

考虑燃热增强效应的封闭空间内 爆炸载荷的简化方法*

张绪豪^{1,2}, 周沪^{1,2}, 郑成¹, 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)

摘要: 针对富燃料炸药在封闭空间内爆炸载荷特性复杂、高精度求解与工程应用成本高昂的问题, 首先建立了封闭空间内考虑燃热增强效应的爆炸载荷数值计算方法, 与试验的准静态压力、饱和响应时间内的冲量及靶板残余变形进行对比, 误差均在 10% 以内, 验证了数值计算方法的可靠性。系统分析了封闭空间内爆炸载荷的时空分布规律, 并提出一种同时考虑饱和响应时间与准静态压力的等效载荷简化方法, 与全耦合计算的中心点首峰值变形与残余变形对比, 误差均在 10% 以内, 验证了等效载荷简化方法的可靠性。通过研究等效载荷空间分布形式及准静态压力对结构响应的影响, 结果表明: 在当前研究范围内, 等效载荷空间分布对结构响应的影响相对较小, 而准静态压力贡献不可忽略。根据上述认识, 最终提出了基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型, 对比 10 组简化模型与试验的残余变形值, 误差均在 15% 以内, 验证了简化模型的可靠性。研究表明, 该模型在不同工况下均具有良好的适用性, 能够在保证计算精度的同时显著提升计算效率, 可为封闭空间爆炸相关工程问题的简化分析提供技术路径。

关键词: 燃热增强效应; 内爆载荷; 简化方法; 准静态压力

中图分类号: O383

国标学科代码: I3035

文献标识码: A

A simplified calculation method for confined blast loading considering afterburning effect

ZHANG Xuhao^{1,2}, ZHOU Hu^{1,2}, ZHENG Cheng¹, 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)

Abstract: Aiming at the problems of complex characteristics of explosion loads induced by fuel-rich explosives in confined spaces, as well as the high cost of high-precision solution and engineering application, and based on the preliminary experiments, a numerical calculation method for confined blast loading considering the afterburning effect was first established. The method

* 收稿日期: 2026-01-22; 修回日期: 2026-04-25;

基金项目: 国家自然科学基金(52171318); 湖北省自然科学基金计划青年项目(2025AFB160);

第一作者: 张绪豪(2002—), 男, 硕士研究生. E-mail: 18365707265@163.com;

通信作者: 周沪(1994—), 男, 博士, 助理研究员. E-mail: zhouhu@whut.edu.cn.

was verified for its reliability by comparing the calculated quasi-static pressure, impulse within the saturation response time and residual deformation with the experimental results, with all relative errors controlled within 10%. The spatiotemporal distribution law of confined blast loading in confined spaces was systematically analyzed, and an equivalent load simplification method considering both the saturation response time and quasi-static pressure was proposed. The reliability of this simplification method was validated by comparing the calculated first peak deformation and residual deformation at the central point with the results from full-coupling calculation, where all errors were within 10%. Through an investigation into the spatial distribution form of the equivalent load and the influence of quasi-static pressure on structural response, the results show that within the scope of the current research, the spatial distribution of the equivalent load has a relatively minor impact on structural response, while the contribution of quasi-static pressure cannot be neglected. On the basis of the above findings, a two-stage load simplification model based on the load characteristics at the central point of the target plate was finally proposed. The reliability of the simplified model was confirmed by comparing the residual deformation values obtained from 10 groups of simplified model calculations with the experimental data, with all errors within 15%. The research results indicate that the proposed model exhibits good applicability under different working conditions; it can significantly improve the calculation efficiency while ensuring the calculation accuracy, and thus provides a technical approach for the simplified analysis of engineering problems related to confined space explosions.

Keywords: afterburning effect; confined blast loading; simplification method; quasi-static pressure

随着反舰导弹突防能力及毁伤威力大幅提升,已成为水面舰船主要威胁^[1],其战斗部侵彻舱室内部爆炸对舰船结构造成严重破坏^[2]。炸药在封闭空间内发生爆炸时,其载荷形态相较于开放空间差异明显,反射冲击波大幅增强,燃热耦合效应显著^[3]。内爆载荷作用下结构变形取决于药量、炸药种类和结构几何参数等诸多因素^[4],涉及变量多、形式复杂、研究成本高^[5]。国内外学者针对封闭空间内爆炸载荷,已开展了试验、理论及数值计算等方面的研究^[6-9]。然而,现有研究尚未形成适用于防护领域的简化载荷分析方法。

前人通过研究压力载荷作用下简支梁、简支方板和弹塑性方板等结构的动态响应过程,提出了“饱和冲量”和“饱和响应时间”的概念^[10-12]。结构的饱和特性为空爆载荷下结构变形计算提供了简化方法,空爆载荷作用时间短,远低于饱和响应时间,因此结构的动态响应过程只与载荷冲量相关^[13,14]。而封闭空间内爆炸载荷作用时间较长,高于饱和响应时间^[15,16],无法再用上述方法进行简化,综合考虑初始冲击波和饱和响应规律,提出了基于饱和响应时间的载荷等效方法^[17]。而该方法只针对后燃烧能量较小的工况进行了研究,并未充分考虑燃热增强效应对等效载荷简化过程的影响。当前内爆防护领域已围绕简化载荷分析方法开展多方面研究,但对于结构响应的影响因素探讨尚未完善,且等效载荷处理过程繁琐,未建立一个快捷高效的载荷简化模型。

鉴于此,本文首先建立了封闭空间内考虑燃热增强效应的爆炸载荷数值计算方法,基于验证后的数值模型,系统分析考虑燃热增强效应的爆炸载荷时空分布特性,从而提出了基于饱和响应时间及准静态压力的等效载荷简化方法;基于验证后的简化方法,对比分析等效载荷空间分布与准静态压力对结构响应的影响,最终提出了基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型,该模型既可保证精度又可高效计算,为封闭空间爆炸问题的工程简化分析提供依据。

1 数值计算

本节开展了封闭空间内考虑燃热增强效应的爆炸载荷数值计算,以额外能量的形式实现后燃烧能量的引入,通过与前期开展的封闭空间内爆试验对比验证了数值计算方法的可靠性。

1.1 数值模型建立

本文以前期试验^[18]为依据,开展内爆载荷的数值计算。试验装置中封闭箱体总长为 900 mm,壁

厚为 20 mm；试验靶板采用 Q235 钢材质，尺寸为 700 mm×700 mm，其中有效受载区域为 400 mm×400 mm，板厚为 2.7 mm。根据爆炸箱体结构实际尺寸及几何对称性，构建的 1/2 数值计算模型如图 1 所示，原点设置在舱室中心，X 轴沿着对称面长边方向延伸，Y 轴垂直于对称面向内延伸，Z 轴沿着对称面短边方向延伸，具体轴系设置如图 1 所示，其中压力测点 P1 坐标为(375,138,200)，单位为 mm。模型内部空间尺寸为 900 mm×400 mm×200 mm，同时，箱体内部空气域采用欧拉网格离散，为了保证流固耦合在动态响应过程中始终有效，空气域往靶板法向延伸 100 mm^[19]。箱体及内外压板厚度均为 20 mm，靶板尺寸为 700 mm×350 mm×2.7 mm，有效受载区域尺寸为 400 mm×200 mm。考虑到试验中封闭箱体壁厚为 20 mm，且未出现明显变形，数值计算中采用不可流出边界模拟刚性壁面。

考虑螺栓的直径及施加到螺栓上的扭矩，单枚螺栓作用于外压板的压力取值为 $P_x=18.75$ kN^[20]，数值计算中将全部 20 枚螺栓产生的压力平均施加到外压板的表面，以模拟螺栓的预紧力，按照上述条件，换算出面压力为 2.27 MPa。螺栓被简化为直径为 16 mm 的圆柱体，限制六个方向的自由度，以模拟螺栓在 YOZ 平面内对靶板变形的约束作用，螺栓与螺栓孔的间隙为 1 mm。靶板的边界约束由内外压板共同提供，无需施加额外约束条件，靶板与内外压板的初始间距为 0.2 mm，三者间的静摩擦系数 μ 为 0.2。对于内外压板和螺栓，忽略变形，仅考虑刚体运动。

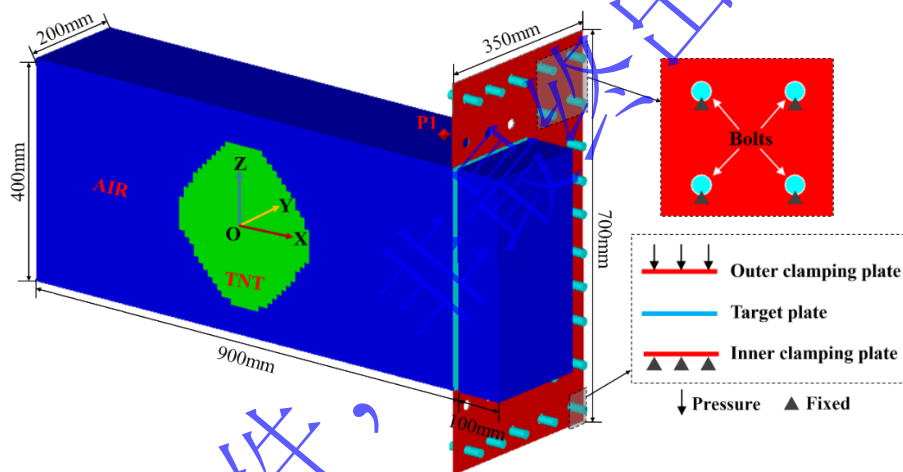


图1 封闭空间内爆炸数值计算模型

Fig.1 Numerical calculation model for confined-space explosions

试验中炸药使用了 28 g、35 g 和 42 g 三种药量的圆柱形 TNT，具体尺寸如表 1 所示。炸药的质心点与原点重合，轴线沿 Z 轴放置，爆点在圆柱体上表面圆心处，通过二维轴对称映射到三维空间的方法计算冲击波压力载荷。

表 1 三种药量的炸药尺寸^[21]

Table 1 Explosive sizes for three charge masses^[21]

药量/g	直径/mm	高度/mm
28	25.2	36
35	30.1	31.2
42	30.1	37.6

为平衡计算时长与精度，靶板的最终网格尺寸在加载区域设为 10 mm，而在螺栓孔附近的夹持区域则采用更细的 2 mm 网格，以提高计算精度；空气域的网格尺寸为 10 mm^[22]。

1.2 材料模型及参数

(1) 炸药

TNT 的状态方程采用如式(1)所示的 JWL 方程:

$$p = A \left(1 - \frac{w\eta}{R_1} \right) e^{-\frac{R_1}{\eta}} + B \left(1 - \frac{w\eta}{R_2} \right) e^{-\frac{R_2}{\eta}} + w\rho e \quad (1)$$

式中: p 为爆轰产物的压力; A , B , R_1 , R_2 和 w 为常数; $\eta = \rho / \rho_0$; ρ 为爆轰产物的密度; ρ_0 为参考密度, 即 TNT 的初始装药密度; e 为单位质量爆轰产物的内能, 初始值等于爆热, 即 $e_0 = Q_e$ 。

TNT 炸药材料模型具体参数如表 2 所示。

表 2 TNT 炸药材料模型参数^[23]

Table 2 TNT explosive material model parameters^[23]

A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	w	$e_0/(\text{MJ/kg})$
371	3.23	4.15	0.95	0.30	4.30

TNT 在封闭空间内爆炸会产生明显的爆轰产物燃烧过程, 释放的能量通过在 JWL 状态方程中添加能量来完成, 后燃烧能量 Q_{ab} 具体数值通过单位质量炸药释放的能量 Q 减去爆热 Q_e 得到, 其中 Q 通过式(2)计算^[24], Q_e 的值等于 e 的初始值 e_0 。

$$Q = \left(\frac{p_s}{\gamma_m - 1} - \frac{p_a}{\gamma_0 - 1} \right) / \frac{W}{V} \quad (2)$$

式中: p_a 为空气初始压力, 取 101.332 kPa; γ_0 为空气的绝热指数, 取 1.4; W 为装药质量; V 为密闭空间的容积; p_s 为爆炸后混合气体的准静态压力, 在缺乏试验数据的情况下, 可以参考美国国防部统一设施标准 UFC 3-340-02 根据大量试验数据绘制的准静态压力曲线, 如图 2 所示; γ_m 为混合气体的绝热指数 1.35^[25]。

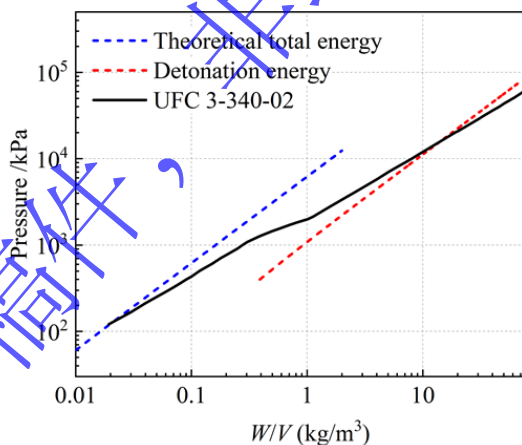


图 2 不同药量体积比下 UFC 3-340-02 曲线及能量对比^[26]

Fig 2 UFC 3-340-02 curves and energy comparisons under different charge volume ratios^[26]

理想情况下封闭空间内 TNT 爆轰产物完全反应的 W/V 临界值为 0.387 kg/m^3 ^[27], 本论文三种药量的 W/V 分别为 0.194、0.243、0.292 kg/m^3 , 均小于 0.387 kg/m^3 , 此时封闭空间内有足够的氧气来支撑 TNT 爆轰产物完全反应。

图 2 中蓝线代表完全燃烧理论总能量, 红线代表爆轰能量, 黑线代表实际爆炸后释放的能量, 可见在 $W/V < 0.387 \text{ kg/m}^3$ 时, 黑线位于蓝线与红线之间, 实际爆炸后释放的能量小于完全燃烧理论总能量, 大于爆轰能量, 因为实际封闭空间内爆炸会发生燃热增强效应, 产生后燃烧能量, 但爆轰产物又无法完全燃烧, 后燃烧能量达不到理论最大值。在 $W/V < 0.387 \text{ kg/m}^3$ 时, 封闭空间内虽有足够的氧气来支撑 TNT 爆轰产物完全反应, 但实际中爆轰产物无法与空气完全混合, 导致无法完全燃烧, 故三

种药量的后燃烧能量有所差异，具体取值见表 3。

表 3 三种药量的后燃烧能量

Table 3 Afterburning energy for three charge masses

药量/g	$W/V/(\text{kg}/\text{m}^3)$	爆热/(MJ/kg)	后燃烧能量/(MJ/kg)
28	0.194	4.30	4.96
35	0.243	4.30	4.36
42	0.292	4.30	3.75

(2) 空气

空气采用理想气体状态方程来描述，其形式如下：

$$P = \rho(\gamma - 1)e \quad (3)$$

其中， P 为空气压力； ρ 为空气密度， $\rho=1.225 \text{ kg}/\text{m}^3$ ， γ 为绝热系数， $\gamma=1.4$ ， e 为空气的比内能， $e=2.068 \times 10^5 \text{ J}/\text{kg}$ 。

(3) 靶板

靶板材料为 Q235 钢，厚度为 2.7 mm，其动态屈服应力采用 Cowper Symonds 本构模型进行描述，表达形式如下：

$$\sigma = (A + B\varepsilon_{pl}^n) \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{D} \right)^q \right) \quad (4)$$

式中， σ 为材料的动态屈服应力； A 为材料的静态屈服应力； B 为材料的硬化模量； n 为硬化指数； D 和 q 为应变率常数； $\dot{\varepsilon}_{pl}$ 为材料的塑性应变率。

本文 Q235 钢的 C-S 模型具体材料参数如表 4 所示：

表 4 Q235 钢 C-S 模型材料参数^[28]

Table 4 C-S model material parameters of Q235 steel^[28]

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	A/MPa	B/MPa	n	D	q
7.80	364	451	0.66	40	5.0

1.3 计算结果对比

P1 测点的数值计算与试验爆炸压力结果对比如图 3 所示，可见各工况考虑后燃烧效应的爆炸压力历程与试验结果吻合较好，而不考虑后燃烧效应的数据与试验结果差别很大。三种药量工况考虑后燃烧效应的数值计算冲量结果均略大于试验结果，其主要原因在于试验过程中存在微弱压力泄漏，而数值计算采用理想不可流出边界条件，未考虑该泄漏效应。

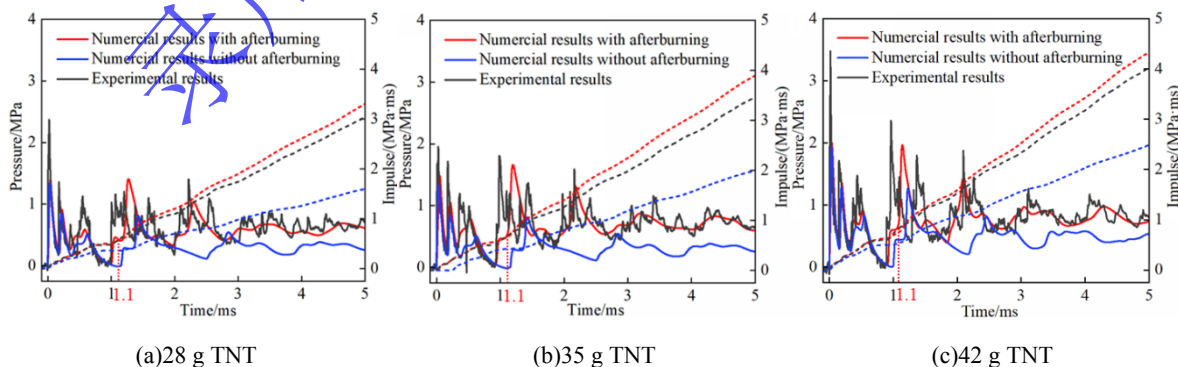


图 3 封闭空间内的压力历程曲线

Fig.3 Pressure time history curves in confined space

以 35g TNT 为例, 经过计算 5-10 ms 之间的压力曲线平均值为 0.70MPa, 3-5ms 之间的压力曲线平均值为 0.71MPa, 两者误差仅为 1.4%, 综合考虑下本文选取 3-5 ms 之间的压力曲线平均值作为准静态压力值, 各工况的准静态压力值对比见图 4(a), 28 g、35 g 和 42 g TNT 考虑后燃烧的数值计算值与试验数据的对比误差分别为-6.4%、-1.4%及-1.2%, 不考虑后燃烧时误差分别为-51.6%、-43.1%及-40.7%。根据相似关系^[29], 结合大尺寸封闭箱体对应靶板的饱和响应时间为 2.2-2.3 ms 之间, 基于两个模型间 1: 2 的几何缩尺比, 可以得到该封闭箱体对应靶板的饱和响应时间在 1.1 ms 左右。各工况在 1.1 ms 时刻对应的冲量对比如图 4(b)所示, 考虑后燃烧时的对比误差分别为-1.7%、-2.9%及-8.4%, 不考虑后燃烧时的对比误差分别为-35.1%、-36.8%及-34.9%。从以上对比情况来看, 后燃烧效应对内爆载荷的影响显著。

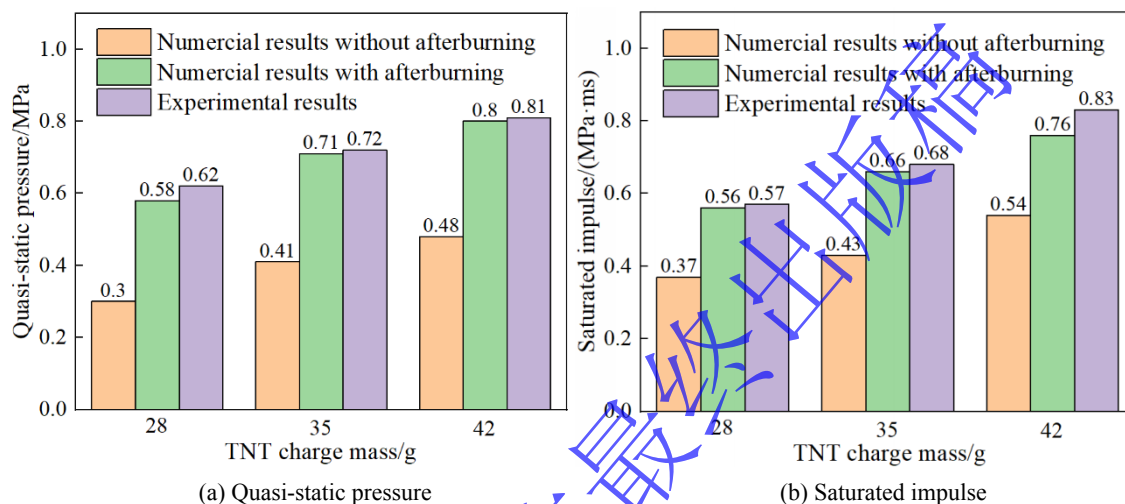


图4 三种药量下数值计算与试验值对比

Fig.4 Comparison of numerical calculation results and experimental values under three charge masses

为了进一步探究爆炸冲击波在封闭空间内的演化特性, 以 35 g 工况为例, 图 5 给出了冲击波压力场随时间的演化历程。在 0 ms-0.02 ms 内, 炸药爆轰产物迅速膨胀, 在爆源区域形成局部高压区, 冲击波向周围介质传播, 接触到箱体上下壁面; 0.1 ms 时, 冲击波与箱体壁面相互作用, 形成明显的环形压力梯度分布, 高压区范围持续扩大, 接触到箱体侧壁面; 0.4 ms 时冲击波已传播至靶板区域, 靶板附近出现压力叠加现象; 在 0.4 ms-3 ms 内, 冲击波在封闭空间内发生反射与叠加, 高压区域开始转移到箱体中部; 在 3 ms-10 ms 内, 冲击波经多次壁面反射与能量耗散, 箱体内部压力场逐渐趋于均匀化, 最终全域压力达到稳定, 此时的压力值为准静态压力。该数值计算方法可有效还原冲击波的传播历程, 其计算结果与试验过程中“经多次壁面反射后压力趋于稳定”现象^[18,30]吻合较好。

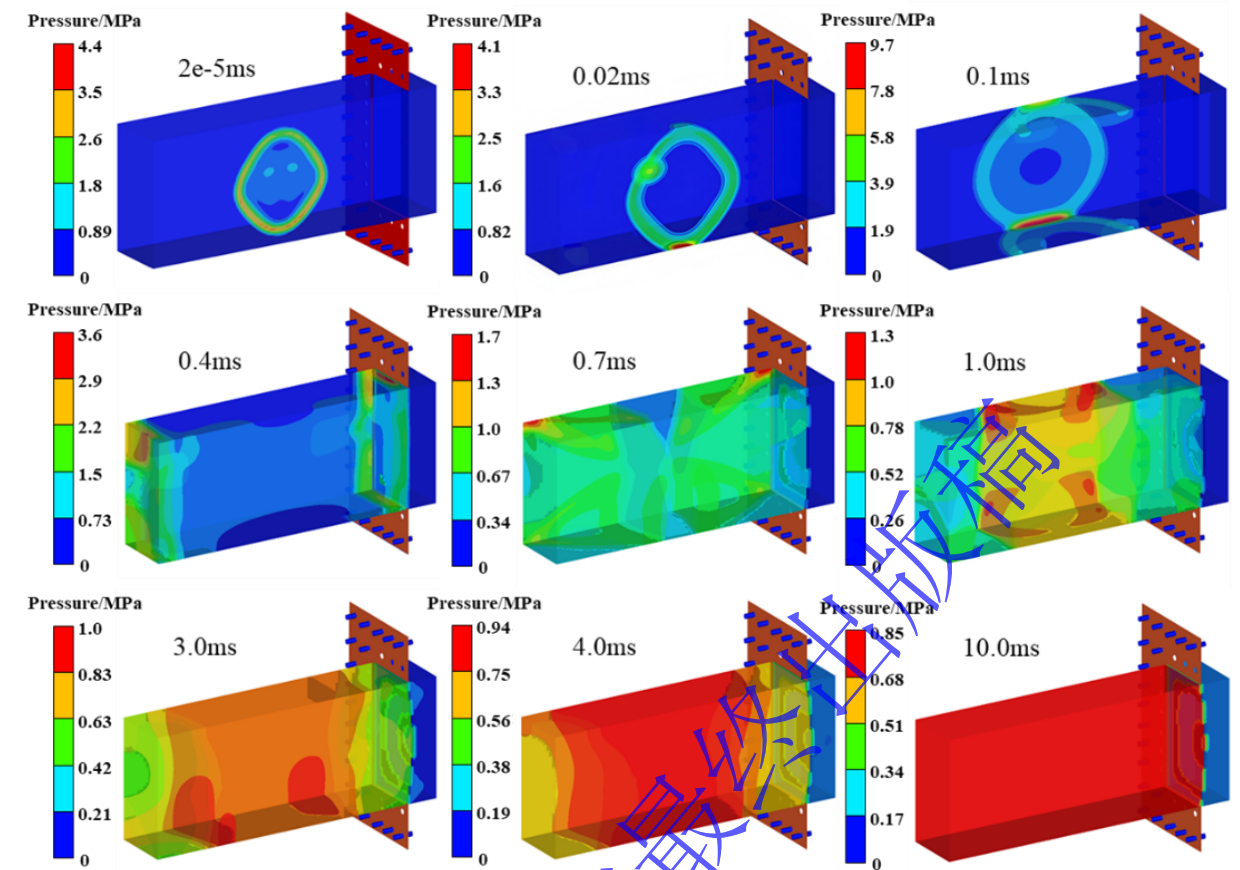


图5 冲击波传播历程图

Fig.5 Shock wave propagation process diagram

为了进一步验证数值计算方法的可靠性，图6为35 g和42 g TNT爆炸工况数值计算与试验的靶板结构响应对比，从中心点变形时程曲线可见，35 g和42 g TNT残余变形的误差分别为-4.59%和-2.29%，数值计算结果与试验吻合较好；靶板剖面变形对比图显示，数值计算模型的靶板剖面变形轮廓与试验结果高度一致，从边缘夹持区域到中心受载区域的变形分布规律相符。数值仿真得到的靶板中心点位移略小于试验结果，主要原因在于试验过程中会出现边界滑移现象，而仿真中采用理想的夹持边界条件，与试验中实际摩擦力约束存在差异。

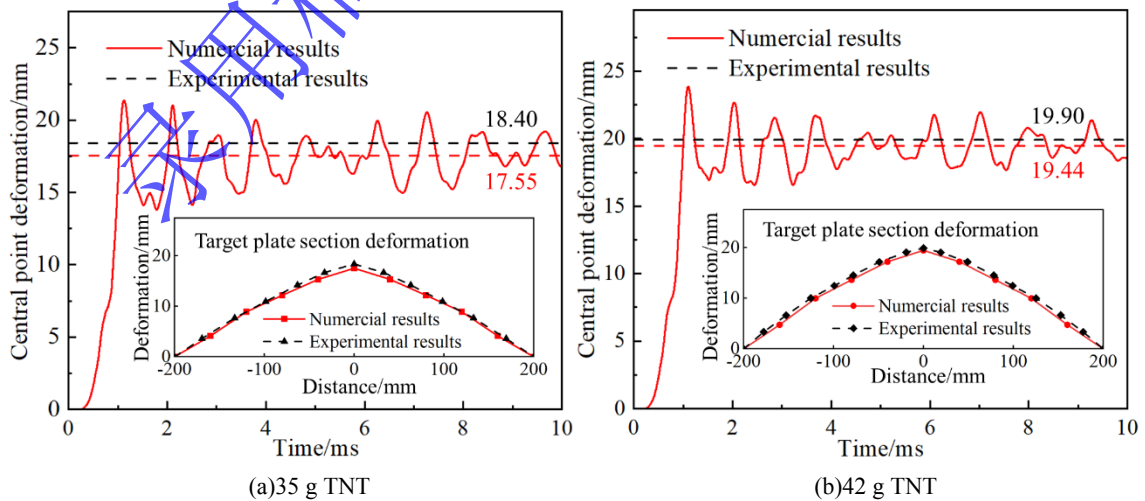


图6 数值计算与试验的结构响应对比

Fig.6 Comparison of structural responses between numerical calculation and experiment

综上所述, 通过对比数值计算方法与试验的压力时程曲线、冲击波传播历程和结构响应情况, 可见本文数值计算方法能够很好地模拟爆炸载荷在封闭空间内的传播时程及结构的动态响应过程, 验证了数值计算方法的可靠性。

2 压力载荷分布特征与简化方法

基于已验证的数值计算方法, 本节针对压力载荷的分布特征进行分析, 并根据研究结果提出了基于饱和响应时间及准静态压力的等效载荷简化方法。

2.1 压力载荷时空分布特性

图7给出了42g TNT各测点10 ms内的压力时程曲线。起爆后极短时间内出现第一个压力主峰值, 反映了爆炸初期冲击波的高压特性, 这是爆炸能量集中释放的直接体现; 在首峰值后曲线呈现多次振荡式衰减, 随着时间增加峰值压力逐渐降低, 这种振荡是爆炸产物在封闭空间内多次反射、叠加与能量耗散的结果; 最终曲线趋于稳定, 此时的压力值为准静态压力。

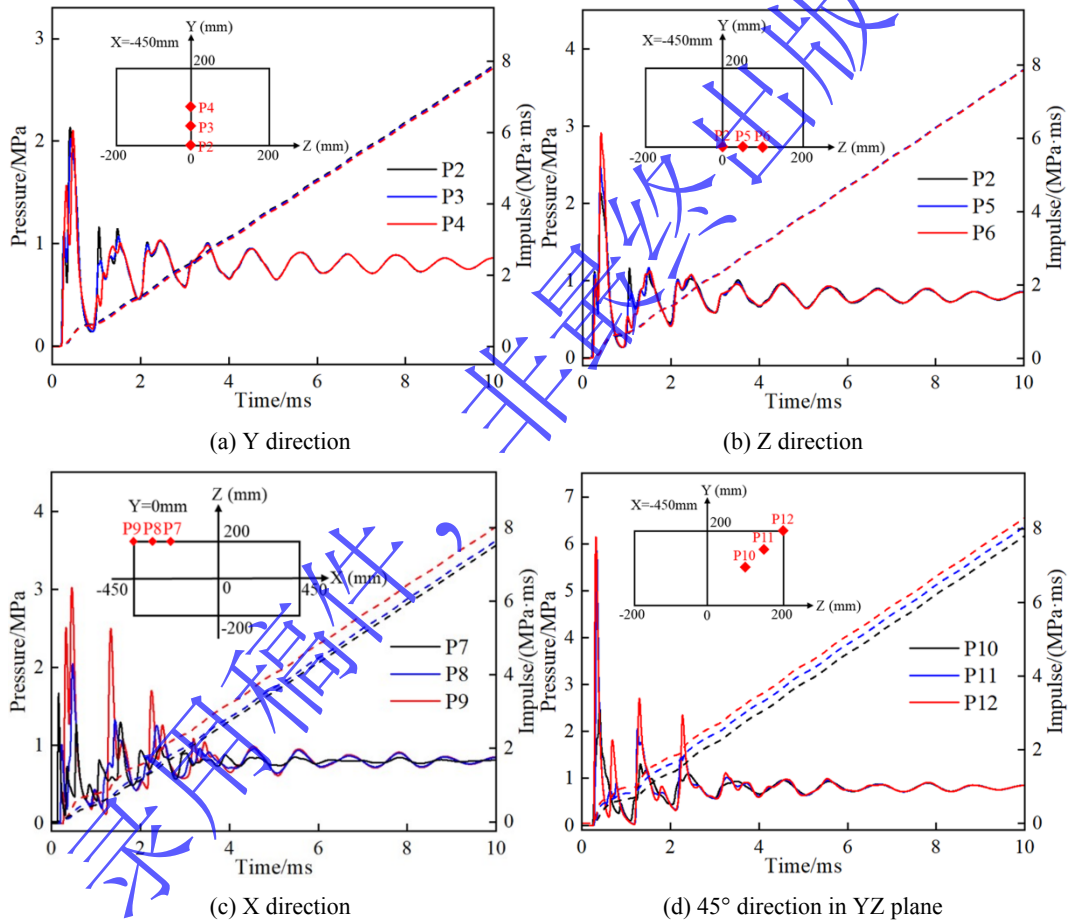


图7 封闭空间内的压力时程曲线

Fig.7 Pressure time history curves in confined space

测点 P2、P3、P4 为 Y 方向上爆距逐渐增大的三个点, 且均位于中心区域, 如图 7(a)所示, 三个测点的压力时程曲线高度重合, 冲量值也趋于一致; 测点 P2、P5、P6 为 Z 方向上爆距逐渐增大的三个点, 且均位于中心区域, 如图 7(b)所示, 三个测点的压力时程曲线高度重合, 冲量值也趋于一致; 测点 P7、P8、P9 为 X 方向上爆距逐渐增大的三个点, 且均靠近角隅区域, 如图 7(c)所示, 随爆距的增加, 冲击波达到时间延后, 首峰值压力和冲量逐渐增大; 测点 P10、P11、P12 为 YZ 平面 45° 方向上爆距逐渐增大的三个点, 且均靠近角隅区域, 如图 7(d)所示, 三个点的冲击波达到时间基本一致,

随爆距的增加首峰值压力和冲量逐渐增大。

由以上分析可知，封闭空间内中心区域测点的冲量值变化较小，而靠近角隅区域测点的冲量值变化显著，呈现出空间分布差异，其主要原因在于冲击波在角隅区域会产生汇聚效应。不同空间分布测点的准静态压力基本相同，均在 804 kPa 左右，空间分布对准静态压力影响很小。

2.2 基于饱和响应时间及准静态压力的等效载荷简化方法

综合考虑载荷初始冲击波和结构饱和特性，基于饱和响应时间可将爆炸载荷转化为等效的矩形载荷^[17]，需满足如下条件。

(1) 简化载荷与实际载荷在饱和响应时间内的冲量大小相同，即：

$$I_0 = I_{\text{sat}} \quad (5)$$

式中： $I_0 = p_0 t_0$ 表示等效矩形载荷的冲量，其中 p_0 为等效压力， t_0 为等效时间； $I_{\text{sat}} = \int_0^{t_{\text{sat}}} p(t) dt$ ，表示实际爆炸载荷在结构饱和响应时间内的冲量，其中 t_{sat} 表示饱和响应时间，通过式(6)计算。

$$t_{\text{sat}} = \lambda L \sqrt{\frac{\rho}{\sigma}} \quad (6)$$

式中： λ 为无量纲系数，取 16.0~17.5； L 为板长； ρ 为材料密度； σ 为屈服强度。

(2) 简化矩形载荷形心与实际载荷形心相同，即：

$$\frac{1}{2} t_0 = \frac{\int_0^{t_{\text{sat}}} p(t) t dt}{\int_0^{t_{\text{sat}}} p(t) dt} \quad (7)$$

由于爆轰产物后燃烧能量的释放导致准静态压力明显上升，成为载荷中不可忽略的部分，故简化载荷中要考虑准静态压力的影响，具体载荷形式如图 8 所示。图中复杂曲线为全耦合计算得到的载荷实际变化曲线， p_s 为准静态压力，为解决在数值计算中突然加卸载导致的结果不准确问题，可以对等效矩形载荷设置加载上升段与卸载下降段，时长均为 0.01ms。

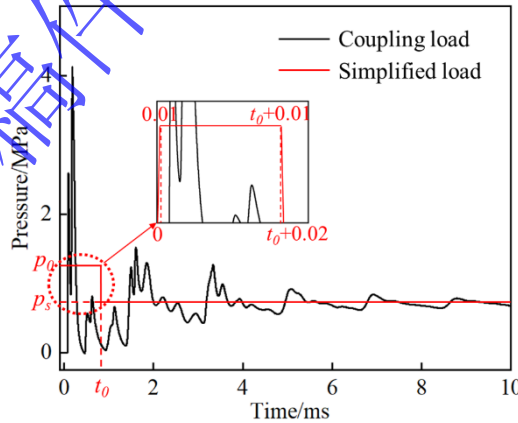


图 8 简化载荷示意图

Fig.8 Simplified load schematic diagram

图 9(a)为全耦合数值计算得到的靶板变形云图，可见爆炸载荷在靶板上的分布近似于环形，故将等效载荷的加载区域按环形进行划分，假设每个载荷区域内的载荷均匀分布，最内侧圆形区域的载荷参考点在圆心处，其他环形区域的载荷参考点在环形中心处，每个加载区域的载荷均以载荷参考点的真实载荷压力历程作为参考。综合考虑简化载荷的等效性及计算效率，在进行封闭空间内爆炸简化载荷的计算时，加载表面一般划分为 5 个区域^[31]，五等分等效载荷加载区域划分示意如图 9(b)所示，

其中蓝色的点为载荷参考点。

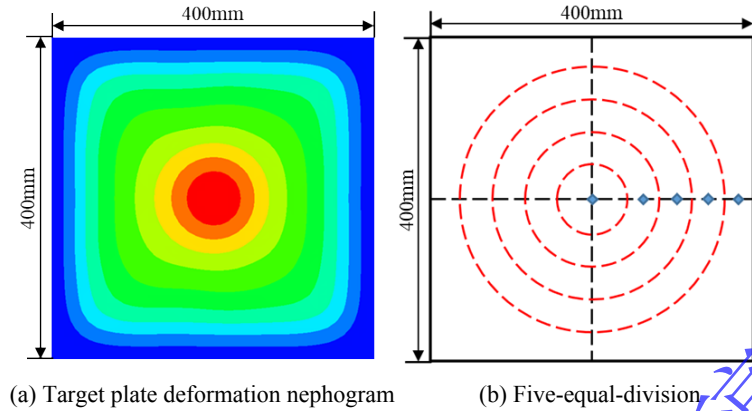


图 9 靶板加载区域划分示意图

Fig.9 Target plate loading area division schematic diagram

将全耦合数值计算与五等分等效载荷加载的靶板中心点变形时程进行对比，如图 10 所示。对比不同载荷作用下靶板中心点首峰值变形，35 g 和 42 g 两种药量工况中等效载荷计算结果较全耦合计算结果误差分别为 5.26%和 7.52%，这是因为首峰值变形主要受饱和响应时间内冲量的影响，而该等效载荷简化方法中考虑了该因素；对比不同载荷作用下靶板中心点残余变形，35 g 和 42 g 两种药量中等效载荷计算结果较全耦合计算结果误差分别为-0.16%和 5.03%，这是因为残余变形同时受饱和响应时间内冲量和准静态压力的影响，而该等效载荷简化方法中考虑了这两个因素。

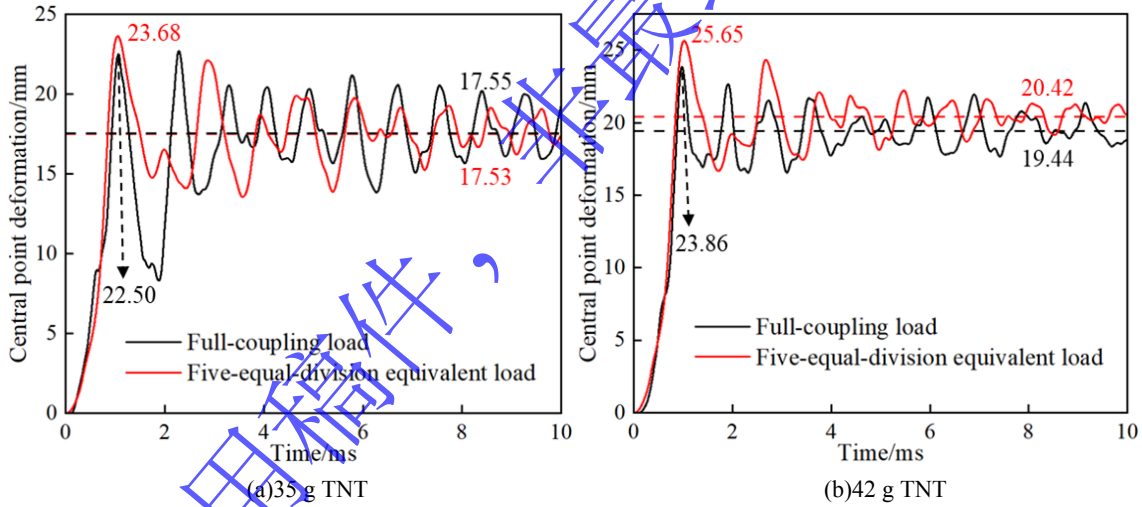


图 10 中心点变形时程曲线

Fig.10 Central point deformation time history curve

综上所述，通过对比等效载荷计算与全耦合计算的中心点变形时程曲线，可以验证基于饱和响应时间及准静态压力的等效载荷简化方法的可靠性，其适用于考虑燃热增强效应的封闭空间内爆炸的情况。

3 等效载荷简化方法的影响因素

基于上述提到的等效载荷简化方法，本节进一步探究等效载荷空间分布和准静态压力对结构响应的影响，并提出一种基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型，以应用于工程实际中。

3.1 空间分布对结构响应的影响

本节在五等分等效载荷研究基础上，进一步选取四等分、三等分、二等分及一等分四种不同空间

分布形式展开分析，从四等分到一等分的加载区域划分示意如图 11 所示。

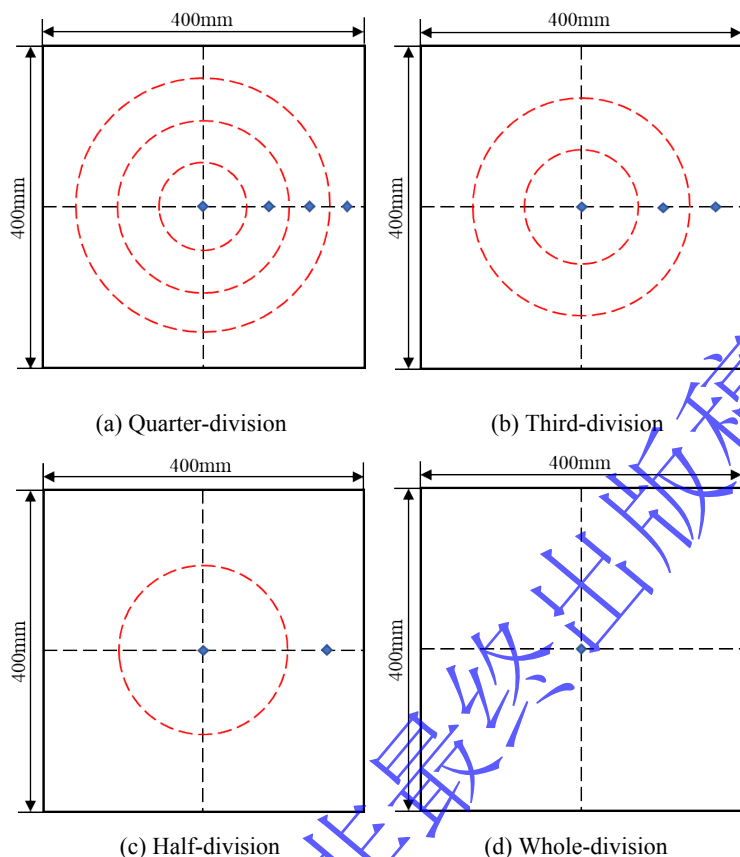


图 11 加载区域划分示意图

Fig.11 Loading area division schematic diagram

基于这五种不同空间分布情况，将等效载荷作用下靶板中心点变形与全耦合计算进行对比，见表 5。对比首峰值变形，可见 35 g 和 42 g 药量从五等分到二等分等效载荷的误差基本相同，分别在 5% 和 7% 左右，而一等分等效载荷的误差分别为 -2.12% 和 0.23%，相较于其他等效载荷误差明显减小。首峰值变形主要受饱和和响应时间内冲量的影响，五等分到二等分等效载荷施加的每一个等效压力 p_0 都与真实爆炸载荷有所偏差，存在加载的偏差累积，而一等分等效载荷避免了这种现象，因此其首峰值变形误差相较于五等分到二等分明显减小，更接近全耦合计算的真实结果。

对比二者残余变形，在 35 g 药量下五等分到二等分等效载荷的误差基本相同，均小于 1%，而一等分等效载荷计算结果为 16.80 mm，全耦合载荷计算结果为 17.55 mm，误差为 -4.32%，相较于其他等效载荷误差略有增大；对比 42 g 药量不同载荷作用下靶板残余变形，五等分到二等分等效载荷的误差基本相同，均在 5% 左右，而一等分等效载荷计算结果为 19.10 mm，全耦合载荷计算结果为 19.44 mm，误差为 -1.76%，相较于其他等效载荷误差明显减小。这是因为 35 g 药量下边缘区域载荷占比不可忽略，多等分等效载荷计算结果更占优；42 g 药量下中心区域载荷主导变形，一等分等效载荷更匹配真实载荷。

表 5 等效载荷与全耦合载荷计算的中心点变形对比

Table 5 Comparison of central point deformation between equivalent load and full-coupling load calculation

区域划分	药量/g	中心点变形	等效载荷/mm	全耦合载荷/mm	误差
5 等分	35	残余变形	17.53	17.55	-0.16%
		首峰值变形	23.68	22.50	5.26%

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

	42	残余变形	20.42	19.44	5.03%
		首峰值变形	25.65	23.86	7.52%
4 等分	35	残余变形	17.52	17.55	-0.22%
		首峰值变形	23.66	22.50	5.16%
	42	残余变形	20.44	19.44	5.09%
		首峰值变形	25.65	23.86	7.54%
3 等分	35	残余变形	17.53	17.55	-0.14%
		首峰值变形	23.68	22.50	5.25%
	42	残余变形	20.37	19.44	4.75%
		首峰值变形	25.61	23.86	7.33%
2 等分	35	残余变形	17.46	17.55	-0.55%
		首峰值变形	23.61	22.50	4.94%
	42	残余变形	20.27	19.44	4.24%
		首峰值变形	25.55	23.86	7.11%
1 等分	35	残余变形	16.80	17.55	-4.32%
		首峰值变形	22.02	22.50	-2.12%
	42	残余变形	19.10	19.44	-1.76%
		首峰值变形	23.91	23.86	0.23%

图 12 为 35 g 和 42 g 工况下的靶板剖面变形对比图，可见一等分等效载荷作用下的中剖面变形均能得到合理的结果，其余四种等效载荷作用下的中剖面变形基本相同，相较于全耦合计算的结果偏大。这是因为封闭空间内真实爆炸载荷的分布规律呈现近爆源强、远爆源弱的特点，而五等分到二等分等效载荷中施加的等效压力 p_0 分布规律呈现的是近爆源弱、远爆源强的特点，与真实爆炸载荷分布规律有所差异，导致剖面变形偏大；相较于其余四种等效载荷，一等分施加的等效压力 p_0 分布规律与真实爆炸载荷分布差异最小。

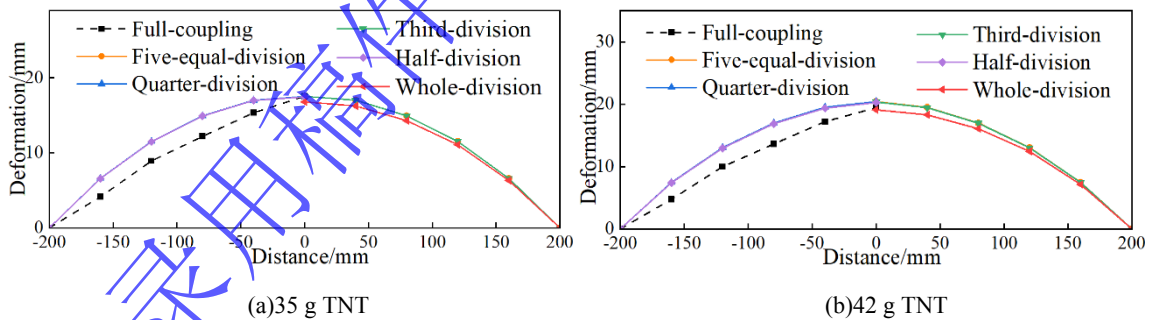


图 12 靶板剖面变形对比图

Fig.12 Target plate section deformation comparison diagram

通过对比不同空间分布等效载荷与全耦合计算的靶板中心点和剖面变形，可见等效载荷空间分布对结构响应的影响较小，一等分等效载荷兼顾了计算效率与结果可靠性。

3.2 准静态压力对结构响应的影响

本节进一步分析等效载荷中的准静态压力对结构响应的影响，针对施加考虑后燃烧作用下的准静态压力、施加不考虑后燃烧作用下的准静态压力和不施加准静态压力这三种情况进行研究，如图 13 所示。图 13(b)中的 α 表示不考虑后燃烧作用与考虑后燃烧作用下的准静态压力之比，35g TNT 考虑后燃烧作用下的准静态压力为 713kPa，不考虑后燃烧作用下的准静态压力为 411kPa，故 α 取 0.58；

42g TNT 考虑后燃烧作用下的准静态压力为 804kPa，不考虑后燃烧作用下的准静态压力为 483kPa，故 α 取 0.60。

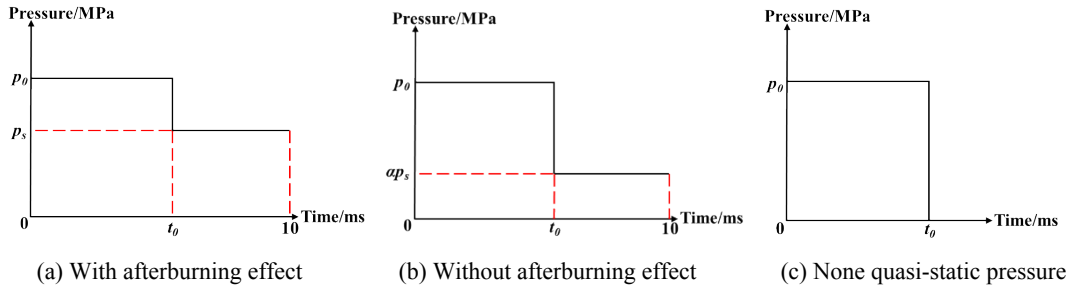


图 13 施加的压力载荷示意图

Fig.13 Applied pressure load schematic diagram

图 14 为不同准静态压力下中心点变形时程曲线与全耦合计算对比图，在载荷作用的初始阶段，不同准静态压力的等效载荷与全耦合计算结果均吻合较好，说明在考虑了初始冲击波的作用下，准静态压力对反应初始阶段响应过程影响较小。且三种不同工况下靶板中心点首峰值变形与全耦合计算相较误差很小，这主要是因为首峰值变形由饱和响应时间内的冲量做主导，准静态压力对其影响可忽略。

对比 35 g 和 42 g 药量在不同准静态压力作用方式下靶板中心点残余变形，不施加准静态压力的等效载荷与全耦合计算相较误差分别为-49.95%和-50.26%，施加不考虑后燃烧作用下的准静态压力的误差分别为-21.08%和-18.67%，而施加考虑后燃烧作用下的准静态压力的误差分别为-4.32%和-1.76%。当忽略准静态压力时，靶板会出现反向回弹现象，这种现象主要由靶板动态响应中弹性变形能释放所引起。可见，等效载荷中的准静态压力对靶板中心点残余变形的影响很大，简化方法中应施加考虑后燃烧作用下的准静态压力。

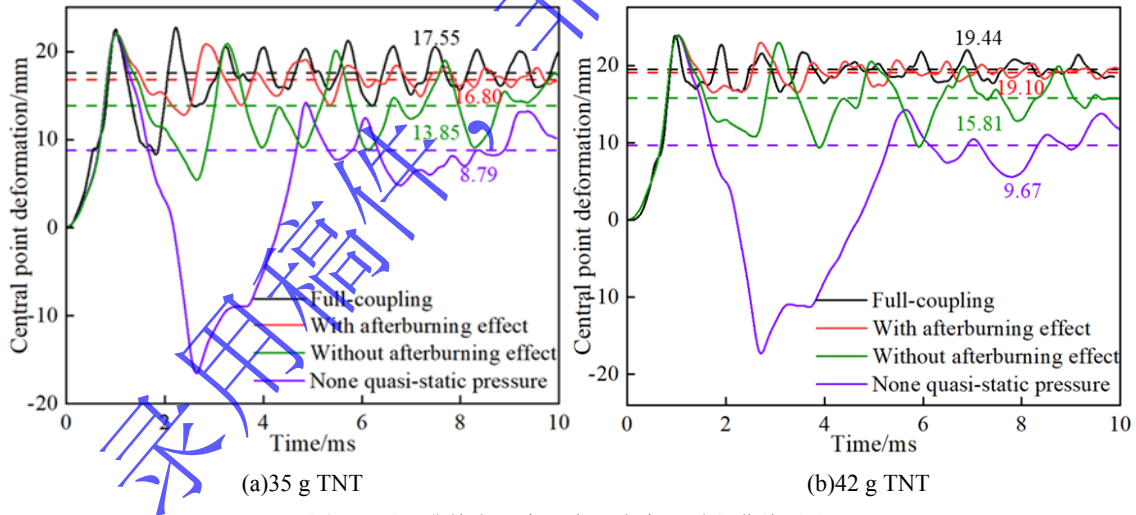


图 14 不同准静态压力下中心点变形时程曲线对比

Fig.14 Comparison of central point deformation time history curves under different quasi-static pressures

3.3 基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型

基于 3.1 节和 3.2 节对等效载荷简化方法影响因素的研究，进一步提出了基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型：采用一等分等效载荷简化靶板所受的爆炸载荷，具体施加的载荷形式见图 13(a)，通过式(5)~(7)计算出等效压力 p_0 和等效时间 t_0 ，在等效时间 t_0 前施加等效压力 p_0 ，在等效时间 t_0 后施加考虑后燃烧作用下的准静态压力 p_s ，该载荷简化模型可用于高效结构响应计算中。

通过前两节的计算结果可知，两阶段载荷简化模型的残余变形值与全耦合计算相较误差均在 5% 以内。为进一步验证该简化模型的可靠性，分别针对 Geretto 等^[32]和 Yuan 等^[33]所做的封闭空间内爆

试验, 构建多组不同板厚、不同药量的数值计算模型, 通过该载荷简化模型求解靶板残余变形, 并与试验实测数据进行对比分析。

对于 Geretto 等试验的验证工况涵盖板厚 3.4 mm~5.1 mm、药量 20 g~70 g 的参数组合, 封闭空间内部尺寸为 200 mm×200 mm×200 mm, 靶板有效受载区域尺寸为 200 mm×200 mm。封闭空间内爆炸载荷是否考虑后燃烧能量的 W/V 临界值为 0.387 kg/m^3 ^[27], 而该试验各工况的药量体积比 W/V 均大于 0.387 kg/m^3 , 无需考虑后燃烧能量对结构响应的影响。具体工况参数、计算结果及误差分析如表 6 所示, 可见, 各工况下简化模型计算值与试验值的误差均在 15%以内: 其中板厚 5.1 mm、药量 20 g 的 FC-5-2 工况误差最小, 仅为 3.01%; 板厚 3.4 mm、药量 60 g 的 FC-3-7 工况误差最大, 为-11.68%, 其余工况误差介于-4.52%~7.76%之间。误差分布特征表明, 简化模型在不同结构参数与载荷条件下均有较好的适用性。

表 6 计算结果对比
Table 6 Comparison of calculation results

工况	板厚/mm	药量/g	简化模型值/mm	试验值/mm	误差
FC-3-2	3.4	20	14.99	15.70	-4.52%
FC-3-4	3.4	30	20.46	21.80	-6.15%
FC-3-5	3.4	40	25.36	27.50	-7.78%
FC-3-6	3.4	50	31.34	34.60	-9.51%
FC-3-7	3.4	60	35.15	39.80	-11.68%
FC-3-8	3.4	70	40.16	43.30	-7.25%
FC-4-1	4.0	20	12.55	11.60	7.76%
FC-5-2	5.1	20	9.58	9.30	3.01%

对于 Yuan 等试验的验证工况为位于舱室中心的 50 g 和 75 g TNT 在 500 mm×500 mm×1000 mm 的封闭空间内爆炸, 靶板有效受载区域尺寸为 500 mm×500 mm, 板厚为 1 mm。该试验各工况的药量体积比 W/V 均小于 0.387 kg/m^3 , 需计及后燃烧能量对结构响应的影响。中心点变形时程曲线及残余变形对比如图 15 所示, 可见, 各工况下简化模型计算值与试验值的误差均在 15%以内: 50 g 工况下简化模型计算结果为 77.22 mm, 试验结果为 72.00 mm, 误差为 7.25%; 75 g 工况下简化模型计算结果为 98.10 mm, 试验结果为 88.00 mm, 误差为 11.47%。

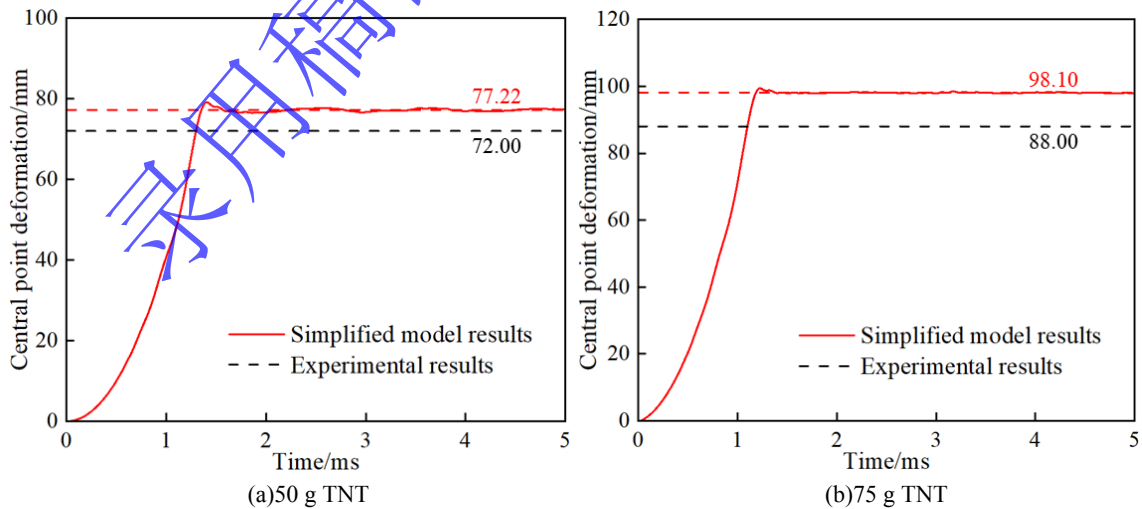


图 15 残余变形对比

Fig.15 Comparison of residual deformation

综上所述, 本节提出的基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型针对是否考虑后燃烧能量

的情况均适用, 该模型既保证了计算效率, 又能满足工程分析的精度要求, 为封闭空间爆炸问题的工程简化提供了切实可行的技术路径。

4 总结

本文针对考虑燃热增强效应的封闭空间内爆炸载荷简化方法展开了研究, 主要结论如下:

(1) 考虑燃热增强效应的爆炸载荷数值计算与试验的准静态压力对比误差在 7% 以内, 饱和响应时间内的冲量误差在 10% 以内, 残余变形的误差在 5% 以内, 且冲击波传播历程及靶板剖面变形均吻合较好, 验证了数值计算方法的可靠性。

(2) 提出的等效载荷简化方法与全耦合计算的中心点首峰值变形误差在 10% 以内, 残余变形误差在 5% 以内, 验证了等效载荷简化方法的可靠性。等效载荷空间分布对结构响应的影响较小, 而准静态压力对结构响应的影响显著。

(3) 基于靶板中心点载荷特性的两阶段载荷简化模型中采用一等分等效载荷简化靶板所受的爆炸载荷, 具体载荷形式为在等效时间内施加等效压力, 之后施加考虑后燃烧作用下的准静态压力。与试验对比残余变形误差均在 15% 以内, 验证了该简化模型的可靠性。

参考文献

- [1] 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.
- [2] 李营, 杜志鹏, 陈赶超, 等. 舰艇爆炸毁伤与防护若干关键问题研究进展[J]. *中国舰船研究*, 2024, 19(3): 3-60. DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.03930.
LI Y, DU Z P, CHEN G C, et al. Fundamental problems in blast-induced damage and protection of naval vessels: a state-of-the-art review[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2024, 19(3): 3-60. DOI: /10.19693/j.issn.1673-3185.03930.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] 熊展, 巨圆圆, 张春辉, 等. 舱内爆炸冲击波载荷特性试验研究[J]. *舰船科学技术*, 2023, 45(22): 8-12. DOI: 10.3404/j.issn.1672-7649.2023.22.002.
XIONG Z, JU Y Y, ZHANG C H, et al. Experimental research on loading characteristics of blast shock wave in cabin[J]. *Ship Science and Technology*, 2023, 45(22): 8-12. DOI: 10.3404/j.issn.1672-7649.2023.22.002.
- [6] 孔祥韶, 况正, 郑成, 等. 舱室密闭空间中爆炸载荷燃烧增强效应试验研究[J]. *兵工学报*, 2020, 41(1): 75-85. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2020.01.009.
KONG X S, KUANG Z, ZHENG C, et al. Experimental Study of Afterburning Enhancement Effect for Blast Load in Confined Compartment Space[J]. *Acta Armamentarii*, 2020, 41(1): 75-85. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2020.01.009.
- [7] KUHL A L, REICHENBACH H. Combustion effects in confined explosions[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2009, 32(2): 2291-2298. DOI:10.1016/j.proci.2008.05.001.
- [8] 周沪, 岳学森, 孔祥韶, 等. 战斗部舱内爆炸下舰船耦合毁伤数值计算[J]. *中国舰船研究*, 2022, 17(5): 241-249, 267. DOI:10.19693/j.issn.1673-3185.02917.
ZHOU H, YUE X S, KONG X S, et al. Numerical calculation of coupled damage effects on ship subjected to internal blast loading of warhead[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2022, 17(5): 241-249, 267. DOI:10.19693/j.issn.1673-3185.02917.
- [9] ZHOU H, ZHENG C, YUE X, et al. TNT equivalency method in confined space based on steel plate deformation[J].

- International Journal of Impact Engineering, 2023, 178: 104587. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2023.104587.
- [10] 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.
- [11] ZHAO Y P, YU T X, FANG J. Large dynamic plastic deflection of a simply supported beam subjected to rectangular pressure pulse[J]. Archive of Applied Mechanics, 1994, 64(3): 223-232. DOI:10.1007/BF00806819.
- [12] ZHAO Y P, YU T X, FANG J. Saturation impulses for dynamically loaded structures with finite-deflections[J]. Structural Engineering and Mechanics, 1995, 3(6): 583-592. DOI:10.12989/SEM.1995.3.6.583.
- [13] 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. DOI:10.1016/0734-743X(89)90015-8.
- [14] NURICK G N, MARTIN J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—A review[J]. International Journal of Impact Engineering, 1989, 8(2): 159-170. DOI:10.1016/0734-743X(89)90014-6.
- [15] PICKERD V, BORNSTEIN H, MCCARTHY P, et al. Analysis of the structural response and failure of containers subjected to internal blast loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 95: 40-53. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2016.04.010.
- [16] 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.
- [17] 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(9): 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(9): 15-25. DOI:10.11883/bzycj-2018-0183.
- [18] 罗峰, 孔祥韶, 周沪, 等. 封闭空间内活性毁伤元战斗部爆炸载荷特性研究[J]. 含能材料, 2024, 32(9): 911-920. DOI:10.11943/CJEM2024138.
LUO F, KONG X S, ZHOU H, et al. Blast Load Characteristic of Reactive Damage Element Warheads in Enclosed Space[J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2024, 32(9): 911-920. DOI:10.11943/CJEM2024138.
- [19] 周沪. 热塑性纤维增强金属层合板爆炸响应与抗弹特性研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2021: 49-61.
- [20] ZHOU H, YUE X, ZHENG C, et al. Dynamic behavior of steel plates subjected to confined blast loading considering afterburning effect[J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 188: 104934. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2024.104934.
- [21] ZHOU H, LU A, ZHENG C, et al. Experimental and numerical approach of afterburning effects in fuel-rich explosives within confined spaces[J]. Defence Technology, 2025, 51: 67-79. DOI:10.1016/j.dt.2025.05.009.
- [22] KONG X, ZHOU H, KUANG Z, et al. Corrected method for scaling the dynamic response of stiffened plate subjected to blast load[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 159: 107214. DOI:10.1016/j.tws.2020.107214.
- [23] LEE E, FINGER M, COLLINS W. JWL equation of state coefficients for high explosives: UCID-16189 [R]. USA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1973.
- [24] 岳学森, 周沪, 孔祥韶, 等. 舱室内爆载荷燃烧增强效应试验及仿真研究[J]. 中国舰船研究, 2023, 18(4): 223-232. DOI:10.19693/j.issn.1673-3185.02708.
YUE X S, ZHOU H, KONG X S, et al. Experimental and simulation study of afterburning effect for blast load in confined cabin[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2023, 18(4): 223-232. DOI:10.19693/j.issn.1673-3185.02708.
- [25] 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.
- [26] US Department of Defense. UFC 3-340-02 Structures to resist the effects of accidental explosions [S]. Washington: UFC, 2008.

- [27] 周沪, 孔祥韶, 罗峰, 等. 基于结构响应的舱室内爆 TNT 等效方法[J]. 中国舰船研究, 2024, 19(3): 86-95. DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.03484.
ZHOU H, KONG X S, LUO F, et al. TNT equivalency method in confined cabin based on structural response[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2024, 19(3): 86–95. DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.03484.
- [28] ZHOU H, LU A, ZHENG C, et al. Study on blast loading from cased charges in confined spaces using reactive flow modelling of afterburning[J]. International Journal of Impact Engineering, 2026, 209: 105580. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2025.105580.
- [29] KONG X, ZHOU H, XU J, et al. Scaling of confined explosion and structural response[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 186: 110656. DOI:10.1016/j.tws.2023.110656.
- [30] 徐敬博, 卢安格, 周沪, 等. 封闭空间内爆载荷下结构响应试验及仿真研究[J]. 舰船科学技术, 2024, 46(10): 34-42. DOI:10.3404/j.issn.1672-7649.2024.10.006.
XU J B, LU A G, ZHOU H, et al. Experimental and simulation research on structural response under blast load in confined space[J]. Ship Science and Technology, 2024, 46(10): 34-42. DOI:10.3404/j.issn.1672-7649.2024.10.006.
- [31] 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, 2020: 57-72.
- [32] GERETTO C, CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N. An experimental study of the effects of degrees of confinement on the response of square mild steel plates subjected to blast loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 79: 32-44. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2014.08.002.
- [33] YUAN Y, ZHANG C, XU Y. Influence of standoff distance on the deformation of square steel plates subjected to internal blast loadings[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 164: 107914. DOI:10.1016/j.tws.2021.107914.

(责任编辑 爆炸与冲击)