rectangular pressure pulse applied to rectangular plates with finite-deflections [J]. *Mechanics Research Communications*, 1997, 24(6): 659-666. DOI: 10. 1016/S0093-6413(97)00084-0.
- [29] ZHU L, YU T X. Saturated impulse for pulse-loaded elastic-plastic square plates [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1997, 34(14): 1709-1718. DOI: 10. 1016/S0020-7683(96)00111-4.

- [30] 郑成, 孔祥韶, 周沪, 等. 全封闭舱内爆炸载荷作用下薄板变形研究 [J]. 兵工学报, 2018, 39(08): 1582-1589. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.08.015.
ZHENG C, KONG X S, ZHOU H, et al. On the Deformation of Thin Plates Subjected to Confined Blast Loading [J]. Acta Armamentarii, 2018, 39(08): 1582-1589. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.08.015.

录用稿件，
非最终出版稿