

RC 箱型结构内爆炸载荷特性和动力行为分析*

李军润¹, 卢永刚¹, 冯晓伟¹, 吴昊²

(1. 中国工程物理研究院总体工程研究所, 四川 绵阳 621900;

2. 同济大学土木工程学院, 上海 200092)

摘要: 钢筋混凝土 (RC) 箱型结构中爆炸冲击波难以向外自由扩散, 多次反射叠加后可加剧结构的破坏程度。为全面探究 RC 箱型结构内爆炸载荷特性及其动力行为特征, 通过复现完全密闭和半密闭 (带泄爆口) RC 箱型结构的内爆炸试验, 验证了所采用有限元建模与分析方法的适用性。进一步, 针对典型 RC 箱型结构和美国联邦应急管理局 (FEMA) 规定的恐怖爆炸袭击类型, 开展了三种爆炸威胁和四种泄爆面积下的内爆炸数值仿真分析, 考察了结构内壁面中心和内角隅处载荷及其分布以及结构动力行为特征。结果表明: 泄爆面积对各特征点爆炸波峰值超压影响较小, 而爆炸波冲量随泄爆面积增加近似指数型降低; 结构内壁面载荷分布受结构尺寸的显著影响, 呈“内凹”或“W”型; 泄爆系数从 0.457 增大至 1.220 时墙板最大位移可降低 50% 以上; 冲量准则相较于超压准则可以更加准确地评估构件毁伤等级。最后, 提出了考虑泄爆面积的冲量增强因子和毁伤增强因子计算方法, 较好地预测了不同泄爆系数下的内爆炸载荷和结构动力行为。

关键词: 内爆炸; RC 箱型结构; 数值仿真; 载荷特性; 动力行为

中图分类号: TU375

国标学科代码: 13035

文献标识码: A

Analysis of Internal Explosion Load Characteristics and Dynamic Behavior in RC Box Structures

LI Junrun¹, LU Yonggang¹, FENG Xiaowei¹, WU Hao²

(1. Institute of Systems of Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, Sichuan, China;

2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: In a reinforced concrete (RC) box structure, it is difficult for the blast wave to dissipate freely outwards, and the structure's damage can be intensified after multiple reflections. To thoroughly investigate the load characteristic and dynamic behavior of internal explosion in an RC box structure, the applicability of the finite element method was verified through the replication of internal explosion tests on fully enclosed and semi-enclosed (with venting openings) RC box structures. On this basis, for the prototypical RC box structure and the type of terrorist bombing attacks specified by the Federal Emergency Management Agency (FEMA), numerical simulations of internal explosions were conducted under three explosion scenarios and four venting areas. The influence of venting area on the load characteristic at the inner surfaces and corners, the load distribution on inner surfaces, and time histories of displacement and velocity at the inner surface centers, subjected to internal explosion load were explored. Furthermore, the formula for calculating the total impulse of the structure's inner surface was proposed, taking

*收稿日期: 2024-10-17; 修回日期: 2025-01-13;

基金项目: 国家自然科学基金 (52078379);

第一作者: 李军润 (1997-), 男, 博士研究生, 职称. E-mail: lijunrun22@gscape.ac.cn;

通信作者: 卢永刚 (1973-), 男, 研究员, 职称. E-mail: lygcaep@263.net.

into account both the venting area and the spatial distribution of the impulse. The results show that the venting area has a negligible effect on the overpressure, while the impulse decreases exponentially with the increase of the venting area. Besides, the load distribution characteristics on the structure's inner surface are significantly influenced by the structural dimension, exhibiting an "indented" or "W" pattern. The maximum displacement at the center of walls and slabs is reduced by about 50%, with the venting coefficient changing from 0.457 to 1.220. Finally, based on the total impulse and maximum displacement response of each component under free-field explosion loads, the calculation method for the impulse and damage enhancement coefficient was proposed based on the venting area. This effectively predicts the internal explosion load and structure's dynamic behavior at various venting coefficients.

Keywords: internal explosion; RC box structure; numerical simulation; load characteristics; dynamic behavior

钢筋混凝土 (RC) 箱型结构是构成建筑物房间、枪支弹药库以及地下车站等结构的基本组成单元^[1]。近年来, 恐怖袭击活动和公共安全事故频发, 对 RC 箱型结构的抗爆安全性能构成巨大威胁。例如, 2008 年印度金融中心孟买发生连环爆炸袭击, 袭击者对周围酒店、医院和居民住宅等场所投掷炸药, 共造成 195 人遇难^[2]。因此, 对 RC 箱型结构在内爆炸作用下的载荷特性和动力行为进行深入分析, 对于结构安全设计和损伤评估具有重要意义。

与自由场爆炸工况^[3-5]不同, 内爆炸作用下会形成反射波与入射波以及反射波之间的相互叠加, 使得内爆炸载荷的确定异常复杂。同时, 内爆炸载荷因其能量无法向外自由扩散, 导致结构承受的压力和损伤破坏更为严重^[6,7], 显著增加了结构动力行为的预测难度^[8,9]。

国内外学者针对内爆炸作用下的结构载荷和动力特性进行了大量试验研究, 主要关注以舰船等金属舱室结构的载荷特征^[10-12]、破坏模式^[13-15]及其破坏范围^[16-18]等, 而针对 RC 箱型结构的抗爆试验研究相对较少。其中, Park 等^[19]进行了两个深埋隧道型 RC 箱型结构 (内部净空尺寸 1500mm×1500mm×1500mm) 的内爆炸试验, 结果表明在相同炸药当量下, 增加结构通风面积且采用高强度混凝土可有效减弱结构的损伤程度。Feldgun 等^[20]和 Edri 等^[21]利用 RC 箱型爆炸试验室 (内部净空尺寸 2900mm×2900mm×2700mm) 进行了一系列内爆炸试验研究, 得出壁面压力关于结构中心左右对称, 呈 "W" 型分布。杨亚东等^[22,23]利用足尺 RC 箱型结构 (内部净空尺寸 4800mm×4800mm×2660mm) 开展了完全密闭条件下内爆炸试验, 得到相同的结论。柏准等^[24]进行了 1/3 缩尺带门窗洞口的 RC 箱型结构 (内部净空尺寸 1930mm×1930mm×1340mm) 内爆炸试验研究, 通过分析多次内爆炸作用下 RC 墙体的损伤累积效应, 得出: 随着 TNT 当量增加 (95.3g 至 400g), RC 墙体的破坏模式逐渐由弯曲破坏过渡为弯剪破坏, 并最终转变为完全剪切破坏。

结构内爆炸数值仿真研究方面, Zyskowski 等^[25]利用商用有限元软件 AUTODYN 软件进行了足尺结构的内爆炸仿真研究, 得出: AUTODYN 软件能够准确预测密闭空间内壁面的超压载荷特征。之后, Hu 等^[26]利用 AUTODYN 对内爆炸作用下结构内壁面及角隅处的载荷特征进行了仿真分析。得出: 结构角隅处峰值超压约为结构中心处的 2 倍以上。Guo 等^[27]采用商用有限元软件 LS-DYNA 分别对自由场爆炸和内爆炸作用下结构表面的载荷特征进行了数值仿真分析, 得出: 内爆炸作用下 RC 墙体中心点超压和表面总压力分别为自由场爆炸时的 1.79 和 11.13 倍, 且内爆炸作用下的墙体变形和损伤程度更加显著。Kim 等^[28]开展了 2 种当量 (2kg 和 3kg) TNT 内爆炸作用下典型 RC 公寓结构的损伤破坏分析, 得出: 考虑炸药后燃烧效应的数值仿真模型可以更加准确地预测结构的动力行为。此外, 部分学者针对泄爆口面积对内爆炸载荷特性的影响机制开展研究, 并推导了含泄爆条件的准静态压力计算公式^[29-31]。结果表明: 内爆炸过程中准静态压力阶段的衰减规律与泄爆面积密切相关, 泄爆面积越小, 压力衰减越慢, 结构损伤等级更为严重。

综上所述, 已有关于 RC 箱型结构内爆炸载荷特性及其动力行为的研究工作主要还存在以下不足:

(1) 泄爆面积和结构尺寸对构件内壁面爆炸载荷时空分布特征的影响, 特别是角隅处的载荷汇聚效应, 仍需进一步明确; (2) 针对泄爆面积的影响分析仍主要针对准静态压力阶段^[32,33], 泄爆面积对结构动力行为的影响研究工作较少; (3) 内爆炸作用下 RC 箱型结构的毁伤等级评估中, 评价准则

(峰值超压或冲量)有待进一步深入研究商榷。针对以上不足,本文首先通过对比已有密闭条件下 RC 箱型结构内爆炸野外试验的载荷超压时程、结构损伤破坏和动力响应^[22,27],对所采用的内爆炸数值仿真材料模型和参数、MAPPING 映射以及流固耦合等数值算法的可靠性进行全面验证。进一步,以某典型 RC 箱型结构为例,开展三种爆炸威胁和四种泄爆面积下的内爆炸数值仿真,分析 RC 箱型结构内部特征点的爆炸载荷特征、内壁面载荷分布特征以及结构损伤破坏和动态响应等。最后,对比自由场爆炸作用下的构件表面冲量和中心点最大位移,建立内爆炸作用下结构冲量增强因子和毁伤增强因子的计算方法,可用于内爆炸作用下 RC 箱型结构的毁伤效应评估。

1 有限元建模与分析方法

本节对杨亚东等^[22]和 Guo 等^[27]开展的完全密闭和半密闭 RC 箱型结构内爆炸试验进行数值仿真,通过与试验结果对比验证所采用数值仿真分析方法的可靠性。

1.1 完全密闭 RC 箱型结构内爆炸试验

1.1.1 试验简介及有限元模型

如图 1 (a) 所示,试验 RC 箱型结构内部净空尺寸为 4800mm×4800mm×2660mm,侧墙厚 240mm,顶板厚 150mm,墙体配筋率为 0.5%,混凝土标号为 C30,试验时门洞采用钢制门密闭。立方体 TNT 装药位于结构中心位置,两次试验中 TNT 当量分别为 315g 和 720g,边长 57.8mm 和 76.2mm。反射超压测点位置如图 1 (b) 所示,采用 BA-YD205 压力传感器(量程 0~60MPa)和 NLG-202G 数据采集系统(每秒 100 个样本)。其中, $P_1\sim P_3$ 位于侧墙水平中线, P_4 位于顶板中心位置。

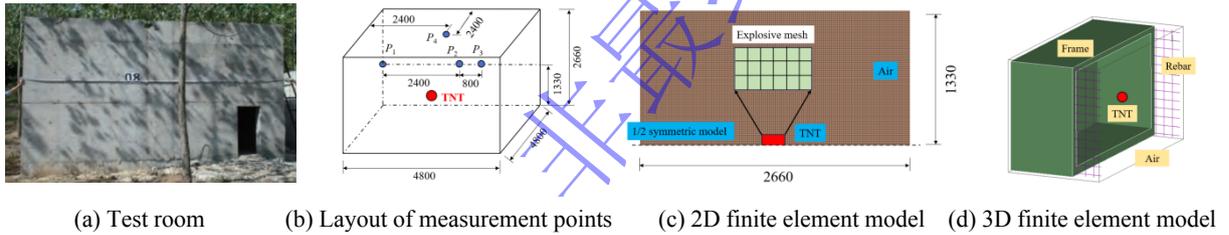


图 1 完全密闭结构内爆炸试验和有限元模型(单位: mm)

Fig.1 Fully confined explosion test setup and finite element model (unit: mm)

试验有限元模型如图 1 (c, d) 所示。为提升计算效率,内爆炸荷载计算采用 2D-3D 的 MAPPING 映射方法结合任意拉格朗日-欧拉 (ALE) 方法描述,即 2D 模型计算中,当冲击波即将接触结构时停止计算并输出包含该时刻位移、速度和压力等数据的 MAPPING 文件,作为 3D 模型的计算初始条件。混凝土结构采用 Lagrange 实体单元,钢筋采用 Beam 梁单元,空气和炸药采用任意拉格朗日-欧拉 (ALE) 单元进行离散。空气和炸药网格尺寸采用等效炸药网格密度确定,见表 1 所示。此外,为保证空气与结构充分耦合,将 3D 模型中空气网格尺寸设置为结构网格尺寸的 2 倍。炸药通过关键字 *INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 填充。采用关键字 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 实现空气和炸药与 RC 结构之间的流固耦合。空气域边界通过关键字 *BOUNDARY_NON_REFLECTING 设置为无反射边界。

材料模型方面,混凝土采用 K&C 模型 (*MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3),同时考虑了损伤和应变率效应,可有效预测混凝土在高应变率和大变形下的动力响应。不同应力状态下混凝土应力强度为^[3]:

$$\Delta\sigma_r = \zeta\Delta\sigma_m + (1-\zeta)\Delta\sigma_y, \lambda \leq \lambda_m \quad (1-1)$$

$$\Delta\sigma_r = \zeta\Delta\sigma_m + (1-\zeta)\Delta\sigma_r, \lambda \leq \lambda_m \quad (1-2)$$

式中: $\Delta\sigma_r$ 为不同应力状态下的有效应力偏量, $\Delta\sigma_m$ 、 $\Delta\sigma_y$ 和 $\Delta\sigma_r$ 分别为初始屈服强度、极限强度和残

余强度， λ 为损伤变量， λ_m 为损伤阈值， ζ 为损伤变量 λ 的函数。

钢筋采用弹塑性材料模型***MAT_PLASTIC_KINMATIC**，应变率效应通过 CS (Cowper-Symonds) 模型考虑^[9]，本构方程及相应的动力放大系数为：

$$\sigma_y = \sigma_0 + E_p \varepsilon_{\text{eff},p} \quad (2-1)$$

$$\sigma_{dy} = 1 + (\dot{\varepsilon} / C)^{1/P} \quad (2-2)$$

式中： σ_y 和 σ_{dy} 分别为材料静态和动态屈服强度， σ_0 为初始屈服强度， E_p 为塑性硬化模量， $\varepsilon_{\text{eff},p}$ 为有效塑性应变， $\dot{\varepsilon}$ 为钢筋应变率， C 和 P 为应变率效应参数。

炸药采用***MAT_HIGH_ENERGY_BURN** 材料模型和***EOS_JWL** 状态方程描述炸药的爆轰过程和爆轰产物的压缩行为：

$$P_e = A[1 - \frac{\omega}{R_1 V_e}]e^{-R_1 V_e} + B[1 - \frac{\omega}{R_2 V_e}]e^{-R_2 V_e} + \frac{\omega E}{V_e} \quad (3)$$

式中： A 、 B 、 R_1 、 R_2 和 ω 分别为反映爆轰压力的参数， E 为炸药初始体积能量， V_e 为相对体积。

空气采用***MAT_NULL** 材料模型和***EOS_LINEAR_POLYNOMIAL** 多项式状态方程描述空气的力学行为变化：

$$P_a = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2)E \quad (4)$$

式中： C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 和 C_6 为多项式状态方程参数， E 为空气初始体积能量， $\mu = 1/(V_a - 1)$ ， V_a 为相对体积。

材料模型及参数见表 2 所示。

表 1 各试验工况有限元模型的网格尺寸

Table 1 Mesh sizes of finite element model for each explosion scenario

试验	工况	TNT 当量 /g	2D 模型			3D 模型	
			炸药尺寸/mm	空气网格尺寸/mm	等效炸药网 格密度	空气网格/mm	结构网格/mm
杨亚东等 [22]	Test-1	720	76.2×76.2	12×12	255.8	72×72×72	36×36×36
	Test-2	315	57.8×57.8	9.1×9.1	255.8	72×72×72	36×36×36
Guo 等 ^[27]	Test-3	95.3	38.8×38.8	6.1×6.1	255.8	24×24×24	12×12×12
	Test-4	253	53.8×53.8	8.5×8.5	255.8	24×24×24	12×12×12
	Test-5	400	62.9×62.9	10×10	255.8	24×24×24	12×12×12

表 2 材料模型及参数^[22, 27]

Table 2 Material model and parameters

混凝土结构(* MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3)									
参数	密度 ρ_0 /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	抗压强度 f_c /MPa	最大失效主应变						
取值	2400	30.0/40.0	0.3						
钢筋(* MAT_PLASTIC_KINMATIC)									
类型	直径/mm	弹性模量/GPa	泊松比	屈服强度/MPa	拉伸强度/MPa	最大伸长率/%			
D4	4	208	0.3	581	640	3.43			
D6	6	205	0.3	486	670	8.87			
D8	8	204	0.3	451	676	11.56			
炸药(* MAT_HIGH_ENERGY_BURN & EOS_JWL)									
参数	密度 ρ_0 /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	爆速 D /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	爆压/GPa	A /GPa	B /GPa	R_1	R_2	ω	E_0 /($\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$)
取值	1630	6930	21	370	3.747	4.15	0.9	0.35	7×10^9

空气(*MAT_NULL&*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL)						
参数	密度 $\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	初始能量 $E_0/(\text{J}\cdot\text{m}^{-3})$	动态粘性系数	截断压力 P_c/MPa	C_0, C_1, C_2, C_3, C_6	C_4, C_5
取值	1.29	2.5×10^5	0	-0.1	0	0.4

1.1.2 结果对比

图2给出了两种TNT当量下不同测点的超压时程对比。可以看出：封闭空间的内爆炸载荷具有显著的多峰值特征，数值仿真计算得到的超压时程曲线与试验曲线变化规律基本一致，且峰值超压误差均在15%以内。进一步选取315g TNT爆炸工况（Test-2）中的 P_1 和 P_2 测点分析内爆炸作用下冲击波的传播规律。图3给出了不同时刻的结构内部压力云图。可以看出：4.0ms时刻，冲击波首先到达墙体中线 P_2 测点，使得 P_2 测点到达第一个峰值点；6.5ms时刻，冲击波相互反射汇聚叠加，使得角隅处压力急剧上升， P_1 测点到达第一个峰值点；7.0ms时刻，反射波在房间中心汇聚后继续向四周墙体扩散，此时 P_2 测点到达第二个峰值点；8.5ms时刻，反射后的冲击波继续向角隅处传播， P_1 测点到达第二个峰值点。

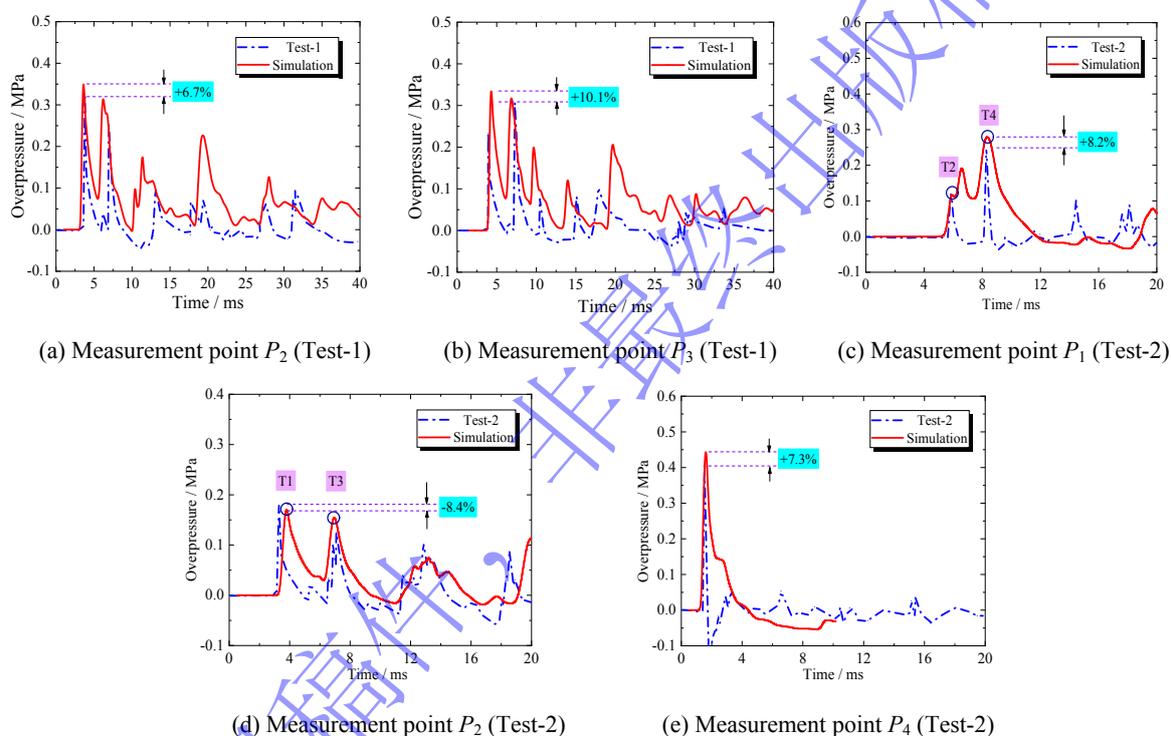
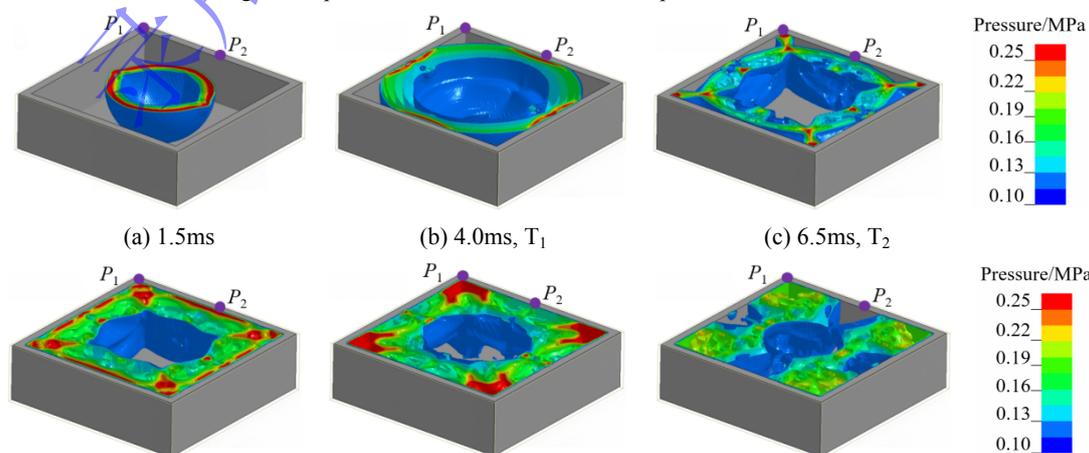


图2 试验和数值模拟预测的超压时程对比

Fig.2 Comparisons of test and simulated overpressure-time histories



(d) 7.0ms, T_3

(e) 8.5ms, T_4

(f) 10ms

图3 冲击波压力演化云图 (Test-2)

Fig.3 Instantaneous overpressure contours of blast wave (Test-2)

1.2 半密闭 RC 箱型结构内爆炸试验

1.2.1 试验简介及有限元模型

如图4所示, Guo等^[27]开展了带门窗洞口的2层RC箱型结构内爆炸试验,首层高1400mm,二层高1180mm,墙厚70mm,楼板厚60mm。结构基础、首层和二层混凝土抗压强度分别为29.7MPa、24.6MPa和22.2MPa,详细配筋见文献^[27]。共进行3炮次内爆炸试验,球形TNT当量分别为95.3g、253g和400g,为方便后续仿真研究,将装药形状统一为立方体结构,边长分别为38.8mm、53.8mm和62.9mm。起爆位置见图4(a,b)所示,房间中心起爆,相应的有限元模型如图4(c)所示。超压和位移传感器布置如图5所示,采用PCB型超压传感器和气动式位移计(量程300mm)。数值仿真方法同1.1节,根据等效炸药网格密度原则确定不同炸药当量下的空气网格尺寸,见表1所示。此外,该试验为重复爆炸试验,Test-3工况后结构出现一定损伤,因此采用重启方法对Test-4和Test-5连续爆炸作用下结构的损伤累积效应和破坏模式进行计算。

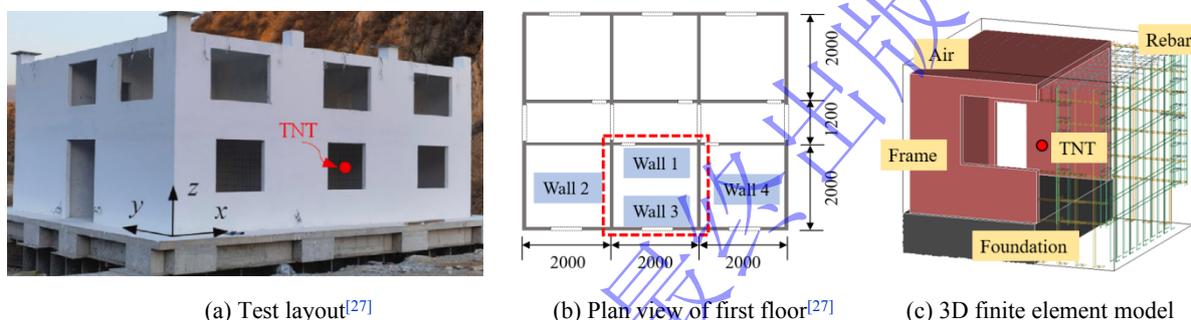


图4 带门窗洞口 RC 箱型结构内爆炸试验 (单位: mm)

Fig.4 Internal explosion test of RC box structure with openings (unit: mm)

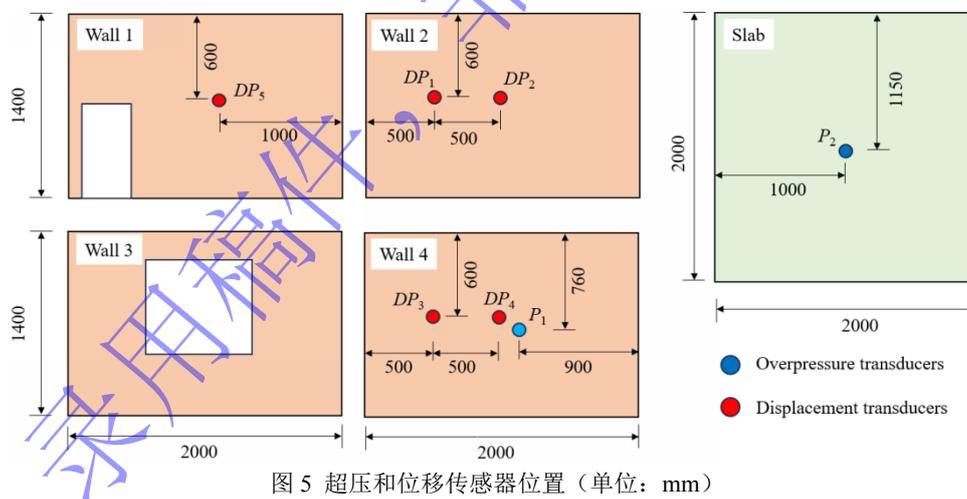


图5 超压和位移传感器位置 (单位: mm)

Fig.5 Layout of overpressure and displacement transducers (unit: mm)

1.2.2 结果对比

图6(a-c)对比了试验和数值模拟得到的三次试验中各测点的超压时程曲线。可以看出,仿真计算的预测结果与试验数据整体趋势基本一致。各工况下测点峰值超压相对误差均在15%以内,Test-5工况下 P_2 测点峰值超压误差较大(27.9%),其原因可能在于房间顶板混凝土的完全脱落对超压传感器测量造成一定影响。图6(d-f)给出了Test-5工况中房间内部爆炸冲击波的传播过程。可以看出:0.35ms时刻,初始入射冲击波在墙2处发生反射,压力达到峰值,随后冲击波向房间中心汇聚,压力下降。

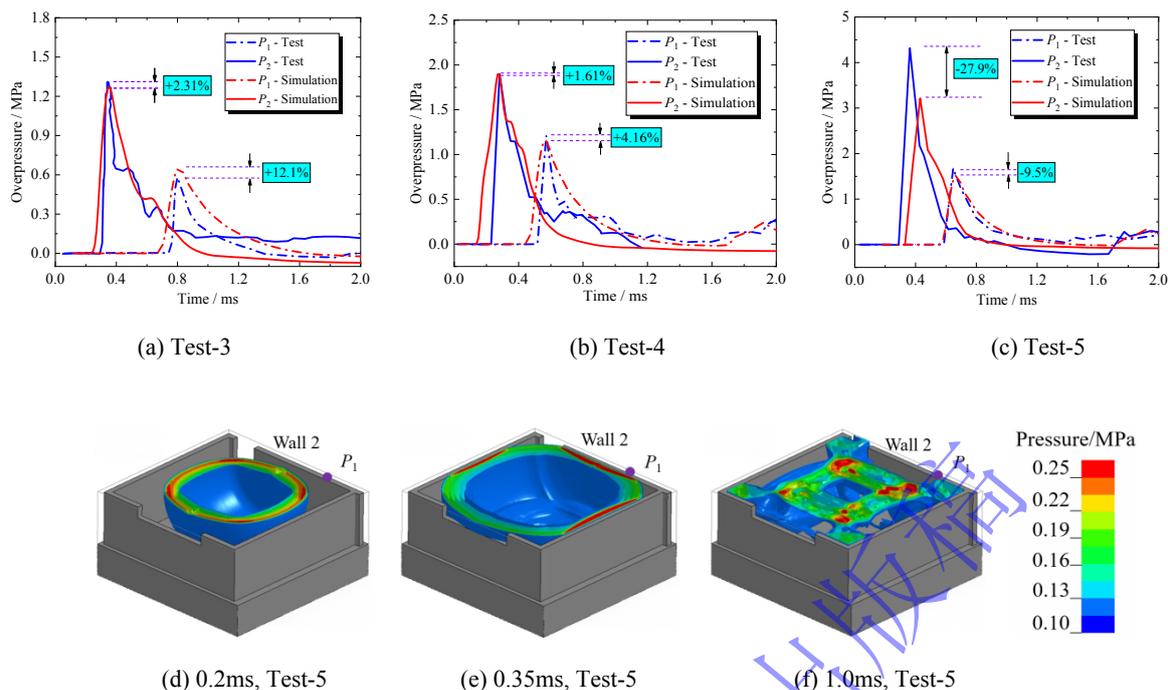


图6 爆炸波超压时程对比和压力云图

Fig.6 Comparisons of test and simulated overpressure-time histories and overpressure contours

图7对比了Test-4和Test-5工况中试验和数值模拟预测得到的侧墙各测点的位移时程曲线。可以看出，除了Test-5工况中 DP_2 测点，其余测点预测的位移时程曲线与试验结果吻合较好，峰值位移误差不超过20%。

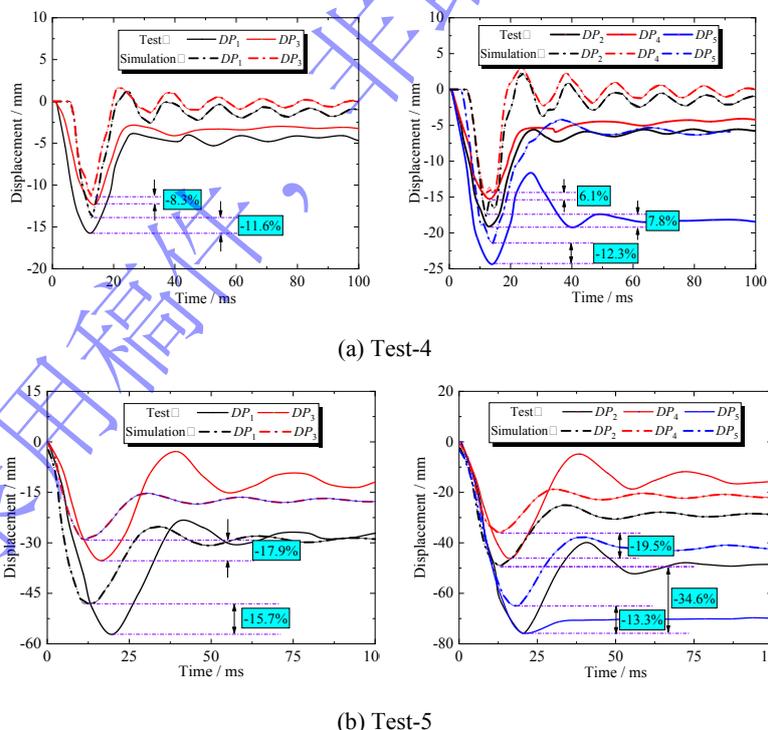


图7 试验和仿真预测的位移时程对比

Fig.7 Comparisons of test and simulated displacement-time histories

图8进一步对比了结构侧墙和顶板的破坏形态。可以看出，试验和数值模拟预测的结构破坏模式及损伤范围基本一致。由于爆炸当量的增加以及损伤累积的影响，Test-5工况中墙体裂缝明显增多，变形加剧，首层楼板混凝土完全剥落，钢筋裸露。房间内四面墙体损伤主要集中于墙体中心和角隅位

置，分别由初始冲击波和反射波汇聚叠加引起。

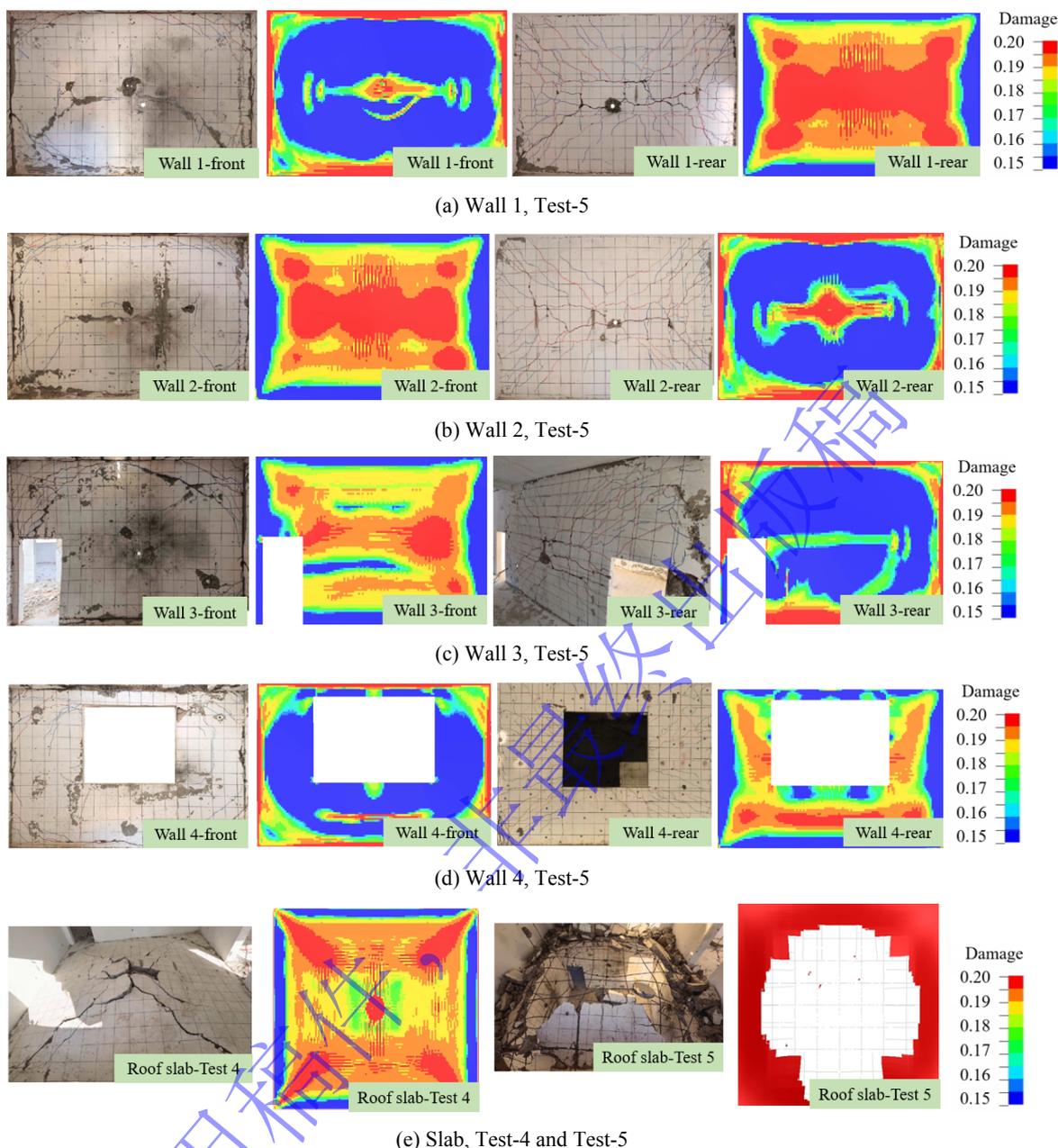


图 8 结构破坏模式的试验和数值仿真结果对比

Fig.8 Comparison of test and simulated structural failure modes

本节通过对比完全密闭和半密闭 RC 箱型结构内爆炸试验中结构内壁超压与位移时程，以及损伤破坏，验证了采用的内爆炸有限元数值仿真方法，包括材料模型和参数、网格尺寸确定方法、MAPPING 映射和流固耦合算法等，对于预测 RC 箱型结构内爆炸载荷以及结构动力行为的适用性，可用于原型结构的抗爆分析。

2 原型 RC 箱型结构及爆炸工况设计

基于 GB 51182-2016《火炸药及其制品工厂建筑结构设计规范》^[34]、GB 50010-2010《混凝土结构设计规范》^[35]和 GB 50011-2010（2016 年版）《建筑抗震设计规范》^[36]，设计典型 RC 箱型结构，如图 9（a）所示。结构尺寸为 5000mm×5000mm×3000mm，楼板厚 180mm，侧墙厚 240mm，门洞

尺寸为 2100mm×900mm。楼板与侧墙均为 RC 结构，混凝土标号为 C40。纵筋和箍筋分别为 HRB400 和 HPB300。楼板和侧墙均采用双层双向配筋 $\Phi 18@100$ 。侧墙连接处采用箍筋进行加固，箍筋布置为 $\Phi 12@100$ 。各构件配筋如图 9 (b-d) 所示。

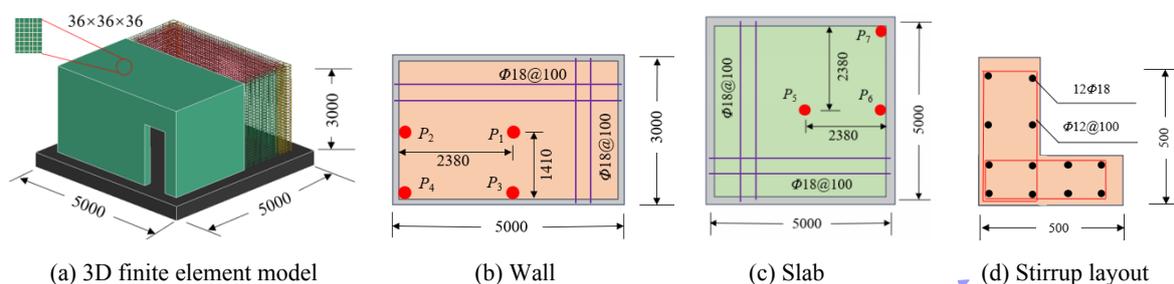


图 9 原型 RC 箱型结构 (单位: mm)

Fig.9 Prototypical RC box structure (unit: mm)

根据美国联邦应急管理局 (FEMA) [37] 规定的恐怖爆炸袭击类型, 选取管状、腰带和背心炸弹 3 种 TNT 当量进行分析, 爆炸源位于结构中心。根据不同泄爆系数和 TNT 当量, 共设计 12 种分析工况, 如表 3 所示。定义泄爆系数为泄压面积与箱型结构体积的无量纲参数:

$$\eta = \frac{S}{V^{2/3}} \quad (5)$$

式中: η 为无量纲泄爆系数, V 为箱型结构体积, S 为泄爆面积。

表 3 爆炸工况设计

Table 3 Design of explosion scenarios

工况	泄爆面积/m ²	泄爆系数	TNT 当量/kg	工况	泄爆面积/m ²	泄爆系数	TNT 当量/kg
1	1.89	0.457	2.3	7	4.14	1.002	2.3
2	1.89	0.457	4.5	8	4.14	1.002	4.5
3	1.89	0.457	9.0	9	4.14	1.002	9.0
4	3.24	0.784	2.3	10	5.04	1.220	2.3
5	3.24	0.784	4.5	11	5.04	1.220	4.5
6	3.24	0.784	9.0	12	5.04	1.220	9.0

采用经过验证的 RC 箱型结构内爆炸有限元建模与分析方法, 建立不同泄爆面积下的有限元仿真模型, 如图 9 (a) 所示。经计算, 3 种当量下 2D 空气网格尺寸分别为 17mm×17mm、22mm×22mm 和 27mm×27mm, 结构网格尺寸为 36mm×36mm×36mm, 3D 空气网格尺寸取结构尺寸 2 倍, 即 72mm×72mm×72mm。

3 结构内爆炸载荷特性

本节基于第 1 节验证的 RC 箱型结构内爆炸有限元分析方法, 对第 2 节中设计的原型 RC 箱型结构内爆炸工况中的超压载荷特征和分布规律进行分析。

3.1 特征点载荷特性

内爆炸特征点载荷可用于结构的快速毁伤评估和结构抗爆设计。本节针对表 3 中不同爆炸工况中结构内壁面中心以及角隅处的载荷特征进行分析, 讨论泄爆面积对内爆炸载荷的影响。特征点布置见图 9 (b, c), 其中 P_1 和 P_5 分别为侧墙和顶板中心点, P_2 、 P_3 和 P_6 为两面角隅点, P_4 和 P_7 为三面角隅点。

3.1.1 内壁面中心点载荷

以 TNT 当量 4.5kg 为例, 图 10 (a, b) 给出了不同泄爆系数下 P_1 和 P_5 测点的超压和冲量时程

曲线。可以看出：内爆炸载荷表现为多峰值复杂特性。10ms内，爆炸能量迅速释放，冲击波压力快速升高，并对结构造成高频动态压力作用，但作用时间相对较短，这一阶段为冲击波作用阶段。随着冲击波压力衰减，高温高压的爆轰产物向外扩张膨胀，受密闭空间约束，形成低压力、长持时的准静态压力，这一阶段为准静态压力阶段。泄爆面积对内爆炸载荷冲击波作用阶段影响较小，各工况超压和冲量时程曲线几乎重合。在准静态压力阶段，泄爆面积的作用逐渐显著，且峰值超压衰减程度与泄爆系数呈反比。这一现象在冲量时程曲线中则体现为结构中心冲量载荷随泄爆系数的减小而增大。其主要原因在于爆炸波逐渐从泄爆口中外溢，而泄爆口尺寸决定泄爆速率，因此，随着泄爆面积的增大，泄爆速率加快，内爆炸载荷更快恢复至大气压力，冲量不再增加。泄爆面积的影响主要体现在内爆炸载荷准静态压力阶段，而对冲击波超压阶段的影响较小。

为了更直观的体现出泄爆面积对结构内壁面中心爆炸载荷的影响，图10(c)进一步给出了各工况下侧墙和顶板中心的爆炸波冲量。可以看出，侧墙和顶板中心冲量随泄爆系数增加近似指数型衰减， $R^2 > 0.99$ 。同一工况中，顶板中心冲量显著大于侧墙中心冲量，且增长幅值相对恒定。其主要原因在于顶板中心与炸药的初始距离较短(1.41m)，导致顶板中心在爆炸发生初期承受了更大的冲击载荷，而后续准静态压力阶段两者基本相同。

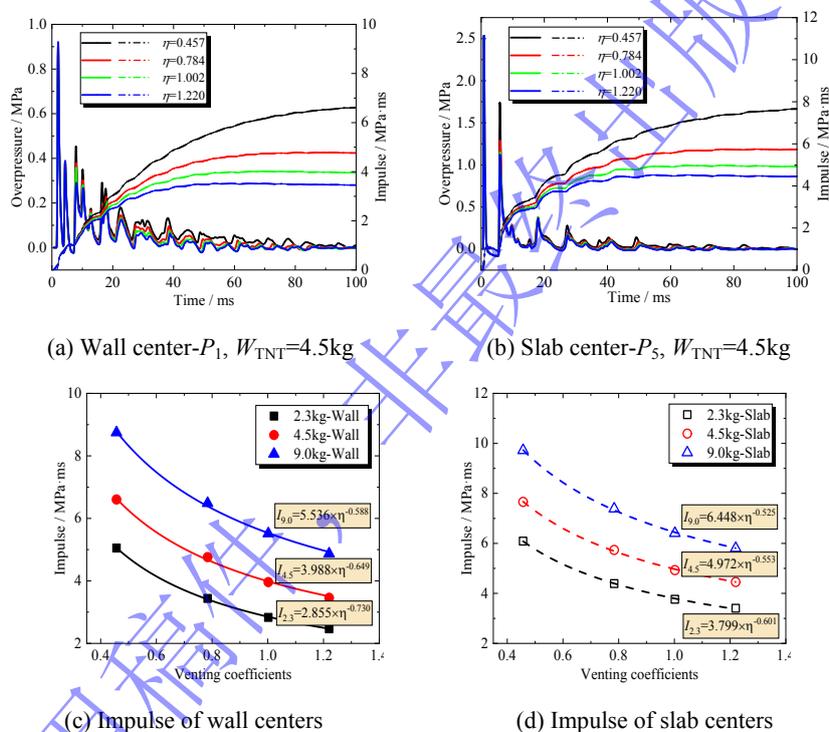


图10 各工况侧墙和顶板中心超压和冲量

Fig.10 Overpressure and impulse of wall and slab centers in each scenario

3.1.2 内角隅处载荷

以TNT当量4.5kg为例，图11(a, b)给出了工况2中 $P_1 \sim P_7$ 测点的超压和冲量时程曲线。由于内爆炸载荷的多峰值特点，取最大峰值超压进行对比分析。在墙体角隅处超压载荷中，三面角隅处(P_4)超压最大，其次是两面角隅处(P_2 、 P_3)，最后是中心处(P_1)超压。其中， P_4 测点超压分别约为 P_1 、 P_2 和 P_3 测点超压的3.11、2.25和1.45倍。对于冲量载荷， P_3 与 P_4 测点冲量相差不大，但显著大于 P_1 和 P_2 测点。在顶板角隅处超压载荷中，三面角隅处超压(P_7)最大，其次是中心处超压(P_5)，最后是两面角隅处(P_6)超压。其中， P_7 测点超压分别约为 P_5 和 P_6 测点超压的1.13和1.45倍。对于冲量载荷， P_7 测点和 P_5 测点冲量相差较小，但显著大于 P_6 测点。

图11(c)给出了各工况中的角隅点冲量。可以看出：不同泄爆系数下，角隅处载荷特征与内壁面中心处载荷特征相似。当泄爆系数为0.457、0.784、1.002和1.22时，墙体三面角隅处最大超压均为2.84MPa，最大冲量分别为7.749MPa·ms、5.965MPa·ms、5.175MPa·ms和4.705MPa·ms。可见，

泄爆面积同样不会影响角隅处最大超压,但角隅处冲量随泄爆系数增加近似指数型降低。此外,三面角隅处冲量 (P_4 、 P_7) 要大于两面角隅处冲量 (P_2 、 P_3 和 P_6),且增长幅度随着 TNT 当量增加而愈加显著。

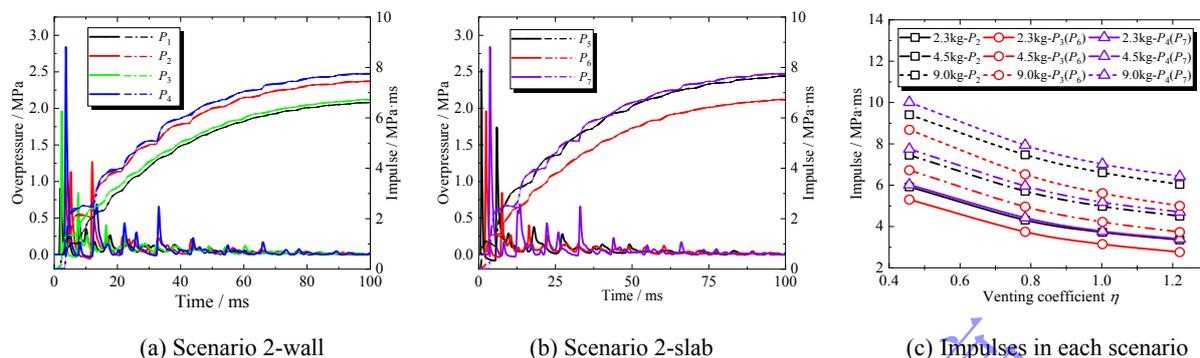


图 11 角隅测点超压和冲量

Fig.11 Overpressure and impulse of corner measurement points

图 12 进一步给出了两个相互垂直剖面(通过结构中心)的压力分布云图。图 12 (a) 可以看出: 3ms 时刻,冲击波作用于墙体产生反射超压, 4ms 时刻,冲击波经侧墙反射后向角隅处靠拢汇聚, 5ms 时刻,反射波在角隅处汇聚形成高压区域,角隅处压力迅速升高。因此,侧墙角隅处超压和冲量载荷显著大于侧墙中心位置,即 P_2 测点载荷大于 P_1 测点。不同时刻平行墙体的剖面压力云图如图 12 (b) 所示。可以看出: 1ms 时刻,冲击波作用于顶板并产生反射超压, 2ms 时刻,冲击波经顶板反射后向角隅处靠拢汇聚, 4ms 时刻,反射波在角隅处汇聚形成高压区域,但峰值超压要远小于冲击波初始时刻作用于顶板中心处的超压,即 P_5 测点超压大于 P_6 测点。其主要原因是顶板角隅处与起爆中心的距离 (2.87m) 远大于顶板中心与起爆中心的距离 (1.41m),从而导致角隅处的汇聚增强效应也难以抵消由于初始比例距离差异而造成的载荷衰减。

上述分析可知,冲击波多次反射而造成的角隅汇聚效应,并不总是使得结构角隅处超压和冲量载荷大于内壁面中心,而是受到结构尺寸和比例距离的共同影响。

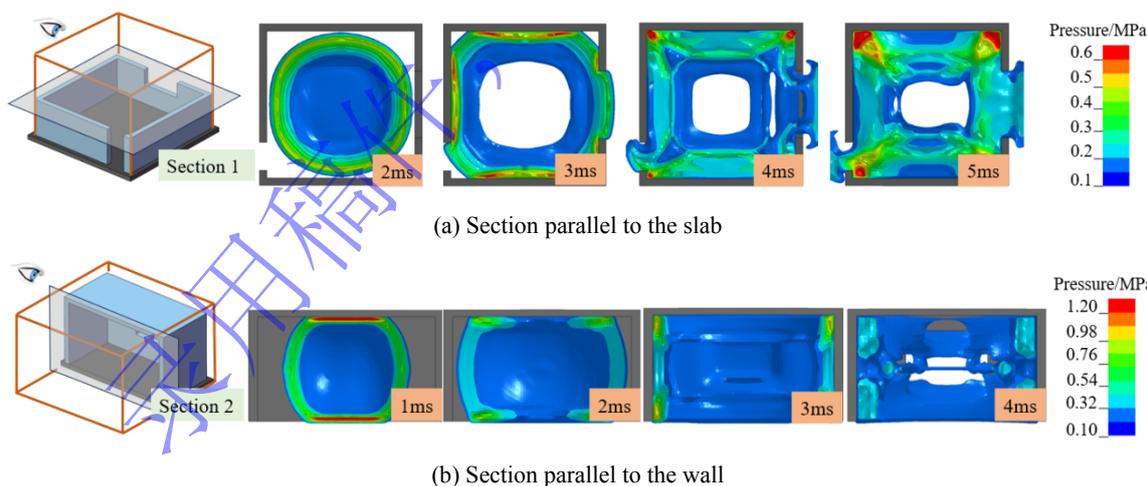


图 12 冲击波压力演化云图

Fig.12 Instantaneous overpressure contours of blast wave

3.2 内壁面载荷分布

为探究内爆炸作用下结构内壁面的载荷分布特征,并考察泄爆系数对载荷分布特征的演化规律,在墙体和顶板对称设置 100 个压力测点,如图 13 (a) 所示。由于泄爆系数对冲击波超压阶段的影响较小,相同 TNT 当量下侧墙和顶板的超压基本相同,因此,本节以工况 6 (TNT 当量 9.0kg、泄爆系数 0.457) 为例,探究结构表面的超压分布特征。图 13 (b) 给出了工况 6 中侧墙和顶板的超压载荷分布。可以看出:侧墙表面超压分布呈现“两头大,中间小”的内凹形状,三面角隅和两面角隅处超

压因冲击波汇聚作用显著大于结构中心。顶板表面超压呈现出“W”型分布特征，即两端和中心区域超压较大，其余位置相对较小，该特征与杨亚东等人^[22]的研究结论一致。因此，结构设计中需对侧墙和顶板角隅处进行加固以预防角隅处载荷过大而引起的整体剪切和弯剪破坏。此外，顶板设计还需考虑结构中心集中载荷可能导致的局部冲切破坏。图 13 (c) 进一步给出了侧墙和顶板在工况 6 和 12 (TNT 当量 9kg、泄爆系数 1.220) 中的冲量分布。可以看出：尽管冲量分布规律相似，但泄爆系数对冲量幅值影响显著。例如，当泄爆系数为 1.22 时，顶板中心最大冲量可达 6.68MPa·ms，相对于泄爆系数 0.457 时的最大冲量 10.36MPa·ms，降低约 35.5%。此外，由于泄爆口面积差异，导致关于构件中心对称的特征点冲量载荷误差小于 10%。因此，为了平衡计算效率与精度，后续计算中可采用 1/4 简化模型计算内壁面冲量载荷。

综上所述，泄爆系数不会改变作用于结构内壁面的最大超压及冲量分布特征，而主要影响冲量的增幅。

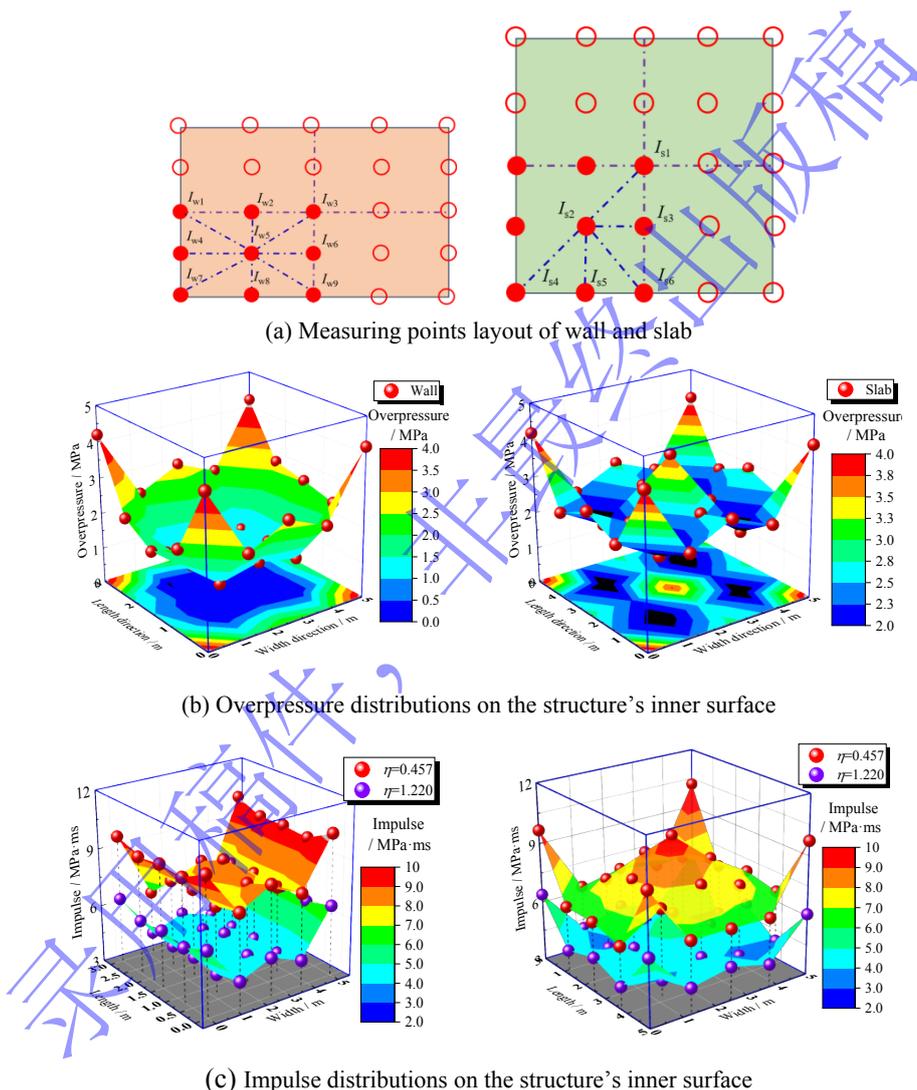


图 13 超压测点布置以及结构内壁面超压和冲量分布

Fig.13 Layout of overpressure transducers and distributions of overpressure and impulse on the structure's inner surface

3.3 结构内壁面总爆炸冲量

本节对结构内壁面总爆炸冲量进行计算，以探究泄爆系数对总冲量的影响规律，从而得到考虑泄爆系数的冲量等效因子。

3.3.1 计算方法

计算简图如图 13 (a) 所示。将 1/4 墙体分为 8 个三角形区域，按照式 (6) 计算各区域的冲量值。

$$I_w = 4 \times \frac{1}{2} \left(\frac{L}{4} \times \frac{B}{4} \right) \times \left[\begin{aligned} & \frac{1}{3}(I_{w4} + I_{w5} + I_{w7}) + \frac{1}{3}(I_{w8} + I_{w5} + I_{w9}) + \frac{1}{3}(I_{w8} + I_{w5} + I_{w7}) + \\ & \frac{1}{3}(I_{w6} + I_{w5} + I_{w9}) + \frac{1}{3}(I_{w1} + I_{w4} + I_{w5}) + \frac{1}{3}(I_{w1} + I_{w2} + I_{w5}) + \\ & \frac{1}{3}(I_{w2} + I_{w3} + I_{w5}) + \frac{1}{3}(I_{w3} + I_{w5} + I_{w6}) \end{aligned} \right] \quad (6)$$

式中： I_w 为作用于侧墙的总冲量， L_w 为墙体长度， B_w 为墙体高度， $I_{w1} \sim I_{w8}$ 分别为图13(a)中侧墙各测点冲量。整理得：

$$I_w = \frac{1}{12} B_w \times L_w \times (I_{w1} + I_{w2} + I_{w3} + I_{w4} + 4I_{w5} + I_{w6} + I_{w7} + I_{w8} + I_{w9}) \quad (7)$$

同理，计算得到作用于顶板内壁面的总冲量可表示为：

$$I_s = \frac{1}{12} L_s^2 \times (I_{s1} + 4I_{s2} + 2I_{s3} + I_{s4} + 2I_{s5} + 2I_{s6}) \quad (8)$$

式中： I_s 为作用于顶板的总冲量， L_s 为顶板边长， $I_{s1} \sim I_{s6}$ 分别为顶板各测点冲量。

由式(7)和式(8)计算得到作用于结构内壁面的总冲量，如图14所示。可以看出爆炸总冲量与TNT当量呈正比，与泄爆系数呈反比。

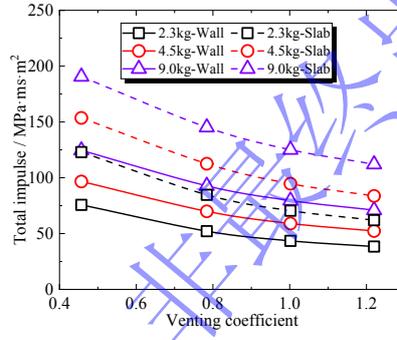


图14 各工况结构内壁面总冲量

Fig.14 Total explosion impulse on the structure's inner surface in each scenario

3.3.2 冲量增强因子

现有毁伤评估方法较多基于自由场反射爆炸载荷评估结构动力响应。本节通过对比自由场反射爆炸和内爆炸冲量载荷，得到不同泄爆系数下的冲量载荷增强因子，为后续内爆炸作用下RC箱型结构毁伤评估方法的载荷输入提供支撑。

汪维^[38]提出了自由场爆炸作用下构件的反射爆炸波总冲量计算公式，见式(9)，计算简图如图15所示。

$$I_f = \frac{1}{6} L \times B \times (2I_1 + I_2 + I_3 + 2I_4) \quad (9)$$

式中： I_f 为自由场爆炸作用下构件的总冲量， L 和 B 为构件尺寸， $I_1 \sim I_4$ 为特征点冲量。

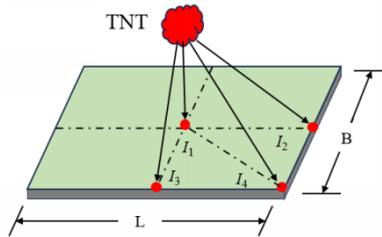


图15 自由场爆炸作用下构件的爆炸波总冲量

Fig.15 Total reflected impulse of components under free air explosion

峰值入射超压采用公式(10)^[39]计算。

$$\Delta p_m = \begin{cases} \frac{14.072}{Z} + \frac{5.54}{Z^2} - \frac{0.357}{Z^3} + \frac{0.00625}{Z^4} \text{ bar}, & 0.05 \leq Z \leq 0.3 \\ \frac{6.194}{Z} - \frac{0.326}{Z^2} + \frac{2.132}{Z^3} \text{ bar}, & 0.3 \leq Z \leq 1 \\ \frac{0.662}{Z} + \frac{4.05}{Z^2} + \frac{3.288}{Z^3} \text{ bar}, & 1 \leq Z \leq 10 \end{cases} \quad (10)$$

式中： Δp_m 为入射超压， $Z = H / \sqrt[3]{W_{\text{TNT}}}$ 为比例距离， H 为目标与爆炸中心的距离， W_{TNT} 为等效 TNT 当量。

奥尔连科^[40]基于气体动力学理论对不同入射角度的冲击波反射超压进行了估算，见式（11）。等式右侧括号内前两项对应于两个相互作用冲击波的超压之和，第三项考虑了由于速度流的制动而引起的压力增高。

$$\Delta p_{\text{rf}} = \Delta p_m \left(1 + \frac{\cos \varphi}{C} + \frac{(\gamma + 1) \Delta p_m}{(\gamma - 1) \Delta p_m + 2r p_0} \cos^2 \varphi \right) \quad (11)$$

式中： Δp_{rf} 为冲击波反射超压， φ 为冲击波入射角度， γ 为绝热系数，取 1.4， p_0 为大气压，取 0.1MPa， C 由 $\varphi = \varphi_{\text{cr}}$ 时反射参数的连续条件确定。

$$C = \begin{cases} \cos \varphi & \varphi \leq \varphi_{\text{cr}} \\ \cos \varphi_{\text{cr}} & \varphi > \varphi_{\text{cr}} \end{cases} \quad (12)$$

式中： φ_{cr} 为临界角度，其与空气冲击波强度相关^[40]，通过下式近似确定：

$$\cos \varphi_{\text{cr}} = \sqrt{\frac{r+1}{4} \sqrt[3]{1 - \exp(-2.3 \frac{\Delta p_m}{p_0})}} \quad (13)$$

正压持续时间 t_d 为：

$$\frac{t_d}{\sqrt[3]{W}} = 1.35 \times 10^{-3} \left(\frac{r}{\sqrt[3]{W}} \right)^{1/2} \quad (14)$$

式中： t_d 为正压持续时间，ms； W 为 TNT 当量，kg； r 为炸药与目标之间的垂直距离，m。联立式（11~14）计算得到结构表面任一点反射超压时程曲线：

$$\Delta p(t) = \Delta p_{\text{rf}} \left(1 - \frac{t}{t_d} \right) e^{-at/t_d} \quad (15)$$

式中： a 为控制衰减率的常数^[22]。

构件特征点的冲量大小为：

$$I = \int_0^{t_d} \Delta p_{\text{rf}}(t) dt \quad (16)$$

通过式（7，16）计算得到自由场爆炸作用下的构件表面总冲量。对于本文第 2 节爆炸工况，计算结果见表 4 所示。

表 4 自由场爆炸作用于墙体和顶板的反射超压冲量

Table 4 Total reflected impulse of the walls and slabs under free air explosion

当量/ kg	$I_{1\text{-wall}}/MPa \cdot ms$	$I_{2\text{-wall}}/MPa \cdot ms$	$I_{3\text{-wall}}/MPa \cdot ms$	$I_{4\text{-wall}}/MPa \cdot ms$	墙体 /MPa· ms·m ²	$I_{1\text{-slab}}/MPa \cdot ms$	$I_{2\text{-slab}}/MPa \cdot ms$	$I_{3\text{-slab}}/MPa \cdot ms$	$I_{4\text{-slab}}/MPa \cdot ms$	顶板 /MPa· ms·m ²
2.3	0.33	0.66	0.49	0.28	6.78	0.45	0.91	0.45	0.17	7.69
4.5	0.59	1.01	0.81	0.52	11.19	0.60	1.11	0.60	0.33	10.94

9.0	1.00	1.40	1.25	0.91	17.19	0.97	1.38	0.97	0.61	14.86
-----	------	------	------	------	-------	------	------	------	------	-------

定义爆炸冲量增强因子 k_1 为冲量载荷的无量纲表达式:

$$k_1 = \frac{I}{I_f} \quad (17)$$

式中: I 为不同泄爆系数的结构内壁面总冲量载荷, I_f 为自由场爆炸作用下的结构表面反射超压冲量载荷。

图 16 给出了各工况中侧墙和顶板的冲量增强因子。可以看出: 冲量载荷增强因子与泄爆系数和 TNT 当量相关。不同泄爆系数下, 作用于构件表面的总冲量增强效果最小约为自由场爆炸工况下的 4 倍, 最高可达 16 倍。受结构尺寸影响, 顶板距离炸药较近且受力面积较大, 所受冲量显著大于墙体。例如, $\eta=0.445$ 且 $W_{TNT}=9.0\text{kg}$ 工况下, 墙体冲量增强因子 $k_{1\text{-wall}}=11.2$, 而顶板冲量增强因子 $k_{1\text{-slab}}=15.9$, 相对增加 41.2%。小当量爆炸的冲量增强因子要大于大当量爆炸。一方面, 由于构件的动力响应及毁伤效应随着 TNT 当量的增加得到增强, 部分冲量载荷转化为结构动能、形变能以及断裂能, 从而导致反射波载荷和冲量相对减少。另一方面, 受特征点密度影响, 结构表面其余位置的冲量载荷通过线性插值确定, 可能导致冲量增强因子的计算偏差。进一步拟合得到冲量增强因子与 TNT 当量和泄爆系数之间函数关系如式 (18) 所示, $R^2=0.99$ 。

$$\text{墙体: } k_{1\text{-wall}} = 7.85W_{TNT}^{-0.78} \eta^{-0.245} W_{TNT}^{-0.36} \quad (18a)$$

$$\text{顶板: } k_{1\text{-slab}} = 9.75W_{TNT}^{-0.79} \eta^{-0.067} W_{TNT}^{-1.17} \quad (18b)$$

式中: $k_{1\text{-wall}}$ 为墙体冲量增强因子, $k_{1\text{-slab}}$ 为顶板冲量增强因子。

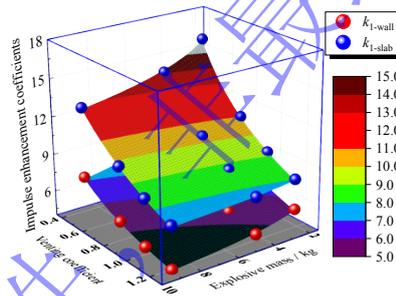


图 16 各工况中侧墙和顶板的爆炸冲量增强因子

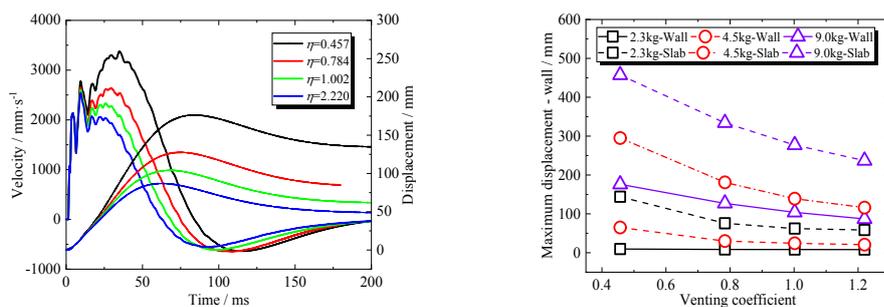
Fig.16 Explosion impulse enhancement coefficient of walls and slabs in each scenario

4 结构动力行为

为分析内爆炸作用下泄爆系数对 RC 箱型结构毁伤效应的影响, 本节通过对比自由场爆炸作用下的结构动态响应, 确定不同泄爆系数下的结构毁伤增强因子。

4.1 结构中心动力响应

以 TNT 当量 9kg 为例, 图 17 (a) 给出了不同泄爆系数下侧墙中心的速度和位移时程曲线。可以看出: 速度时程曲线的锯齿形状反映了内爆炸载荷的多峰值特性, 表现为初始上升、随后回弹至零的过程。在结构位移初始阶段不同泄爆系数下的速度和位移基本相同, 10ms 之后, 泄爆系数的影响逐渐显著, 结构中心位移和速度均与泄爆系数呈反比, 这与作用于结构内壁面的冲量载荷变化规律相同。图 17 (b) 给出了各工况中结构侧墙和顶板中心的最大位移。可以看出: 泄爆系数是影响结构动力响应的关键因素之一。以泄压系数 0.457 和 1.220 为例, 侧墙中心最大位移分别为 176mm 和 87mm, 泄爆系数的增加使其位移降低约 50%。因此, 进行内爆炸作用下的结构毁伤评估时, 应该综合考虑多个爆炸波超压峰值的毁伤效应。



(a) Velocity and displacement-time histories of wall center (b) Maximum displacement of wall and slab centers

图 17 结构侧墙和顶板的动态响应

Fig.17 Dynamic responses of wall and slab centers

4.2 毁伤增强因子

由于内爆炸载荷的复杂特征，简化的单自由度评估方法无法准确反映结构的动力行为特征。尽管如此，在自由场爆炸作用下结构的动力分析中，单自由度方法仍然具有较好的准确性和适用性，从而广泛应用于建筑结构的毁伤评估。需要指出的是，在研究范围内构件的破坏模式以弯曲破坏为主，与自由场爆炸作用下构件的破坏模式相同，未发生局部冲切破坏或整体剪切破坏。因此，本节通过单自由度方法计算得到自由场爆炸作用下的构件中心最大位移，并将毁伤增强因子定义为内爆炸和自由场爆炸作用下构件中心最大位移的比值，即式 (19)。结合毁伤增强因子和单自由度方法，以快速评估 RC 箱型结构墙板构件在内爆炸作用下的动态响应和损伤等级。

$$k_2 = \frac{\omega}{\omega_f} \quad (19)$$

式中： k_2 为毁伤增强因子， ω 为不同泄爆系数下的构件中心最大位移， ω_f 为自由场爆炸作用下构件中心最大位移。

单自由度方法简介及验证参考作者前期工作^[9]。通过计算得到自由场爆炸作用下侧墙和顶板中心最大位移见表 5 所示。

表 5 自由场爆炸作用下结构墙板中心点最大位移

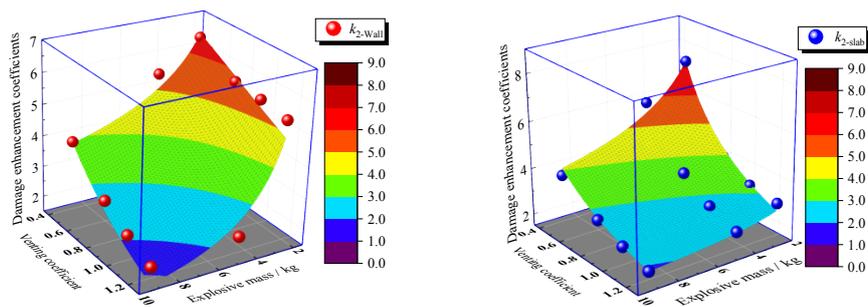
Table 5 Maximum displacement of wall and slab centers under free air explosion

TNT 当量/kg	距离/m	构件	尺寸/mm	厚度/mm	位移/mm
2.3	1.41	顶板	5000×5000	180	19.8
	2.38	墙	3000×5000	240	1.5
4.5	1.41	顶板	5000×5000	180	50
	2.38	墙	3000×5000	240	9.9
9	1.41	顶板	5000×5000	180	122
	2.38	墙	3000×5000	240	45

基于本文数值仿真结果和式 (19) 计算结果，得到三种爆炸工况中的毁伤增强因子，如图 18 所示。可以看出：毁伤增强因子与冲量增强因子的演化规律一致，均随着泄爆系数和炸药当量的增加近似指数型降低。因此，相对于峰值超压，结构内壁面爆炸总冲量可以更好地评价结构在内爆炸作用下的动力行为特征。进一步拟合得到侧墙和顶板毁伤增强因子与 TNT 当量和泄爆系数之间的函数关系如式 (20) 所示， $R^2 > 0.91$ 。

$$\text{墙体: } k_{2-\text{wall}} = 10.17W_{\text{TNT}}^{-0.15}\eta^{-0.77W_{\text{TNT}}^{0.88}} \quad (20a)$$

$$\text{顶板: } k_{2-\text{slab}} = 4.06W_{\text{TNT}}^{-1.21}\eta^{-0.26W_{\text{TNT}}^{-0.65}} \quad (20b)$$



(a) Damage enhancement coefficient of walls (b) Damage enhancement coefficient of slabs

图 18 各工况下结构毁伤增强因子

Fig.18 Structure's damage enhancement coefficients in each scenario

图 19 进一步给出了不同工况下侧墙和顶板的冲量增强因子和毁伤增强因子。两种构件毁伤增强因子均随冲量增强因子近似线性增加， $R^2 > 0.9$ 。因此，相对于峰值超压准则，通过结构内壁面爆炸总冲量评估内爆炸作用下 RC 箱型结构的动力响应和损伤破坏更为可靠。

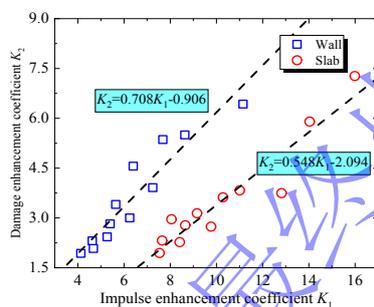


图 19 毁伤增强因子随冲量增强因子的变化趋势

Fig.19 Variation trend of damage enhancement coefficient with impulse enhancement coefficient

5 结论

本文基于验证的 RC 箱型结构内爆炸有限元分析方法，对不同泄爆面积下原型 RC 箱型结构内爆炸载荷特征和动力行为开展数值仿真分析，主要结论有：

(1) 内爆炸载荷特征受结构尺寸和比例距离的共同调控，其中结构内壁面冲量载荷分布表现为“内凹”型或“W”型。

(2) 泄爆系数对墙板构件特征点超压峰值的影响较小，而冲量随泄爆系数增加近似指数型降低，当泄爆系数从 0.457 增大至 1.220 时，作用于构件中心点的冲量载荷降低约 35%，最大位移降低约 50%。

(3) 冲量增强因子计算方法考虑了泄爆系数和载荷空间分布状态对内爆炸载荷增强效应的影响，并与毁伤增强因子具有较好的相关性，可以很好的表征不同泄爆系数下的内爆炸载荷特性和结构动力行为特征，为后续 RC 箱型结构的毁伤评估方法奠定理论和数据支撑。

值得注意的是，本研究主要集中于 FEMA 规定的前 3 种爆炸威胁，并针对典型 RC 箱型结构进行了内爆炸载荷特性和动力行为分析（结构中心起爆， $0.457 < \eta < 1.220$ ），但提出的冲量增强因子和毁伤增强因子计算方法，具有广泛适用性，可扩展至评估其它爆炸威胁以及多样的建筑结构类型。此外，结构尺寸对 RC 箱型结构内爆炸载荷特性和动力行为的影响仍需进一步研究。

参考文献

- [1]. 张舵, 姚术健, 黄河, 等. 箱型结构内部爆炸破坏研究进展 [J]. 爆炸与冲击, 2021, 41(07): 18-32. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0388.
ZHANG D, YAO S J, HUANG H, et al. A review on internal blast damage effects of multi-box type structures [J]. Explosion and Shock Waves, 2021, 41(07): 18-32. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0388.
- [2]. 百度百科. 孟买爆炸案[EB/OL]. (2024-01-17)[2024-12-10]. https://baike.baidu.com/item/孟买爆炸案/3660635?fr=ge_ala.
- [3]. CHEN G Q, LV J X, WU H. Dynamic behavior and retrofitting of RC frame building under vehicular bomb explosion [J]. Engineering Failure Analysis, 2023: 106925. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2022.106925.
- [4]. SIELICKI P W, TOMASZ L. Masonry wall behaviour under explosive loading [J]. Engineering Failure Analysis, 2019, 104: 274-291. DOI:10.1016/j.engfailanal.2019.05.030.
- [5]. CHEN D, WU H, FANG Q. Simplified micro-model for brick masonry walls under out-of-plane quasi-static and blast loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 174: 104529. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104529.
- [6]. GERETTO C, YUEN S, NURICK G. 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.
- [7]. ZHOU H, ZHENG C, LU A G, et al. An experimental study of the effects of degrees of confinement on the response of thermoplastic fiber-metal laminates subjected to blast loading [J]. Thin-Walled Structures, 2023, 192: 111125. DOI: 10.1016/j.tws.2023.111125.
- [8]. CHAN P C, KLEIN H H. A study of blast effects inside an enclosure [J]. Journal of Fluids Engineering, 1994, 116(3): 450-455. DOI: 10.1115/1.2910297.
- [9]. 吕晋贤, 吴昊, 卢永刚, 等. 爆炸作用下建筑结构高效毁伤评估方法 [J/OL]. 爆炸与冲击, 1-18[2024-08-12]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/51.1148.O3.20240603.1606.020.html>.
LV J X, WU H, LU Y G, et al. High-efficiency assessment method of damage to building structures under explosions [J/OL]. Explosion and Shock Waves, 1-18[2024-08-12]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/51.1148.O3.20240603.1606.020.html>.
- [10]. 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, 27(2): 151-158.
HOU H L, ZHU X, MEI Z Y. Study on the blast load and failure mode of ship structure subject to internal explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(2): 151-158.
- [11]. 侯海量, 朱锡, 李伟, 等. 舱内爆炸冲击载荷特性实验研究 [J]. 船舶力学, 2010, 14(08): 901-907.
HOU H L, ZHU X, MEI Z Y, et al. Experimental studies on characteristics of blast loading when exploded inside ship cabin [J]. Journal of Ship Mechanics, 2010, 14(08): 901-907.
- [12]. 孔祥韶, 吴卫国, 李俊, 等. 角隅结构对舱内爆炸载荷影响的实验研究 [J]. 中国造船, 2012, 53(3): 40-50.
KONG X S, WU W G, LI J, et al. Experimental study on effect of corner structure on explosion load in cabin [J]. Shipbuilding of China, 2012, 53(3): 40-50.
- [13]. 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.
- [14]. 马银亮, 张攀, 程远胜, 等. 舱内爆炸载荷下箱型舱室角隅连接结构设计 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(12): 145-156. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0437.
MA Y L, ZHANG P, CHENG Y S, et al. Design of corner connection structures of box-type cabins subjected to internal

- blast loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(12): 145-156. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0437.
- [15]. 邢存震, 唐恩凌, 梁德刚, 等. 密闭空间内爆炸冲击波超压特性试验研究 [J]. *沈阳理工大学学报*, 2017, 16 (1): 31-37.
- XING C Z, TANG E L, LIANG D G, et al. Study on the characteristics of shock wave overpressure in enclosed space [J]. *Journal of Shenyang Ligong University*, 2017, 16 (1): 31-37.
- [16]. 李旭东. 内爆准静态压力载荷对舱壁结构的毁伤效应研究 [D]. 中北大学, 2020.
- [17]. FELDGUN V R, KARINSKI Y S, EDRI I, et al. On blast pressure analysis due to a partially confined explosion: II. Numerical Studies [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2012, 3(1): 61-79. DOI: 10.1260/2041-4196.3.1.61.
- [18]. KONG X S, WU W G, LI J, et al. Experimental investigation on characteristics of blast load in partially confined cabin structure [J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)*, 2013, 18(5): 583-589. DOI: 10.1007/s12204-013-1431-0.
- [19]. PARK Y, KIM K, PARK S W, et al. Experimental evaluation on blast resistance of reinforced concrete structures under partially confined explosion [J]. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 2024, 18(1): 11-13. DOI: 10.1186/s40069-024-00663-2.
- [20]. 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.
- [21]. EDRI I, FELDGUN V R, KARINSKI Y S, et al. On blast pressure analysis due to a partially confined explosion: III. Afterburning effect [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2012, 3(3): 311-331. DOI: 10.1260/2041-4196.3.3.311.
- [22]. 柏小娜, 李向东, 杨亚东. 封闭空间内爆炸冲击波超压计算模型及分布特性研究 [J]. *爆破器材*, 2015, 44(03): 22-26.
- BO X N, LI X D, YANG Y D. Calculation model and the distribution of wave pressure under internal explosion in closed space [J]. *Explosive Materials*, 2015, 44(03): 22-26.
- [23]. 杨亚东, 李向东, 王晓鸣. 长方体密闭结构内爆炸冲击波传播与叠加分析模型 [J]. *兵工学报*, 2016, 37(08): 1449-1455. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2016.08.016.
- YANG Y D, LI X D, WANG X M. An analytical model for propagation and superposition of internal explosion shockwaves in closed cuboid structure [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(08): 1449-1455. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2016.08.016.
- [24]. 柏准, 胡玉涛, 钱秉文, 等. 多次内爆炸荷载下剪力墙累积毁伤破坏试验 [J]. *兵工学报*, 2023, 44(S1): 50-58. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2016.08.016.
- BO Z, HU Y T, QIAN B W, et al. Experimental study on cumulative damage of shear wall under multiple internal explosions [J]. *Acta Armamentarii*, 2023, 44(S1): 50-58. DOI: 10.12382/bgxb.2023.0768.
- [25]. ZYSKOWSKI A, SOCHET I, MAVROT G, et al. Study of the explosion process in a small scale experiment-structural loading [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2004, 17(4): 291-299. DOI: 10.1016/j.jlp.2004.05.003.
- [26]. HU Y, WUC Q, LUKASZEWI Z M, et al. Characteristics of confined blast loading in invented structures [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2011, 2 (1): 21-44. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.21.
- [27]. GUO X K, LI Y, DANIEL P, et al. A reinforced concrete shear wall building structure subjected to internal TNT explosions: test results and numerical validation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2024, 190: 104950. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.104950.
- [28]. KIM H J, HWANG K, YOON Y H, et al. Numerical analysis of the effect of afterburning on damage to the concrete structure under interior explosion [J]. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 2022 16(1): 1-16. DOI: 10.1186/s40069-022-00497-w.
- [29]. Departments of the army, the navy and the air force. Structures to resist the effects of accidental explosions. TM5-1300 [S]. 1990.
- [30]. ESPARZA E D, BAKER W E, OLDHAM G A. Blast Pressures Inside and Outside Suppressive Structures[R]. San Antonio,

- Texas: Southwest Research Institute, 1975.
- [31]. ANDERSON J R, BAKER W E, WAUTERS D K, et al. Quasi-static pressure, duration, and impulse for explosions (e.g. HE) in structures[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1982, 25(6): 455-464. DOI: [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(83\)90059-0](https://doi.org/10.1016/0020-7403(83)90059-0)
- [32]. 张玉磊, 苏健军, 李芝绒, 等. TNT 内爆炸准静态压力特性 [J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(06): 252-257. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0170.
- ZHANG Y L, SU J J, LI Z R, et al. Quasi-static pressure characteristic of TNT's internal explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(06): 252-257. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0170.
- [33]. 张玉磊, 陈华, 韩璐, 等. 泄压口面积对温压炸药内爆炸准静态压力的影响[J]. 火炸药学报, 2020, 43(5): 521-525. DOI: 10.14077/i.issn.1007-7812.201909024.
- ZHANG Y L, CHEN H, HAN L, et al. Effect of venting area on quasi static pressure of internal explosion for thermobaric explosive [J]. Chinese Journal of Explosives and Propellants, 2020, 43(5): 521-525. DOI: 10.14077/i.issn.1007-7812.201909024.
- [34]. 火炸药及其制品工厂建筑结构设计规范: GB 51182-2016 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2016.
- Code for design of architecture and structure for the factory of explosives and their products: GB 51182-2016 [S]. Beijing: China Planning Press, 2016.
- [35]. 混凝土结构设计规范: GB 50010-2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- Code for design of concrete structures: GB 50010-2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015.
- [36]. 建筑抗震设计规范: GB 50011-2010 (2016 年版) [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
- Code for seismic design of buildings: GB 51182-2016 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016.
- [37]. Department of Homeland Security. Primer to Design Safe School Projects in Case of Terrorist Attacks and School Shootings: FEMA-428[S]. Washington: Federal Emergency Management Agency, 2012.
- [38]. 汪维. 钢筋混凝土构件在爆炸载荷作用下的毁伤效应及评估方法研究 [D]. 国防科学技术大学, 2012.
- [39]. HENRYCH J, ABRAHAMSON G R. The dynamics of explosion and its use [J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47(1): 218. DOI:10.1115/1.3153619.
- [40]. ORLENKO JI П. . 爆炸物理学 (上册) [M]. 孙承纬译, 北京: 科学出版社, 2011, 286-293.