

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0183

基于饱和响应时间的封闭空间内 爆炸载荷等效方法研究*

孔祥韶^{1,2}, 周 沪^{1,2}, 郑 成^{1,2}, 吴卫国^{1,2}

(1. 武汉理工大学高性能船舶技术教育部重点实验室, 湖北 武汉 430063;

2. 武汉理工大学交通学院, 湖北 武汉 430063)

摘要: 针对舱内爆炸载荷形式复杂、作用时间长、缺乏有效的简化描述方法的问题, 首先采用显式动力学计算程序开展了内爆载荷作用下钢板动态响应的数值计算, 在与试验结果对比验证的基础上分析了金属板的内爆载荷饱和冲量。通过对 216 种不同爆炸载荷加载时长与金属板响应关系的分析, 提出了内爆载荷作用下结构最大变形所对应的饱和时间计算经验公式, 并给出了饱和时间的无量纲系数建议值。考虑到内爆载荷初始冲击波的影响, 结合爆炸载荷饱和作用时间的规律, 提出了封闭空间爆炸载荷的矩形载荷等效方法, 对比了 18 组简化载荷与耦合载荷分别作用下钢板的动力响应, 验证了等效方法的有效性。

关键词: 舱内爆炸; 金属板; 饱和冲量; 等效方法

中图分类号: O383

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

当爆炸发生在封闭空间内部时, 其载荷形式与敞开空间的情况相比差异较大, 由于空间的约束效应, 使得内爆载荷的冲击波效应显著增强、热效应明显, 爆轰产物膨胀做功的有效作用时间更长等, 除了初始爆炸冲击波的作用外, 壁面反射冲击波和准静态压力成为重要的毁伤方式。内爆载荷对结构产生的毁伤效应更加严重^[1], 其产生的破坏效应取决于封闭结构的材料、几何参数, 炸药的种类、质量等诸多因素^[2]。针对封闭空间内爆炸载荷和结构响应问题, 研究人员开展了理论分析、数值计算及试验验证等方面的研究工作^[3-6]。由于封闭空间内爆炸载荷形式复杂、涉及变量多, 很难用统一的解析方式去描述, 如何合理描述内爆载荷、建立其与结构响应之间的关系, 进而提出结构受载后变形计算的简化分析方法是抗爆结构设计中的关键问题。前人的研究表明, 受爆炸冲击载荷作用而发生塑性大变形薄板结构的动态响应存在“饱和特性”, 即当金属板结构受到持续时间较长的爆炸冲击波载荷作用时结构将发生弹塑性动态响应, 继而逐渐产生较大的残余塑性变形, 当板的变形挠度远大于其板厚时, 由于四周边界的约束作用, 在板的中面内会产生较大的膜力效应并使得板结构的受载能力进一步增强, 使之变形在达到一定值之后就不会再继续增加, 此时板的动态响应达到“饱和状态”, 载荷的后续阶段并不会对板结构的变形响应产生影响^[7-9]。

总结前人的研究工作可以发现, 结构的饱和响应规律反映出了载荷冲量和结构特征之间的关系, 为爆炸载荷下结构变形计算提供了简便且可靠的计算方法。目前该方法主要应用在空中爆载荷下结构的动态响应分析中, 空爆载荷的特点是冲击波压力衰减速率高且作用时间短, 远远低于结构的响应时间, 因此结构的动态变形与失效往往只与冲击波载荷的冲量有关, 在冲量相等的原则下结构响应与冲击波载荷形状无关^[10-11]。然而, 针对舱内爆炸冲击波载荷这类持续时间较长的载荷类型^[12-13], 如何得到其作用下结构的饱和响应时间和饱和冲量(对结构响应的有效载荷), 是建立该类载荷作用下结构动态响应计算方法的关键。基于此, 本文开展了基于饱和响应时间的舱内爆炸载荷等效计算方法的探索, 首先采用

* 收稿日期: 2018-05-27; 修回日期: 2019-01-25

基金项目: 装备预研教育部联合基金青年人才项目(6141A02033108); 国家自然科学基金(11502180)

第一作者: 孔祥韶(1983—), 男, 博士, 副教授, kongxs@whut.edu.cn;

通信作者: 吴卫国(1960—), 男, 硕士, 教授, mailjt@163.com。

数值计算方法开展了内爆载荷作用下金属板动态响应的数值计算,分析了金属板的内爆载荷饱和冲量,提出了内爆炸载荷作用下结构最大变形所对应的饱和时间计算经验公式,并给出了饱和时间的无量纲系数建议值,在此基础上提出了封闭空间爆炸载荷的矩形载荷等效方法,并对其有效性进行了验证。

1 密闭空间内爆载荷作用下金属板响应数值计算

本文首先针对文献 [4] 中已开展的结构内爆响应试验进行了数值计算,得到合理可靠的数值建模、计算和分析方法,在此基础上开展进一步的分析。

1.1 数值计算模型

数值计算以密闭结构内爆响应的试验为对象,试验装置如图 1 所示。试验装置由底板和四块侧板焊接形成装置的主体结构。装置的顶部目标板通过螺栓与主体结构相接,形成密闭空间,内部尺寸为 $200\text{ mm} \times 200\text{ mm} \times 200\text{ mm}$, 试验中球形炸药在装置的中心处引爆。

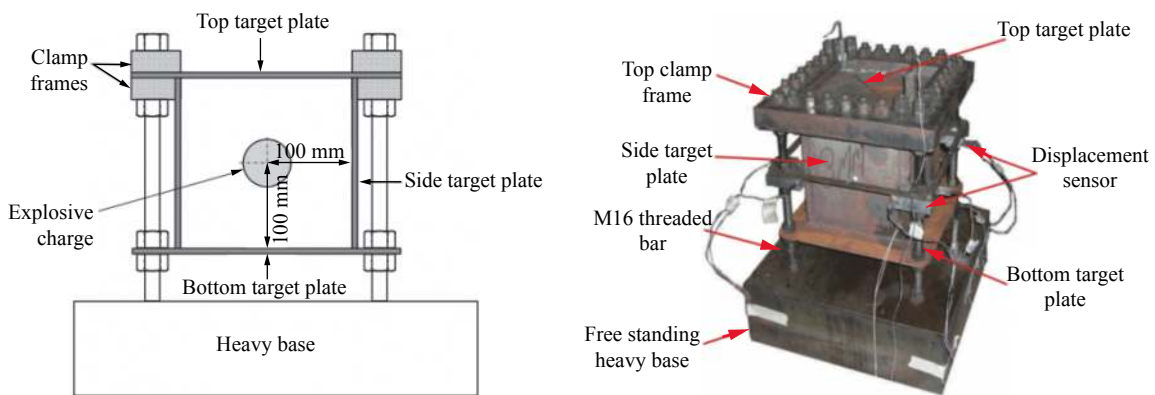


图 1 内爆试验装置^[4,14]

Fig. 1 Experimental setup of confined explosion^[4,14]

仿真计算模型以每个试验工况试件的实际板厚为准,共有 3.4、4.0 和 5.1 mm 三种板厚规格。采用六面体实体网格建立测试试件和试验装置的有限元模型,网格尺寸取为 2mm。由于模型几何与载荷分布空间的对称性,本次计算采用 1/4 对称模型,模型坐标轴如图 2 所示,底板所在平面为 xy 平面,底板-顶板方向为 z 方向,模型的坐标原点在底板的内表面。

试验目标板由顶板、侧板与底板组成,试验中侧板与底板预先焊接在一起,为了更加真实的模拟边界条件,在有限元模型中将焊缝和螺栓也离散为实体单元,如图 3 所示。

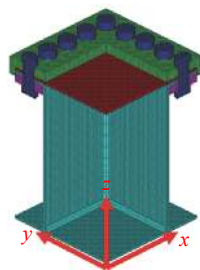


图 2 1/4 对称模型及坐标轴

Fig. 2 1/4 symmetry model and coordinate system

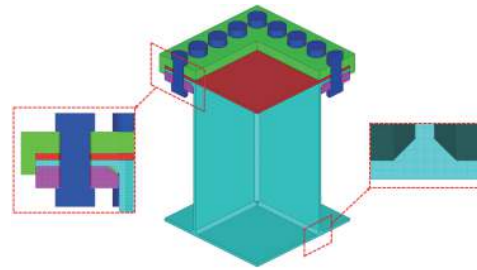


图 3 模型焊缝细节

Fig. 3 Local detail model of welding line

1.1.1 计算模型材料力学性能参数

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^[15]来描述,即

$$\sigma(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}, T) = [A + B\varepsilon_p^n][1 + C \ln(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)] \left[1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T_{melt} - T_{ref}} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中: A 为参考温度下的初始屈服应力; B 和 n 为材料应变硬化参数; C 为材料应变强化特征参数; ε_p 为材料有效塑性应变; $\dot{\varepsilon}$ 和 $\dot{\varepsilon}_0$ 为材料有效塑性应变率和相对应变率; T_{ref} 和 T_{melt} 为参考温度和材料的熔化温度。

文献 [14] 中给出了三种不同厚度钢板的 Johnson-Cook 模型材料参数, 如表 1 所示。

表 1 Johnson-Cook 模型材料参数
Table 1 Material parameters of Johnson-Cook model

板厚/mm	材料	A /MPa	B /MPa	n	C	m
3.4	低碳钢	233.47	480.37	0.356 5	0.036 9	0.665 5
4.0	低碳钢	221.67	361.35	0.474 6	0.048 1	0.665 5
5.1	300Wasteel	263.58	519.64	0.384 3	0.025 9	0.665 5

试验中, 上下压板的厚度均为 12 mm, 且有螺栓约束, 试验过程中没有发生明显的变形而影响试件的内爆响应, 因此在数值计算中将上、下压板作为刚体处理; 螺栓采用线弹性强度模型, 具体参数如表 2 所示。

表 2 夹持结构材料参数
Table 2 Material parameters of holding device

部件	状态方程	刚体约束	强度模型	体积模量/GPa	剪切模量/GPa
上压板	Rigid	No	-	159	81.8
下压板	Rigid	Yes	-	159	81.8
螺栓	Linear	-	Elastic	159	81.8

1.1.2 有限元模型边界条件与接触设置

计算中在螺栓的顶部施加面压力, 使得螺栓在上压板、顶板、底板与下压板间产生正压力, 通过螺栓的预紧力试验得到试验条件下的预紧力为 240 MPa^[16], 不同构件之间的接触面上设置静摩擦接触, 静摩擦系数为 0.2^[16]。在计算模型中约束螺栓在 x 方向和 y 方向的位移。试验中, 模型置于水平基座上, 模型底部通过四角处的螺栓与基座连接, 在数值计算中考虑到基座固定与建模的简化, 在底部螺栓孔处约束六个方向自由度, 模拟底部螺栓与基座的连接情况。仿真计算中将 1/4 模型置于 200 mm×200 mm×300 mm 的 Euler 空气域中, 如图 4 所示, 网格尺寸为 2 mm, 结构与空气域间采用全耦合方式耦合, 从而将爆炸载荷传递到结构上。在空气域外边界上设置流出 (flow-out) 边界条件。

1.1.3 炸药参数

球形 C4 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^[17], 即

$$p = A \left(1 - \frac{w}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{w}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{wE}{V} \quad (2)$$

式中: A, B, R_1, R_2, w 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 3 所示。

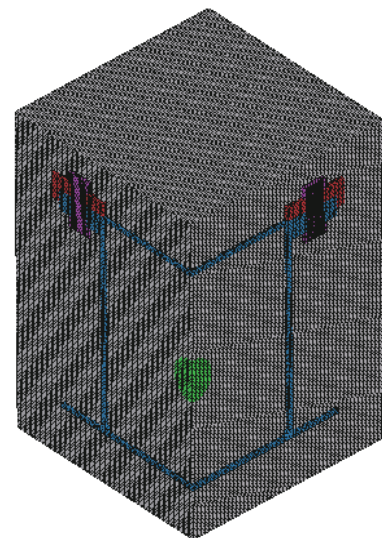


图 4 计算模型
Fig. 4 Computational model

表 3 C4 炸药 JWL 状态方程参数

Table 3 JWL EOS parameters of explosive C4

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	w	$E/(\text{GJ}\cdot\text{m}^{-3})$
1.601	609.8	12.95	4.500	1.400	0.250	9.000

1.2 计算结果对比分析

针对三种不同板厚、六种不同药量组合的试验工况,本文开展了密闭空间内爆载荷作用下金属板响应的数值计算,每种工况的计算时长均为 4 ms。其中 40 g 炸药(其他工况的情况类似)内爆工况顶板中点的位移历程曲线如图 5 所示,可以发现在受到内爆载荷后的很短时间内中点位移达到最大值,回弹之后在稳定值附近上下波动,本文中取 3~4 ms 内波动的平均值为最终变形值。

取每组工况稳定后的计算结果,以板的中心点响应为观测变量,得到如图 6 所示的不同厚度板的中点变形与药量之间的关系。对比侧板中点变形结果可以发现,如图 6(a) 所示,当药量在 30~50 g 之间时,侧板中点最终变形的数值仿真计算值与试验值的偏差在 5% 以内;在 60 g 和 70 g 药量工况中,数值仿真计算值与试验值的偏差有所增大。从试验试件的变形情况可以发现,当载荷逐渐增大时,侧板间连接处将发生明显变形,从而对侧板的整体变形产生影响,具体形式如图 7 所示。可以看出两种计算工况下侧板连接处变形情况(红色虚线),说明实际焊缝对连接处结构有一定的加强作用,导致了在载荷较大时,数值计算结果较试验结果偏小。

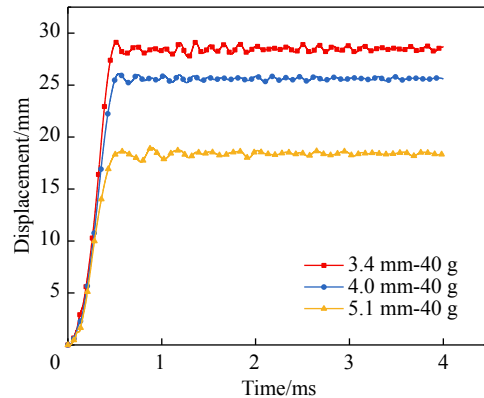


图 5 三种板厚在 40 g 药量下顶板中心点响应计算
Fig. 5 Response of the center point of top plates with three kinds of thickness under 40 g explosive

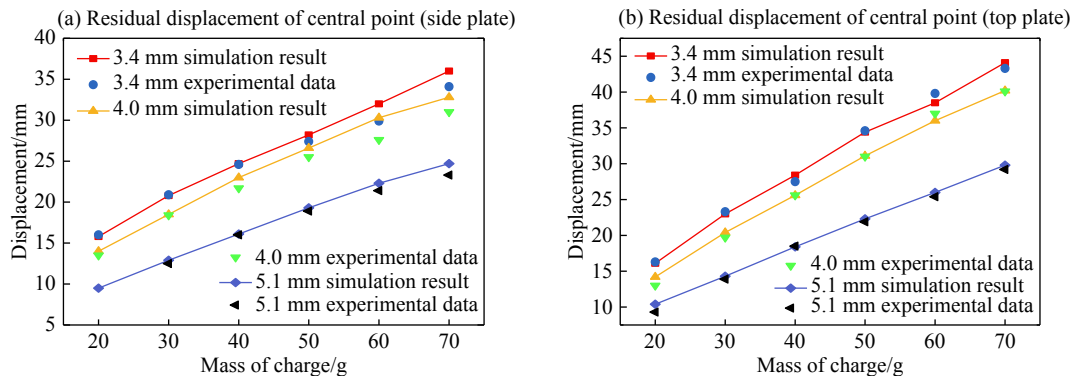


图 6 数值计算值与试验值对比

Fig. 6 Comparison between computational and experimental results

各工况下顶板中点最终变形与药量的关系如图 6(b) 所示,由于顶板采用螺栓和夹板的约束方式,数值计算模拟的边界与实际情况更加接近。当载荷较小时,夹持结构通过摩擦力限制顶板的滑动;在载荷逐渐增大的过程中,顶板变形增大,螺栓成为主要限制顶板滑动的边界约束,如图 8(a) 所示;通过对比发现本文的仿真计算中采用的边界约束条件与试验中的实际边界约束对试件的作用效果基本一致,试件的螺栓孔均发生了明显的变形,如图 8(b) 所示。对比顶板的结果也可以发现计算值与试验值偏差较小,在药量为 20 g 工况时,计算的偏差最大为 11.8%,结果偏差仍在一个目标板厚以内^[9];在 30~70 g 的药量下,仿真结果与试验值的偏差均在 4% 以内,仿真结果精度较高,可以采用该方法开展进一步的研究工作。

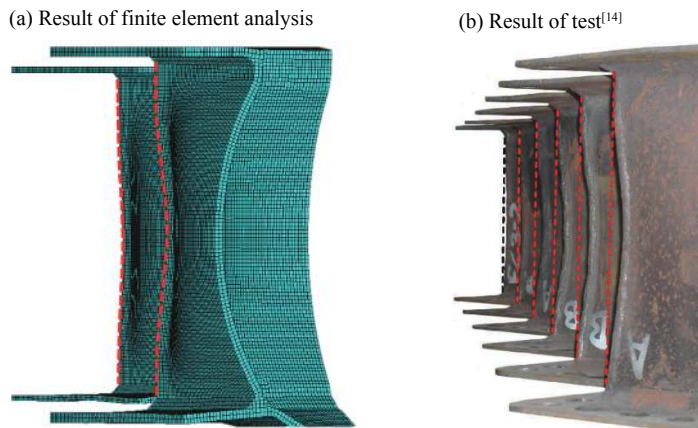


图 7 不同载荷下侧板连接处变形
Fig. 7 Deformation of the side plate at the joint under different loads

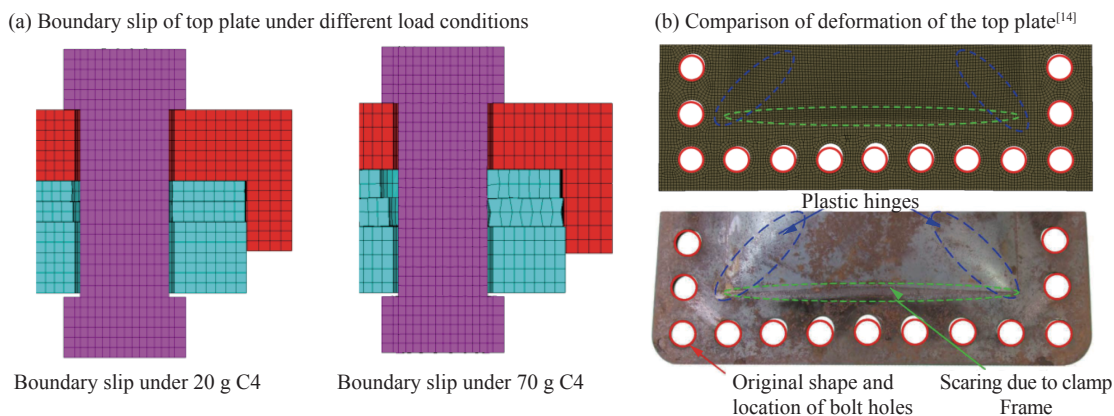


图 8 顶板边界滑移与变形
Fig. 8 Boundary slip and deformation of the top plate

2 饱和冲量分析

金属板在内爆载荷作用下产生较大弹塑性动态响应,在变形逐渐增大的过程中,摩擦和螺栓的约束使得板中面内产生较大的膜力效应,导致了板结构的受载能力进一步的增强,使之变形在达到一定值后不会继续增大,即发生响应的“饱和”现象。为了探究金属板在内爆载荷作用下的响应规律,本节采用上述经与试验结果对比验证后的仿真计算方法开展细致的数值计算研究。以 0.1 ms 步长产生计算中间文件,作为爆炸载荷不同加载时长输入,每种炸药药量工况计算 0.1~1.2 ms 间的 12 种不同爆炸载荷加载时长,总计 216 组不同工况,以此来对比加载时长不同时顶板中心点响应峰值的变化规律。

2.1 无量纲饱和时间计算

图 9 为 3 种不同厚度的金属板在 30 g 和 60 g 药量工况的计算结果,可以发现当加载时长达到 0.5 ms 时六种计算工况下板中点的变形值均与耦合计算工况(计算时长 4 ms)的响应值接近。在 3.4 mm/30 g 工况下,随着爆炸载荷加载时长的增加,结构响应峰值逐渐增大,且响应峰值后的波动逐渐减小。随着加载时长的增加,位移变化趋于稳定,最终与耦合计算结果接近,但计算结果稳定值均比加载时长为 4 ms 情况下的计算结果略微偏小;相对而言,3.4 mm/60 g 工况下,由于药量更大,在加载时长达到 0.2 ms 时,结构响应峰值后的波动幅度微小,波动中间值接近最终变形值。其他两种板厚在 30 g 和 60 g 下的变形情况基本与 3.4 mm 板厚相同,只是随着板厚的增大,相同装药下的变形量逐渐减小,但响应峰值时刻集中在 0.5 ms 左右,没有发生明显变化。

将所有 216 种工况爆炸载荷加载时长与金属板中点位移峰值对应时刻进行对比,得到如图 10 所示

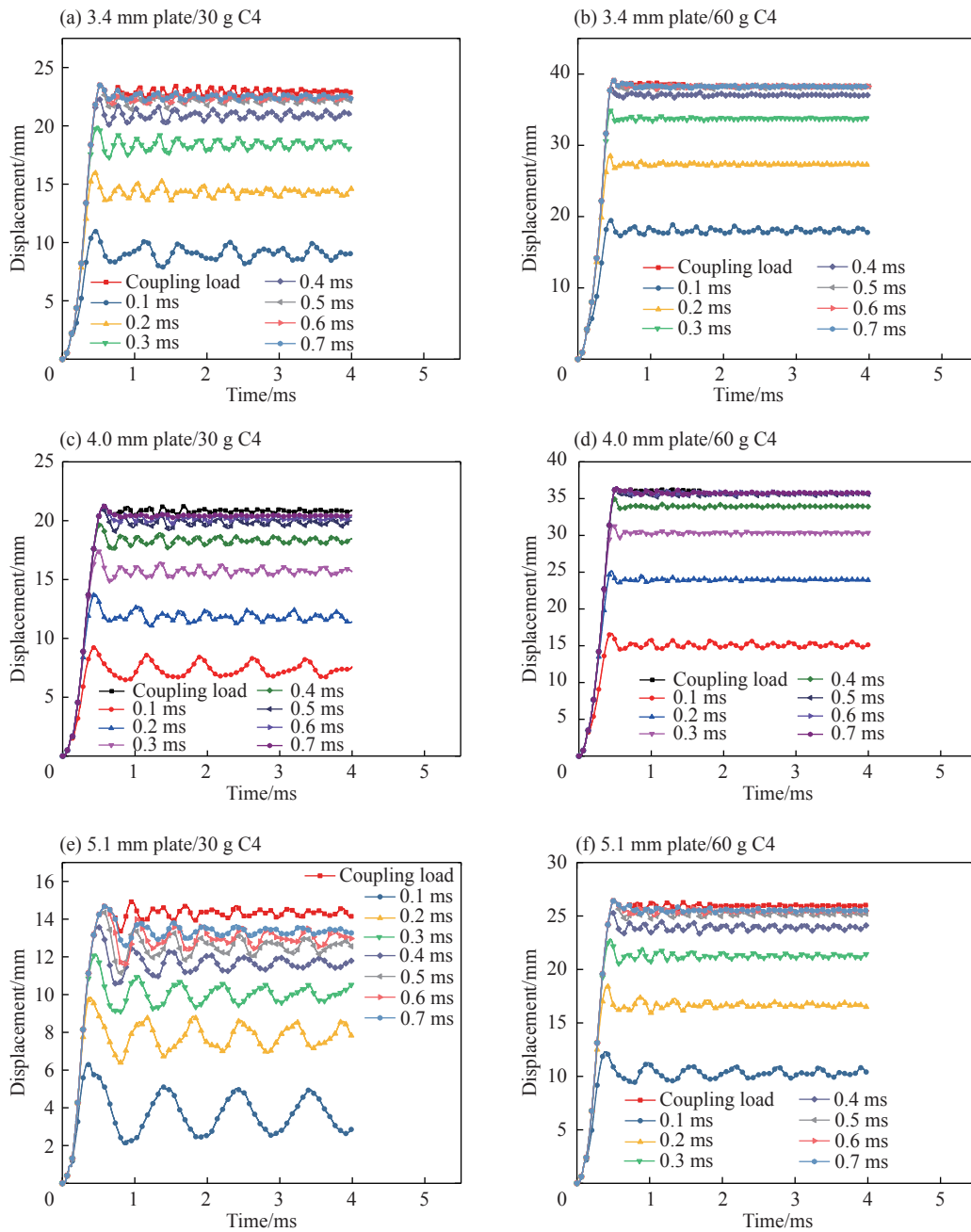


图 9 不同加载时长工况中点响应对比

Fig. 9 Comparison of central point responses of plates with different loading times

的结果。可以发现对于同一个厚度的金属板, 载荷加载时长在 0.1~0.3 ms 内时, 随着药量的增加, 其中点位移达到响应峰值的时间是逐渐增大的; 随着载荷加载时长的进一步增长(大于 0.3 ms), 装药量的增加使得中点位移响应达到峰值的时刻逐渐提前, 但维持在一个很短的时间范围内, 统计所有工况的计算结果发现该时间范围为 0.5~0.6 ms。

上述计算结果与文献 [9] 中得到的结论并不一致, 文献 [9] 认为药量不会影响到最终响应峰值时间的到来, 但是从结果中可看出在随着加载时长增加, 中点位移达到响应峰值的时刻存在一定差异。载荷加载时长小于 0.3 ms 时各工况下中点位移响应峰值到达时刻基本一致; 随着加载时长的增加, 响应峰值时刻的差别增大, 但还是维持在一个很短的时间范围内。

从计算结果对比来看, 随着板厚从 3.4 mm 增加到 5.1 mm(板厚增加了 50%), 中点位移达到响应峰

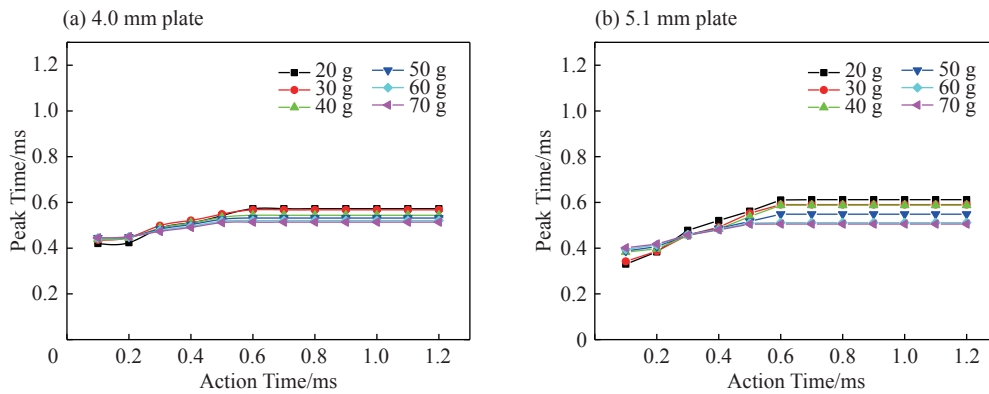


图 10 不同加载时长下响应峰值时刻对比

Fig. 10 Response peak time comparison under different loading times

值的时刻仍集中在 0.5~0.6 ms 之间, 可认为板厚对饱和冲量没有直接影响。对于空爆条件下, 前人的工作指出饱和冲量与板长 L 、材料密度 ρ 、屈服强度 σ 三个参数组成的无量纲参数有关^[9], 由于内爆条件下药量对响应峰值时刻的影响不大, 可忽略药量的影响, 认为正方体密闭结构在爆炸载荷作用下的饱和冲量作用时间(即饱和响应时间)也是与板长 L 、材料密度 ρ 、屈服强度 σ 有关的无量纲数, 可得到如下表达式, 即

$$t_{\text{sat}} = \lambda L \sqrt{\frac{\rho}{\sigma}} \quad (3)$$

本文计算中响应峰值时刻全部集中于 0.5~0.6 ms, 最终选取 0.6 ms 为饱和响应时间, 进而计算得到无量纲系数 λ , 如表 4 所示。

表 4 无量纲饱和冲量参数

Table 4 Parameters of dimensionless saturation impulse

板厚/mm	饱和时间/ms	板长/m	材料密度/(g·cm ⁻³)	屈服强度/MPa	λ
3.4	0.6	0.2	7.83	233.47	16.4
4.0	0.6	0.2	7.83	221.67	16.0
5.1	0.6	0.2	7.83	263.58	17.4

针对密闭正方体空间的内爆情况, 推荐无量纲系数 λ 的取值为 16.0~17.5, 并且取值不受板厚的影响。

2.2 密闭舱室爆炸载荷简化

目前, 针对爆炸载荷的简化一般都是基于准静态压力进行的, 但由于密闭结构内爆冲击波的作用过程明显, 基于准静态压力的简化方法由于忽略了初始冲击波及其壁面反射效应的影响, 使得采用准静态压力计算得到的结构响应结果并不准确。本文基于 2.1 节中得到的结构在密闭空间内爆载荷下的饱和响应时间, 计及初始冲击波对结构响应的影响, 提出将爆炸载荷按照饱和响应时间简化为等效矩形载荷的方法。

基于饱和响应时间, 将爆炸产生的冲击载荷转化为等效的矩形载荷, 在转化中满足如下条件。

(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

$$I_0 = I_{\text{sat}} \quad (4)$$

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

(2) 简化矩形载荷形心与实际载荷形心相同, 即

$$\frac{1}{2}t_0 = \frac{\int_0^{t_{sat}} p(t)tdt}{\int_0^{t_{sat}} p(t)dt} \quad (5)$$

基于以上简化条件,可以得到表 5 所示的等效矩形载荷换算结果,载荷具体简化形式如图 11 所示。图中复杂形式的载荷为全耦合计算得到的内爆载荷,可通过数值计算方法计算得到^[18]。为了验证简化载荷的有效性,将简化矩形载荷按照均布载荷施加于密闭舱室结构内表面,如图 12 所示。在实际数值计算中,突然的加卸载会导致数值结果的不稳定和失真,为了避免这一问题,在计算中对矩形载荷设置了载荷加载的上升段和卸载的下降段,加载和卸载的时长均为 0.001 ms(大于仿真计算的一个时间步长),类似于梯形载荷。

表 5 等效矩形载荷换算

Table 5 Equivalent rectangular load

板厚/mm	药量/g	饱和冲量/(Pa·s)	等效压力/kPa	等效时间/ μ s
3.4	20	2 312.63	4 133.46	559.49
	30	3 198.58	5 808.93	550.63
	40	4 035.65	7 363.20	548.08
	50	4 856.17	8 910.56	544.99
	60	5 617.45	10 378.59	541.25
	70	6 369.51	11 877.10	536.28
4.0	20	2 358.52	4 190.00	562.89
	30	3 273.74	5 916.10	553.36
	40	4 136.70	7 534.59	549.03
	50	4 975.16	9 137.39	544.48
	60	5 762.89	10 656.95	540.76
	70	6 560.27	12 250.34	535.52
5.1	20	2 434.13	4 266.77	570.49
	30	3 401.43	6 059.57	561.33
	40	4 315.98	7 753.58	556.64
	50	5 204.07	9 435.92	551.52
	60	6 053.82	11 069.43	546.90
	70	6 916.35	12 757.55	542.14

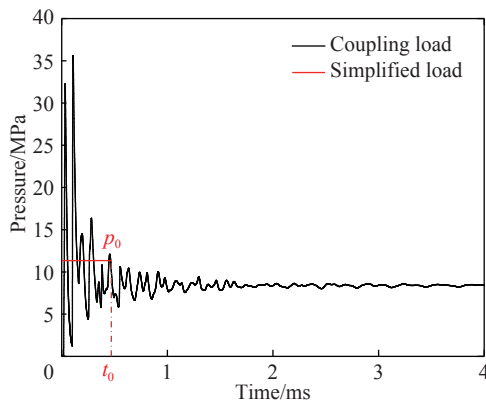


图 11 爆炸载荷与等效矩形载荷

Fig. 11 Explosive load and equivalent rectangular load

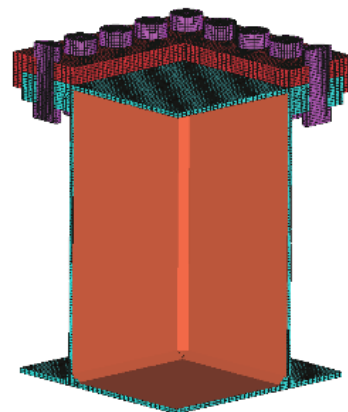


图 12 等效载荷施加示意图

Fig. 12 Sketch of applied equivalent load

以简化载荷作为输入载荷开展金属板内爆响应计算, 并将计算结果与全耦合计算结果对比, 如图 13 所示, 图中列出了 3.4 mm 和 5.1 mm 金属板在 40 g 装药内爆载荷作用下的中心点位移响应曲线。可以发现在载荷作用的初始阶段, 简化载荷与全耦合计算结果基本重合, 说明在考虑了初始冲击波的作用下, 该简化方法可以较好的反应初始阶段响应过程。在 5.1 mm/40 g 工况的计算中, 位移响应达到 14.2 mm 时, 两种载荷作用下的结果出现不同; 而在 3.4 mm/40 g 工况中, 可以发现响应达到 22.9 mm 时, 两种载荷的结果出现了一定的差异, 但偏差值非常小; 对比其他计算工况可以发现, 采用简化载荷计算内爆载荷作用下金属板的动态响应时, 得到的计算结果与复杂形式载荷(全耦合计算载荷)的计算结果差异微小。

对比不同载荷作用下顶板中点最终位移, 5.1 mm/40 g 工况下全耦合载荷计算结果为 18.6 mm, 简化载荷计算结果为 17.6 mm; 3.4 mm/40 g 工况下耦合载荷计算结果为 28.6 mm, 简化载荷计算结果为 27.4 mm。两种工况中简化载荷计算结果较全耦合计算结果分别减小 5.4% 和 4.2%, 两种加载方式的计算结果相近。

如图 14 所示, 从不同载荷下厚度为 3.4 mm 和 5.1 mm 板的顶点中心位移计算结果对比中发现, 相对于耦合载荷, 简化载荷作用时长减小, 卸载导致了部分能量损耗, 影响了结构的最终变形, 使得简化矩形载荷下的顶板中点位移计算结果普遍比耦合载荷下的结果要小。但所有位移结果的偏差范围仍处在一个板厚的范围内, 说明了载荷简化的合理性; 同时, 采用简化载荷计算时, 单个工况计算时长较全耦合计算时长缩短了大约 80%, 显著节省了计算资源。

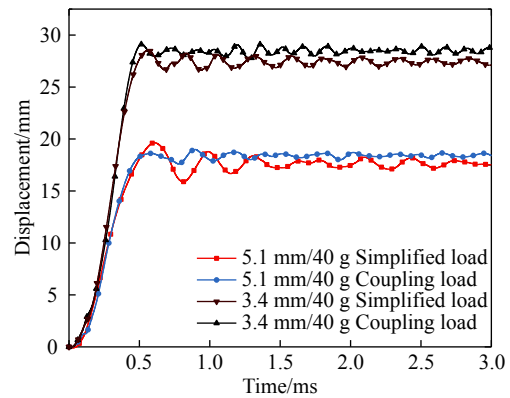


图 13 全耦合载荷与简化载荷计算对比

Fig. 13 Comparison of fully coupled load and simplified load calculation

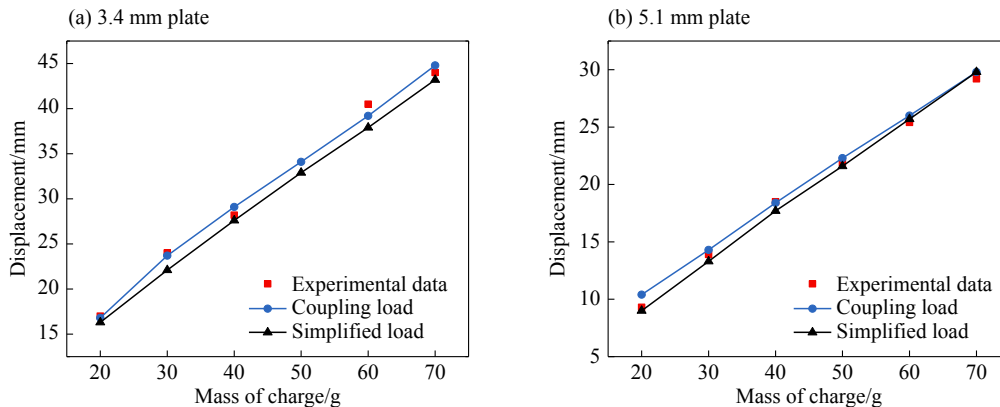


图 14 简化矩形载荷作用下顶板中心点位移计算结果对比

Fig. 14 Comparison of center point displacements of top plates under simplified rectangular load

3 总 结

本文通过对密闭结构内爆试验的有限元仿真计算和对比分析, 验证了仿真方法在计算金属板受到封闭空间内爆载荷作用时动态响应的准确性, 在此基础上进一步对内爆载荷作用下结构的饱和响应现象进行了研究, 提出了舱内爆炸载荷的简化计算方法。在本文研究工作的基础上, 得到以下几个结论:

(1) 在内爆载荷作用下, 板结构达到最大变形响应的时间仅与长度、材料密度、屈服强度等因素有

关,而与板厚基本无关;

(2)本文提出了无量纲饱和响应时间计算的公式,建议无量纲数 λ 的取值范围在16.0~17.5之间;

(3)以饱和响应时间为基础,提出了封闭空间内爆载荷的简化计算方法,该方法可以较好的描述内爆载荷的特征,在结构最终变形的计算上具有较高精度。同时,采用简化载荷可节约计算时间成本约80%。

参考文献:

- [1] 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: 1–20. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.1.
- [2] 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): 21–44. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.21.
- [3] 杨科之, 杨秀敏, 王年桥. 内爆荷载作用下结构等效静载计算方法 [J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2002, 3(4): 31–33.
YANG Kezhi, YANG Xiumin, WANG Nianqiao. Equivalent static load calculation method of structure subjected to internal explosion [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology(Natural Science Edition)*, 2002, 3(4): 31–33.
- [4] GERETTO C, YUEN S C K, 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.
- [5] 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.
- [6] KUHL A L, BELL J B, BECKNER V E, et al. Spherical combustion clouds in explosions [J]. *Shock Waves*, 2013, 23(3): 233–249. DOI: 10.1007/s00193-012-0410-y.
- [7] 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.
- [8] ZHAO Y P, YU T X, FANG J. Saturation impulses for dynamically loaded structures with finite-deflections [J]. *Structural Engineering & Mechanics*, 1995, 3(6): 583–592.
- [9] ZHU L, YU T X. Saturated impulse for pulse-loaded elastic-plastic square plates [J]. *International Journal of Solids & Structures*, 1997, 34(14): 1709–1718.
- [10] 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.
- [11] NURICK G N, MARTIN J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading: a review: Part I: theoretical considerations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1989, 8(2): 159–170. DOI: 10.1016/0734-743X(89)90014-6.
- [12] Dragos J, WU C Q, Oehlers D J. Simplification of fully confined blasts for structural response analysis [J]. *Engineering Structures*, 2013, 56(11): 312–326.
- [13] 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.
- [14] GERETTO C. The effects of different degrees of confinement on the deformation of square plates subjected to blast loading [D]. Western Cape: University of Cape Town, 2012: 101–203.
- [15] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31–48. DOI: 10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [16] ZHENG C, KONG X S, WU W G, et al. Experimental and numerical studies on the dynamic response of steel plates subjected to confined blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 113: 144–160. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.11.013.
- [17] URTIEW P A, HAYES B. Parametric study of the dynamic JWL-EOS for detonation products [J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 1991, 27(4): 505–514.

- [18] XU W Z, KONG X S, ZHENG C, et al. Numerical method for predicting the blast wave in partially confined chamber [J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2018, 2018(5): 1–17.

An equivalent calculation method for confined-blast load based on saturated response time

KONG Xiangshao^{1,2}, ZHOU Hu^{1,2}, ZHENG Cheng^{1,2}, WU Weiguo^{1,2}

(1. *Key Laboratory of High Performance Ship Technology, Wuhan University of Technology, Ministry of Education, Wuhan 430063, Hubei, China;*

2. *School of Transportation, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, Hubei, China*)

Abstract: Due to the complex form and long duration of the load from a confined explosion, it is usually difficult to propose an uniform simplified formula to describe the confined blast load effectively, which can be applied in the predicting the dynamic response of structures. In present paper, the explicit dynamic code Autodyn was employed to predict the response of steel plates under confined blast load numerically. The effectiveness of the numerical method was validated by comparing the numerical and experimental results, and then the characteristic of saturated impulse of steel plate was analyzed. The numerical simulations of 216 plates, which experience different load durations, were conducted. Based on analyzing the relationship between the duration of confined blast load and the subsequent dynamic response of these steel plates, a simplified formula was deduced to determine the saturated time that corresponding to the maximum deformation of plate, and a guide value of the parameter of the dimensionless saturated time was presented. Considering the influence of initial shock wave of confined explosion, combined with the law of saturation action time of explosion load, a rectangular load equivalent method for the confined blast load is proposed. The dynamic response of metal plate under 18 groups of simplified and fully-coupling load is compared, and the effectiveness of the equivalent method is verified.

Keywords: confined-blast load; steel plate; saturated impulse; equivalent method

(责任编辑 王小飞)