文章编号:1674-2974(2025)03-0119-10 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2025032

二次内爆作用下钢筋混凝土结构累积毁伤研究

邓鹏[1,2],杨文汐[1],胡世君[1†],张舵[3],张超[1,2],陈仁朋[1,2]
(1. 湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙,410082;
2. 地下空间开发先进技术与智能装备湖南省工程研究中心,湖南 长沙,410082;
3. 国防科技大学 理学院,湖南 长沙410073)

摘 要:钢筋混凝土结构是常见的建筑结构形式,其内部爆炸的毁伤效应研究具有十分重要的现实意义.本研究通过与试验数据对比,验证了钢筋混凝土结构有限元建模方法的准确性.基于此方法,建立了2/3缩比的钢筋混凝土剪力墙结构有限元模型,分析不同房间单独爆炸作用下顶板和剪力墙构件的破坏模式和动力响应,以及两个房间连续爆炸后的累积毁伤发展规律.研究表明:采用1 kg TNT单独爆炸时,毁伤主要发生在沿顶板的塑性铰线方向和墙板构件的连接支座处,顶板的破坏程度、位移和加速度响应均显著高于剪力墙,房间二和房间三顶板中心峰值位移分别达到41.5 mm和63.1 mm,残余位移分别为32.2 mm和46.1mm;两个房间连续爆炸工况下,对于强度较低、初始毁伤较大的板构件,二次连续内爆作用下的累积毁伤明显高于单独爆炸的毁伤线性叠加,房间二和房间三的顶板中心峰值位移分别高出133.6%和24.9%,残余位移分别高出144.6%和29.4%,因此必须考虑累积毁伤效应;但是,对于强度较高、初始毁伤较弱的墙构件,二次连续爆炸作用下的累积毁伤略微高于单独爆炸的毁伤线性叠加,可认为二者近似相等,此情况下可不考虑累积毁伤效应的影响.

关键词:钢筋混凝土;有限元法;连续爆炸;累积毁伤;动态响应
中图分类号:TU375 **文献标志码**:A

Study on Cumulative Damage Effects of Reinforced Concrete Structure under Double Internal Explosions

DENG Peng[1,2],YANG Wenxi[1],HU Shijun[1†],ZHANG Duo[3],ZHANG Chao[1,2],CHEN Renpeng[1,2]
(1. College of Civil Engineering,Hunan University,Changsha 410082,China;
2. Hunan Engineering Research Central for Advanced Technology and Intelligent Equipment for Underground Space Development,Changsha 410082,China;
3. College of Science, National University of Defense Technology,Changsha 410073,China)

Abstract:Reinforced concrete structures are common forms of building structures, and the study of the damage effects of internal explosions is of great practical significance. In this study, the accuracy of the finite element modeling method for reinforced concrete structure was validated by comparing its predictions with the experimental

* **收稿日期**:2024-02-27
基金项目:长沙市杰出创新青年培养计划资助项目(kq2107010), Training Program for Excellent Young Innovators of Changsha (kq2107010);国家自然科学基金资助项目(11972371), National Natural Science Foundation of China (11972371)
作者简介:邓鹏(1989—),男,湖南宁乡人,湖南大学副教授,博士
† 通信联系人,E-mail:hu424418@hnu.edu.cn

data. Based on this method, a 2/3 scaled finite element model of a reinforced concrete shear wall structure was established to analyze the damage patterns and dynamic response of the top slab and shear wall components under two separate explosions in different rooms, as well as the cumulative damage development patterns after two successive explosions. The study reveals that: under the two separate explosions of 1kg TNT, the damage mainly occurs along the plastic hinge line of the top slab and at the connection supports of the wall and slab. The damage degree, displacement and acceleration of the top slab are significantly higher than that of the shear wall. The peak displacements at the center of the top slab in Room 2 and Room 3 reach 41.5 mm and 63.1 mm, respectively, with residual displacements of 32.2 mm and 46.1 mm. Under successive explosions in two rooms, for the slabs with lower strength and greater initial damage, the cumulative damage under the two successive internal explosions is significantly higher than the linear superposition of damages from two separate explosions. The peak displacements of the top slab center in Room 2 and Room 3 are 133.6% and 24.9% higher, and the residual displacements are 144.6% and 29.4% higher, respectively, indicating the necessity to consider cumulative damage effects. However, for the wall components with higher strength and weaker initial damage, the cumulative damage caused by the successive explosions is slightly higher than the linear superposition of damages from two separate explosions. They can be considered approximately equal, which means the cumulative damage can be neglected.

Key words: reinforced concrete; finite element method; successive explosions; cumulative damage; dynamic response

钢筋混凝土结构作为日常生活中最为常见的结构形式,不仅是军事作战行动中的重点打击目标,也有可能因为燃气泄漏、粉尘爆炸等事故造成大面积的破坏.目前外部爆炸相关研究较多聚焦于单个构件的动态响应[1-3]以及拆除构件对整体结构的影响[4-5],Xiao等[6]对带山墙屋顶的两层钢筋混凝土和砖石建筑外部爆炸进行试验和数值模拟研究,观测了建筑表面超压和冲量荷载的分布.但是当爆炸发生在结构内部时,冲击波会受到结构内壁限制和影响,表现出与自由场爆炸不同的传播形式和更复杂的作用规律[7].针对结构内爆问题,国内外学者开展了大量的研究,主要集中在内爆条件下构件表面爆炸荷载分布规律和简化计算方法[8-9].对于内爆造成的破坏模式研究,龚顺风等[10]模拟了内爆作用下钢筋混凝土板从混凝土开裂、钢筋断裂到板整体抛射的动态过程;曹宇航等[11]模拟了单层框架-砌体墙结构不同药量内部爆炸下砌体墙墙体的毁伤失效模式,并给出了双向固支砌体墙开裂时,斜向裂缝的形成角度.以上研究表明,内部爆炸是结构毁伤分析中一种作用复杂且不可忽视的重要荷载形式.

此外,在实际作战中,为实现较强的毁伤效能,对于同一建筑目标往往会进行多次打击,并且当燃气泄漏、粉尘爆炸等突发事故第一次发生后,易在结构中引发二次或多次爆炸,因此研究二次或多次爆炸荷载下的结构响应及破坏规律具有重要意义.叶红宇[12]完成了两种强度混凝土试块的多次爆破试验,发现试块表面不同测点处的损伤值发展与爆炸次数之间呈现出不同的规律;陈勇等[13]根据钢筋混凝土板的重复爆炸试验,得出与装药量、板厚和爆心高度有关的临界震塌和贯穿系数;陈旭光[14]以试验方式探究了爆炸次数和载荷方向对梁构件的影响,得出第二次同向加载会使构件破坏加重,第二次反向加载则会使构件出现相反方向的轻度弯曲;Sung等[15]提出了一种连续爆炸作用下的钢筋混凝土板的抗力函数和等效单自由度计算方法;崔皓等[16]运用数值模拟方法,揭示了随冲击次数和边界约束能力改变,不同失效模式的转化过程;Xu等[17]对梁构件连续爆炸的试验结果表明,两次爆炸的累积毁伤大于总当量相同的炸药单次爆炸结果;柏准等[18]的剪力墙结构多次内爆试验表明,相较于未毁伤构件,剪力墙构件抵抗后续变形能力与其初始毁伤的程度有关.现阶段,国内外关于累积毁伤的研究主要针对构件层次,但是构件在实际结构中所受约束情况更为复杂,结构中不同位置的同类构件动态响应也有所不同,因此有必要开展整体结构在多次内爆作用下的累积毁伤效应研究.

本文通过LS-DYNA有限元软件,以单层钢筋混凝土剪力墙结构为研究对象,采用与试验数据对比验证的有限元建模方法,开展不同房间的内部爆炸数值模拟,研究在单独和二次连续内爆作用时结构的动力响应和破坏形态,对比分析板、墙构件受到二次爆炸冲击作用的累积毁伤发展规律,模拟结果可为后续剪力墙结构内部爆炸的实际工程和抗爆毁伤效应研究提供依据.

1　剪力墙结构有限元模型

1.1　模型介绍

为研究钢筋混凝土剪力墙结构在二次内爆作用下的累积毁伤发展规律,本文建立了包含三个房间的单层混凝土剪力墙结构有限元模型,缩尺比为2:3,房间尺寸均为2.4 m×3.2 m,层高2.0 m,每个房间均有一个门窗洞口,门洞尺寸0.6 m×1.6 m,窗洞尺寸1.2 m×1.2 m,窗户底端距地面0.4 m.剪力墙厚0.16 m,墙身水平分布筋和垂直分布筋的配筋率均为0.42%;顶板厚度0.12 m,采用⌀10@200双层双向配筋;底板厚度0.1 m,底部双向配筋和板面支座钢筋均为⌀10@200.混凝土强度等级为C35,钢筋等级为HRB400,墙、板保护层厚度为20 mm.将三个房间从①轴至④轴分别标号为房间一、房间二和房间三,墙体依次编号为Q1、Q2、Q3、Q4,顶板分别编号为B1、B2、B3.具体结构形式如图1所示.

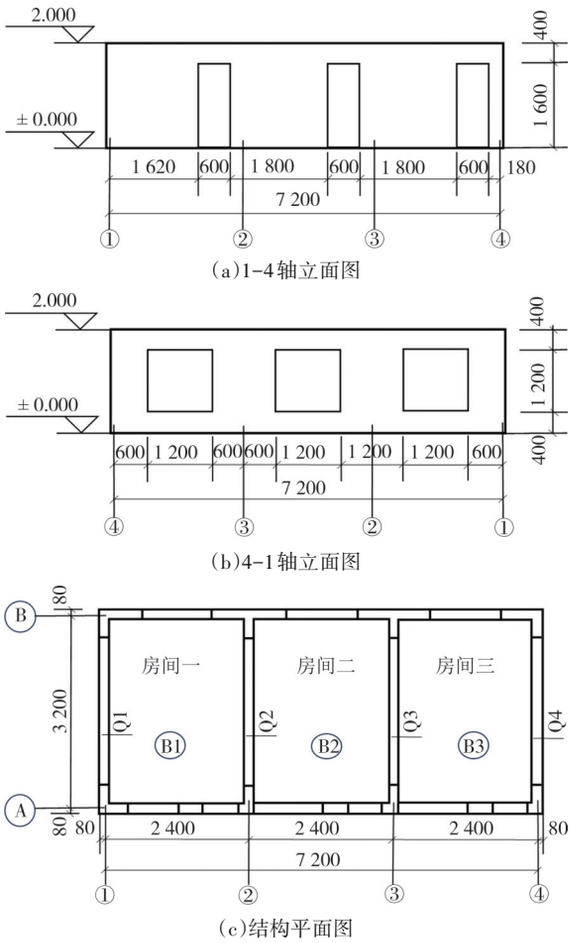


图1　结构平面图、立面图(单位:mm)

Fig.1　Schematic diagrams of the structure (unit:mm)

1.2　网格划分和模拟方法

本文利用有限元软件LS-DYNA对结构在爆炸冲击荷载作用下的累积毁伤进行模拟研究.房间四周墙体底部节点采用固接,房间底板表面不设置约束.钢筋混凝土结构为LAGRANGE单元,空气域为EULER单元.混凝土和空气采用SOLID164单元建模,钢筋采用BEAM161单元建模.为确保模拟精度的同时提高计算效率,取混凝土、钢筋和空气的网格边长分别为20 mm、40 mm和30 mm,生成单元数分别约为170.8万个、7万个和461.2万个,有限元数值模型如图2所示.炸药通过设置关键字*INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY采用初始体积分数方法填充球型装药.各混凝土构件之间采用共节点连接,钢筋和混凝土之间通过*CONSTRAINED_BEAM_IN_SOLID_PENALTY关键字设置约束.空气域和炸药通过*CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID关键字与钢筋混凝土结构进行流固耦合,空气域边界设置为无反射边界.为避免出现零能变形,在模型中添加关键字*CONTROL_HOURGLASS进行全局沙漏控制.

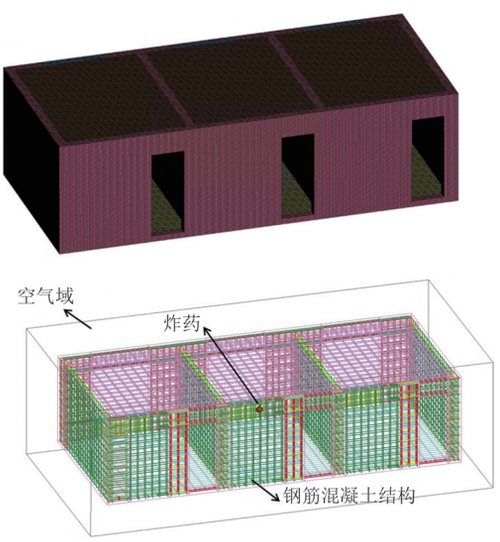


图2　结构有限元模型

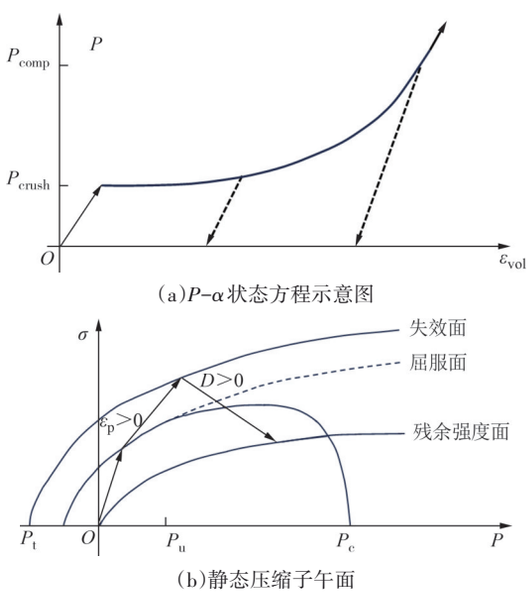
Fig.2　Finite element model of the structure

1.3 材料模型及参数

有限元模型包括混凝土、钢筋、空气和炸药4种材料.模型采用kg-mm-ms单位制.

1.3.1 混凝土

混凝土采用*MAT_RHT材料模型.此模型通过引入3个与压力相关的弹性极限面、失效面和残余强度面,描述材料的初始屈服强度、失效强度以及残余强度的变化规律,比较适合用来模拟混凝土材料在爆炸冲击荷载作用下的动力特性[19-20].材料本构模型如图3所示.



(a)P-α状态方程示意图

(b)静态压缩子午面

图3 MAT_RHT本构模型

Fig.3 MAT_RHT model

本文所用混凝土材料密度为2 500 kg/m^3,轴心抗压强度为35 MPa.其余材料参数取值与文献[19]中所标定参数一致.混凝土材料失效准则采用最大主应变失效准则,为避免较多单元过早删除,同时通过与试验数据进行对比,失效应变取0.5[21].

1.3.2 钢筋

钢筋采用*MAT_PLASTIC_KINEMATIC材料模型,此模型能够较好地考虑钢筋在冲击荷载下的高应变率状态,材料本构模型如图4所示[22].应变率效应通过Cowper-Symonds模型体现,其表达式为:

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{D}}\right]\left(\sigma_0 + \beta E_P \varepsilon_P^{\text{eff}}\right) \tag{1}$$

式中:σ_y和σ_0分别表示钢筋的屈服应力和初始屈服应力;$\dot{\varepsilon}$为应变率;C、D为应变率参数;β为硬化参数;E_P为塑性硬化模量;$\varepsilon_P^{\text{eff}}$为有效塑性应变.

具体材料参数见表1.表中ν为泊松比,E_t为切线模量,F_s为钢筋单元失效的最小有效塑性应变值,本文取0.14[23].

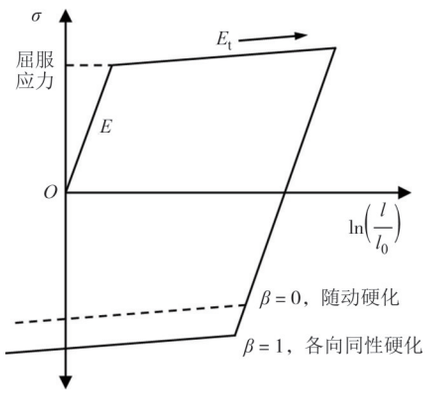


图4 MAT_PLASTIC_KINEMATIC本构模型

Fig.4 MAT_PLASTIC_KINEMATIC model

表1 钢筋材料参数

Tab.1 Parameters of steel rebar

ρ/(kg·m^{-3})	E/GPa	ν	σ_y/GPa	E_t/GPa	C/s^{-1}	D	F_s
7 800	200	0.28	0.4	1.10	40	5	0.14

1.3.3 空气

空气介质选用空白材料模型*MAT_NULL和状态方程*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL描述,其表达式为:

$$P_a = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \tag{2}$$

式中:P_a为空气压力;C_0~C_6均为自定义常数;E_0为单位体积初始内能;$\mu = \dfrac{\rho}{\rho_0} - 1$,$\rho_0$为初始密度.本文所用具体参数见表2.

表2 空气材料参数

Tab.2 Parameters of air

ρ/(kg·m^{-3})	P_C	μ	C_0,C_1,C_2,C_3,C_6	C_4,C_5	E_0/((J·m^{-3})	V_0
1.29	0	0	0	0.4	2.5×10^5	1

1.3.4 炸药

TNT炸药采用材料模型*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN和状态方程*EOS_JWL描述,其表达式为:

$$P_t = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \tag{3}$$

式中:P_t为TNT的爆轰压力;V为相对体积;E_0为单位体积的初始内能;A、B、R_1、R_2和ω均为材料常数.本文所用具体参数见表3.

表 3　炸药材料参数

Tab.3　Parameters of explosive

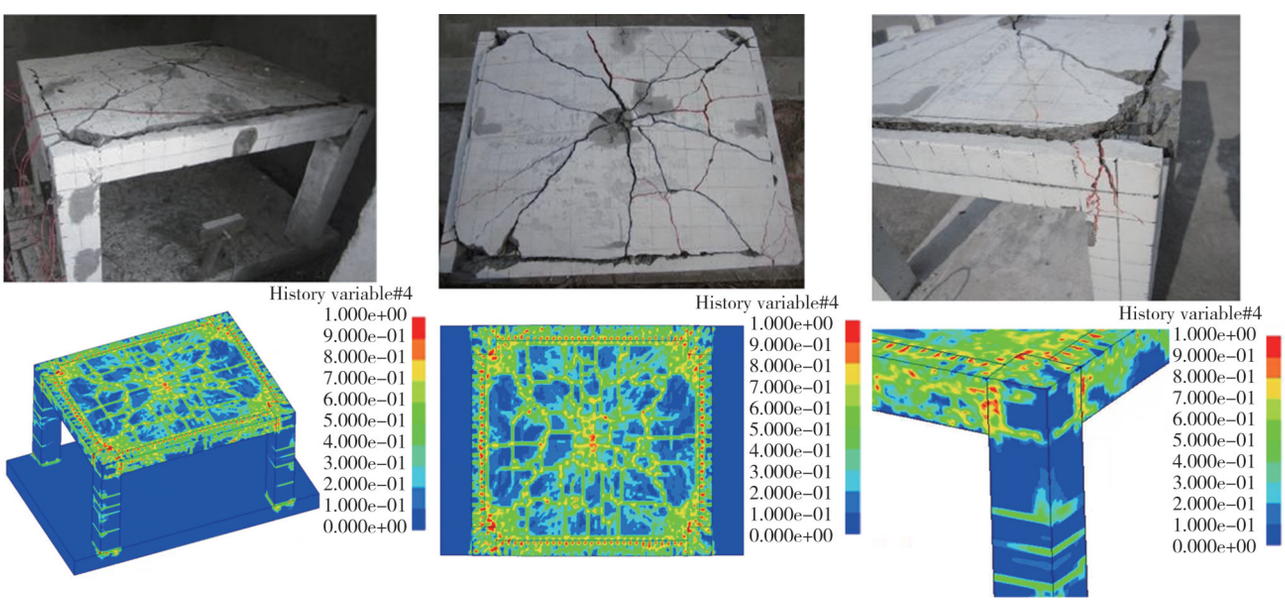
ρ/(kg·m^{-3})	D/(m·s^{-1})	P_{CJ}/GPa	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/(J·m^{-3})	V
1 630	6 930	27	374	3.23	4.15	0.95	0.3	7×10^9	1

2　数值模拟方法验证

为验证本文所用数值模拟方法的准确性,对文献[24]中混凝土结构的爆炸试验进行模拟,并与实测结果对比.

混凝土和钢筋分别采用*MAT_RHT 和*MAT_PLASTIC_KINEMATIC 材料模型模拟,材料强度与文献[24]中的试验条件相同.混凝土和空气采用SOLID164 单元,钢筋采用BEAM161 单元建模,炸药采用初始体积分数方法进行填充.

模拟得到KJA-2 工况下(200 g乳化炸药于框架结构内部中心点起爆)框架结构的裂缝开展情况,在板背爆面出现了类似米字形裂缝及环向裂缝,板梁连接处严重开裂,梁柱节点混凝土脱落,模拟出了试验中的破坏形态,具体对比如图5所示.



(a)整体情况　　(b)顶板表面　　(c)梁柱节点

图 5　裂缝开展情况对比

Fig.5　Comparison of damage development

同时,模拟了KJA-1 工况下(10 g乳化炸药于框架结构内部中心点起爆)相应测点的加速度峰值,并与试验测试结果进行了对比分析,如表4所示.从表4中对比数据可以看出,误差在可接受范围内.

表 4　测点加速度峰值对比

Tab.4　Comparison of peak acceleration

测点	测点位置	实测加速度峰值/(m·s^{-2})	模拟加速度峰值/(m·s^{-2})	误差/%
A2	长边梁跨中	3 000	3 550	18.3
A3	短边梁跨中	4 500	4 400	2.2

结合以上破坏模式和加速度响应的对比分析,可认为本文采用的材料本构模型和数值建模方法,能够较为准确地模拟钢筋混凝土结构在爆炸冲击荷载作用下的毁伤效应.

基于上述数值建模方法,建立了剪力墙结构的有限元模型,分别开展了2种不同爆炸工况,工况一为单独爆炸,即房间二、房间三均单独爆炸,不考虑累积毁伤;工况二为二次连续爆炸,即房间二和房间三依次连续爆炸,房间三的爆炸考虑了第一次房间二爆炸产生的毁伤.每次爆炸当量均选用1 kg TNT,位于房间正中心,即炸药的几何中心位置为距离地面0.94 m,距离左右墙体各1.12 m处.对于连续爆炸,第一次爆炸的计算分析时间取200 ms,观察发现结构加速度响应在80 ms后趋于0,因此200 ms时可认为第一次爆炸产生的冲击作用已结束.通过完全重启动方法进行第二次爆炸分析,建立新的空气域和炸药模型,添加关键字*STRESS_INITIALIZATION

将前一次运算结束时各构件的应力应变状态保留至第二次运算的初始时刻[25],第二次爆炸的计算分析时间取200 ms.

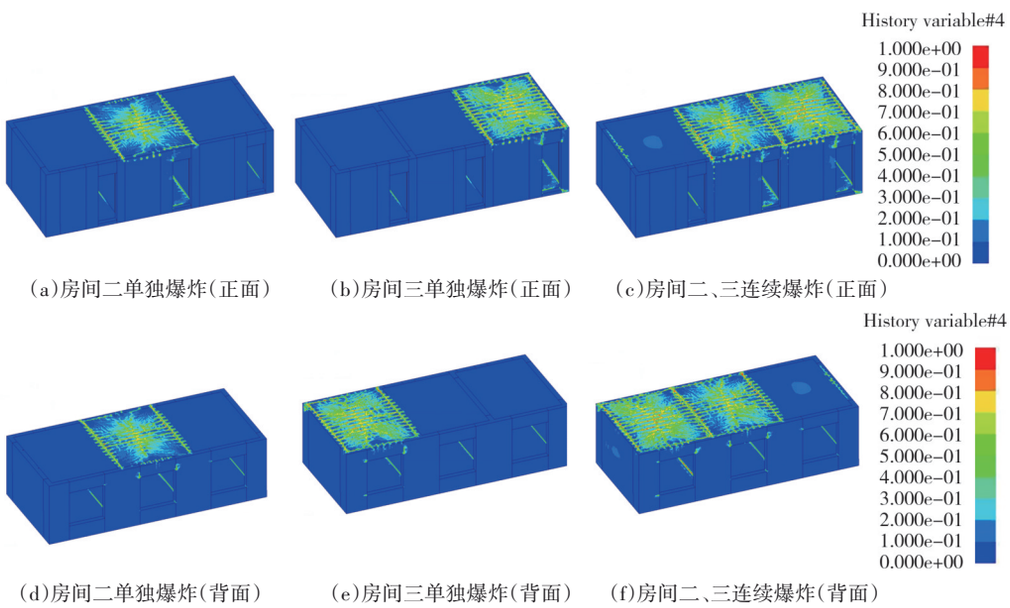
3 模拟结果分析

3.1 破坏形态分析

图6展示了不同工况作用下的结构毁伤程度.等值线数值在0~1之间表示混凝土构件在未损伤到完全损伤范围内的损伤状态.

单独爆炸工况下,炸药起爆后,冲击波迅速传播并作用在钢筋混凝土结构上,由于厚度、配筋及约束刚度的差异,房间顶板的破坏程度明显高于四周剪力墙,沿顶板背爆面的塑性铰线方向产生较大损伤,靠近角部出现45°斜裂缝,破坏模式为典型的弯曲破坏.房间三单独爆炸时,Q4剪力墙的毁伤程度高于Q3,这是因为Q4剪力墙位于整体结构边缘,约束较小.由于冲击波在结构内顶角处复杂的反射和汇聚作用,构件连接处的超压和冲量相比空气自由场中冲击波的数据有显著提高[11],在板墙连接处发生严重开裂.虽然冲击波传播受到墙体的阻隔作用,未直接作用于相邻房间,但受到整体振动的影响,在构件连接处和门窗洞口角部有轻微损伤.

二次连续爆炸工况下,房间二的顶板B2在第一次爆炸的基础上,沿塑性铰线方向损伤加深,裂缝继续发展,部分混凝土退出工作.房间三的顶板B3和墙体Q4的毁伤效果较单独爆炸工况更为严重,这是由于前次爆炸已经在房间三产生了初始毁伤.在没有布置炸药的房间一,板顶和侧墙也产生了微弱响应,墙板连接处开始出现裂缝,但是相较于房间二和房间三破坏程度明显不同,说明在内部爆炸荷载下剪力墙房间之间的抗爆性能具有较好的独立性.



(a)房间二单独爆炸(正面) (b)房间三单独爆炸(正面) (c)房间二、三连续爆炸(正面)

(d)房间二单独爆炸(背面) (e)房间三单独爆炸(背面) (f)房间二、三连续爆炸(背面)

图6 结构整体损伤云图

Fig.6 Overall damage contours of the structure

3.2 动态响应分析

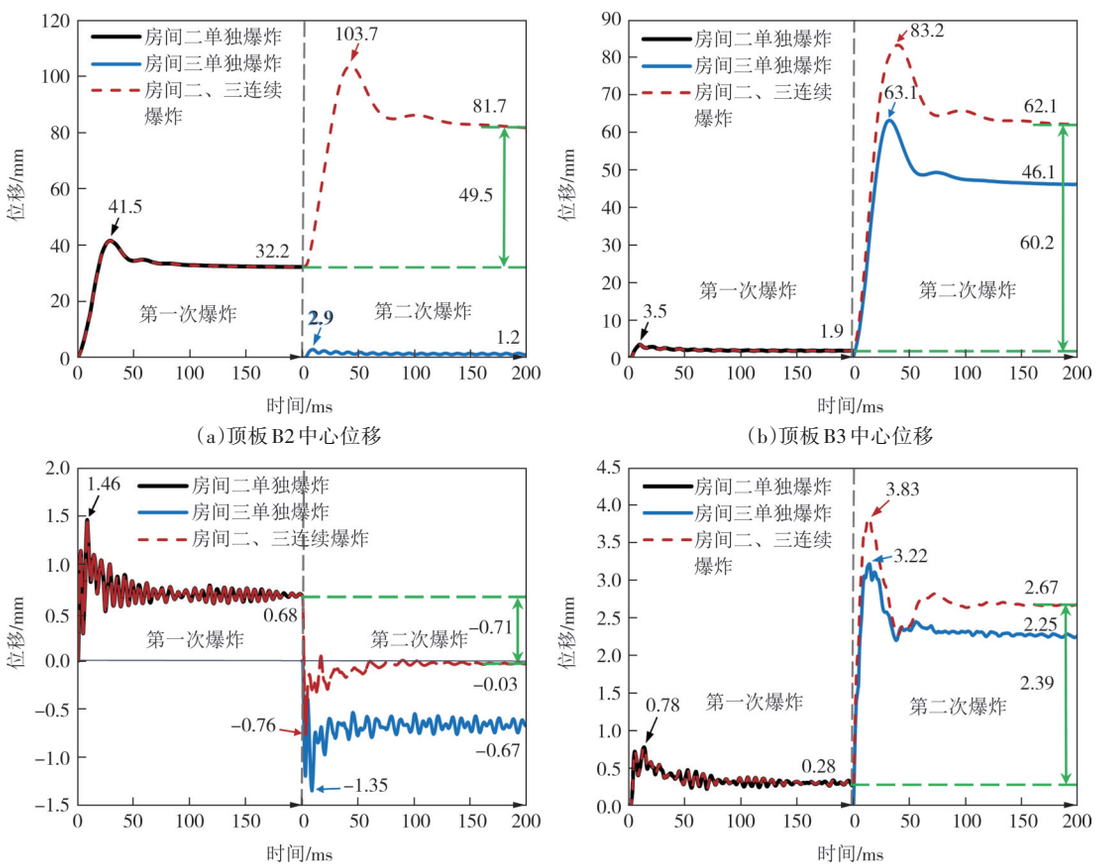
图7所示为2种工况下,房间顶板B2和B3背爆面、墙体Q3和Q4右侧中心位移发展情况.顶板在受到冲击波作用后,发生挠曲变形,中心部位凸起,之后弹性变形恢复,无法恢复的塑性变形使板中心产生残余位移.

单独爆炸工况下,房间二内部爆炸后,B2顶板背爆面中心的峰值位移为41.5 mm,结构响应稳定后的残余位移为32.2 mm.房间三由于侧边约束刚度小,房间三单独内部爆炸后产生了更大的位移响应,B3顶板中心的峰值位移为63.1 mm,结构响应稳定后的残余位移为46.1 mm,相较房间二单独爆炸的顶板B2峰值位移高出52.0%,残余位移高出43.2%.

二次连续爆炸工况下,B2顶板背爆面中心峰值位移增加至103.7 mm,稳定后残余位移达到81.7 mm,是B2在单独内爆作用下残余位移线性叠加值的2.45倍;B3顶板背爆面中心位移由前次房间二爆炸的1.9 mm迅速增加至83.2 mm,稳定后残余位移达到62.1 mm,是单独爆炸作用下B3顶板残余位移之和的1.29倍.此结果说明具有初始毁伤的顶板在第二

次爆炸作用下会产生更大的位移变形,并且明显强于单独内爆的响应叠加.

剪力墙体相较于房间顶板厚度更大、配筋更强,具有更高的强度和刚度,并且距离爆点中心更远,因此墙体的位移变形远小于顶板.房间二、三单独爆炸工况下,墙体Q4中心的残余位移分别为0.28 mm和2.25 mm,线性叠加值为2.53 mm,二次连续内爆作用下,墙体Q4的残余位移值为2.67 mm,近似于两次单独爆炸工况作用下的位移值线性叠加.二次连续内爆时,墙体Q3分别受到来自房间二和房间三的相反方向的冲击作用,因此墙体位移在第一次爆炸趋于平稳后,第二次爆炸时需先抵抗初始变形,进而位移反向增大,稳定后最终位移趋于0,恢复到初始位置.



(a)顶板B2中心位移　(b)顶板B3中心位移

(c)墙体Q3中心位移　(d)墙体Q4中心位移

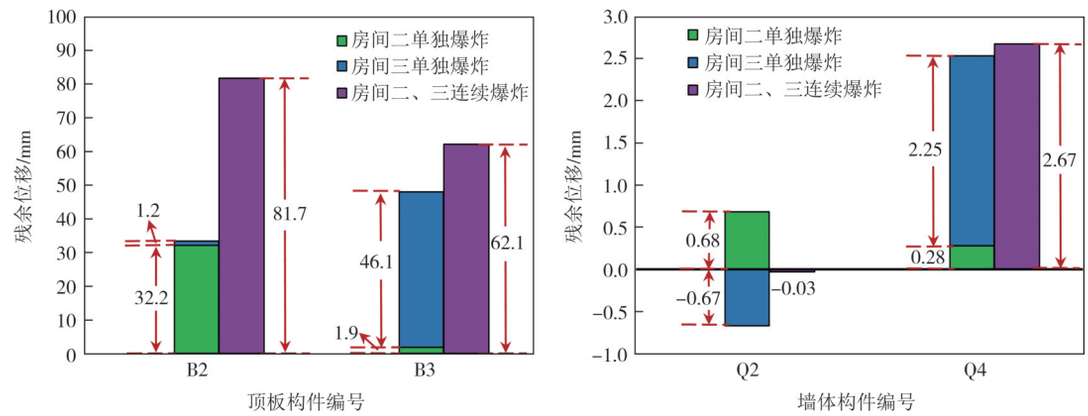
图7　构件中心位移发展

Fig.7　Displacement development at the center point of different components

不同构件在2种工况下残余位移值如图8所示,对于毁伤程度较大的构件(顶板),在二次连续爆炸作用下的累积毁伤残余位移,明显大于单独爆炸作用的残余位移之和,说明二次爆炸对此构件的累积毁伤明显强于单独爆炸的毁伤线性叠加,因此,针对这种情况,必须考虑累积毁伤效应;对于具有较小毁伤的构件(剪力墙),在二次连续爆炸作用下的累积毁伤残余位移,与单独爆炸作用的残余位移之和相差很小,可忽略不计,说明此情况下,可以不考虑累积毁伤效应.

如图9所示为单独爆炸和连续爆炸作用下,房间顶板B2和B3、墙体Q3和Q4中心点处加速度响应情况.对于顶板,以向上的加速度为正;对于墙体构件,以向右的加速度为正.由图9可见,加速度响应历程基本在60 ms范围内.

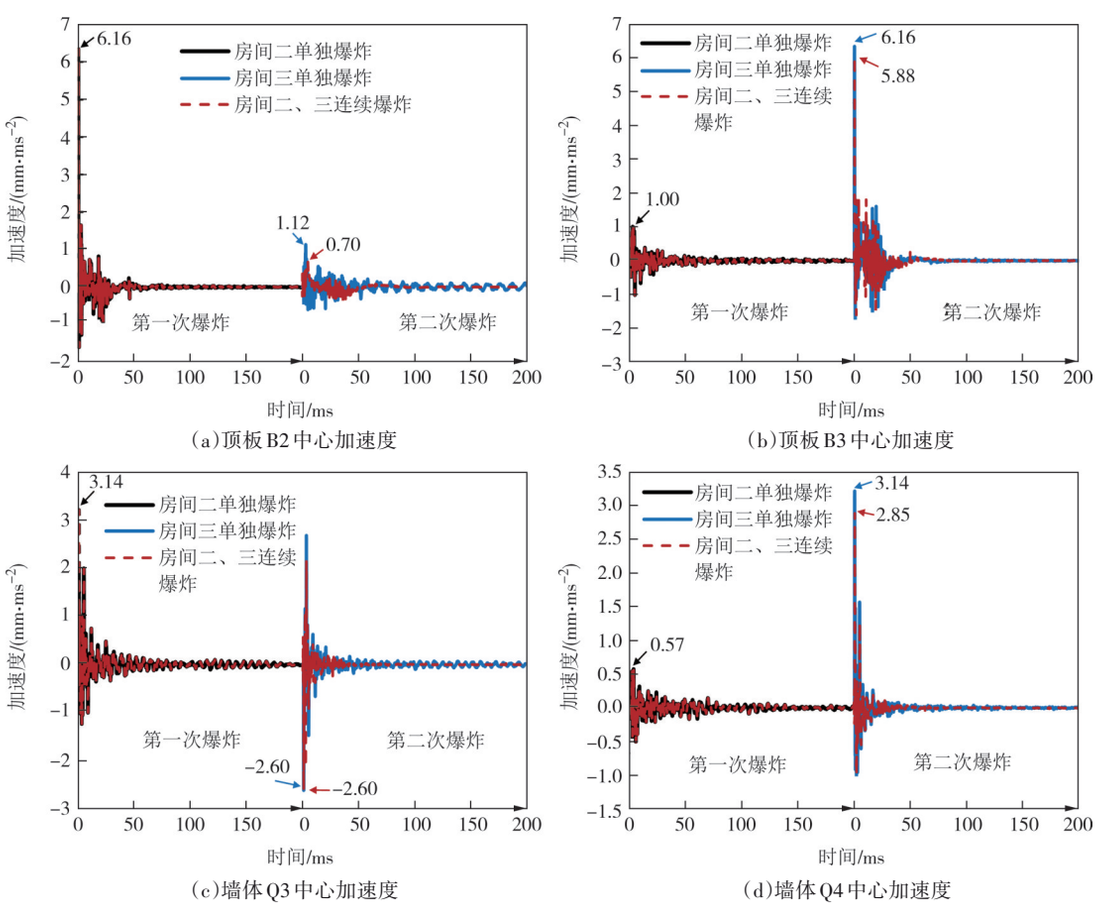
房间二单独爆炸(即图中第一次爆炸)时,顶板B2的加速度峰值为6.16 mm/ms^2,顶板B3峰值为1.00 mm/ms^2,墙体Q3的加速度峰值为3.14 mm/ms^2,墙体Q4峰值为0.57 mm/ms^2,同样可以看出,相同工况下剪力墙结构中顶板动力响应大于剪力墙;房间三继续爆炸(即图中第二次爆炸)后,顶板B2的加速度峰值减为0.70 mm/ms^2,顶板B3峰值增至5.88 mm/ms^2,墙



(a)顶板 (b)墙体

图 8 不同构件的残余位移值

Fig.8 Residual displacement at the center point of different components



(a)顶板 B2 中心加速度 (b)顶板 B3 中心加速度

(c)墙体 Q3 中心加速度 (d)墙体 Q4 中心加速度

图 9 构件中心加速度发展

Fig.9 Acceleration development at the center point of different components

体 Q3 因受反方向荷载,加速度峰值转变为向左,为 −2.60 mm/ms^2,墙体 Q4 峰值为 2.85 mm/ms^2. 相比房间三在单独爆炸工况下,顶板 B2 的加速度峰值为 1.12 mm/ms^2,顶板 B3 峰值为 6.16 mm/ms^2,墙体 Q4 的加速度峰值为 3.14 mm/ms^2,二次连续爆炸作用使顶板 B2、B3 和墙体 Q4 的加速度峰值分别降低 37.5%、4.5% 和 9.2%,这是由于前次房间二单独爆炸在构件上产生了裂缝和破碎区,房间三连续爆炸时冲击波能量在墙板构件中的传播衰减较快,并存在一定程度的能量外泄,导致构件背爆面处的加速度反应减小,尤其是对于毁伤程度较高的顶板 B2,其峰值下降的程度也更高[26]. 值得指出的是,在二次连续爆炸中,墙体 Q3 受到向右、向左两个方向的冲击作用,加速度方向相反,第二次连续爆炸作用需要抵抗初始

的反向变形,因此加速度峰值较第一次爆炸较小,绝对值为2.60 mm/ms^2,降低了17.2%.

3.3 累积毁伤分析

构件的毁伤程度可以用支座转角[27]、剪切应变[28]、剩余承载力[29]等指标作为划分依据.基于前面的计算结果,结构内部爆炸的主要毁伤发生在顶板,并且破坏模式以弯曲破坏为主,最大变形出现在构件的跨中位置,因此采用支座转角作为板构件毁伤程度的划分依据,支座转角的计算公式如下:

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{2x_{\mathrm{m}}}{L}\right) \tag{4}$$

式中:x_{m}为构件中心最大位移;L为钢筋混凝土板的跨度.毁伤等级与支座转角的对应关系如表5所示[27].

表5　钢筋混凝土板构件的毁伤准则

Tab.5　Damage criteria for reinforced concrete slab

θ/(°)	损伤等级
≤0.5°	无损伤
0.5°<θ≤2°	轻度损伤
2°<θ≤5°	中度损伤
5°<θ≤12°	严重损伤
>12°	完全损伤

房间二单独爆炸作用下,顶板B2支座转角θ_2=1.98°,达到轻度损伤等级,顶板B3支座转角θ_3=0.13°,处于无损伤状态;房间三单独爆炸作用下,顶板B2支座转角θ_2=0.17°,处于无损伤状态,顶板B3支座转角θ_3=3.01°,达到中度损伤等级,表明顶板所在房间的约束刚度会直接影响构件受到爆炸作用的毁伤程度.

二次连续内爆作用下,θ_2增加至4.94°,θ_3增加至3.97°,均已达到中度损伤等级.相较于两次单独爆炸作用下支座转角的线性叠加值θ_2^*=1.98°+0.17°=2.15°,θ_3^*=0.13°+3.01°=3.14°,连续爆炸后顶板B2和B3的支座转角分别增大130%和26%,这表明初始毁伤的存在,会削弱构件的抗变形能力,放大后续爆炸的作用效应.

4 结 论

本文通过试验数据验证了有限元建模方法,在此基础上,建立了2/3缩比钢筋混凝土剪力墙结构有限元模型,分析了1 kg TNT在两个不同房间单独爆炸作用下顶板和剪力墙构件的破坏模式和动力响应,以及连续爆炸后构件的累积毁伤发展规律,得出以下主要结论:

1)剪力墙结构两个不同房间单独发生爆炸时,毁伤主要发生在沿顶板的塑性铰线方向和墙板构件的连接支座处,顶板的破坏程度、位移和加速度响应均显著高于剪力墙,房间二和房间三顶板中心峰值位移分别达到41.5 mm和63.1 mm,残余位移分别为32.2 mm和46.1 mm.

2)对于强度较低、损伤较大的板构件,二次连续内爆作用下的累积毁伤明显高于单独爆炸时的毁伤线性叠加,房间二和房间三的顶板中心峰值位移分别增加133.6%和24.9%,残余位移分别增加144.6%和29.4%,此情况下,必须考虑累积毁伤效应;而对于强度较高、毁伤较弱的墙构件,二次连续爆炸作用下的累积毁伤略微高于单独爆炸的毁伤线性叠加,可认为二者近似相等,此情况下可不考虑累积毁伤效应的影响.

3)考虑累积效应的二次连续爆炸加重了B2顶板毁伤程度,使其由单独爆炸作用下的轻度损伤等级发展至中度损伤,B2和B3顶板的支座转角相较单独爆炸作用顶板支座转角的线性叠加值分别增大130%和26%,表明初始毁伤的存在,会削弱构件的抗变形能力,放大后续爆炸的作用效应.

参考文献

[1] 郭玉荣, 张楠. 近距离爆炸荷载作用下砌体墙动态响应及破坏过程的数值模拟[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2016, 43(1): 61-67.
GUO Y R, ZHANG N. Numerical simulation of masonry wall dynamic response and failure process under close range blast load[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2016, 43(1): 61-67.(in Chinese)

[2] 肖伟芳, 陈思琦, 赵宪忠. 近距离爆炸作用下工字形截面钢柱荷载分布与动态响应数值模拟研究[J]. 建筑结构学报, 2024, 45(1): 12-26.
XIAO W F, CHEN S Q, ZHAO X Z. Numerical investigations of blast load distribution and dynamic response of Ⅰ-shaped steel columns subjected to close-in explosions[J]. Journal of Building Structures, 2024, 45(1): 12-26.(in Chinese)

[3] SHI Y C, WANG J, CUI J. Experimental studies on fragments of reinforced concrete slabs under close-in explosions [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 144: 103630.

[4] 李国强, 杨涛春, 陆勇, 等. 爆炸下钢柱破坏时间及残余承载力对钢框架连续倒塌的影响[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2016, 43(5): 1-8.
LI G Q, YANG T C, LU Y, et al. Effects of steel column's failure time and residual bearing capacity on progressive collapse of steel frames subj ected to blast[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2016, 43(5): 1-8.(in Chinese)

[5] 何庆锋,周超,易伟建. 爆炸移除钢筋混凝土框架柱抗倒塌性能数值模拟[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2016,43(11):61-67.
HE Q F, ZHOU C, YI W J. Numerical simulation on collapse behavior of RC frames with a column removal under blast loads[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2016, 43(11): 61-67.(in Chinese)

[6] XIAO W F, ANDRAE M, STEYERER M, et al. Investigations of blast loads on a two-storeyed building with a gable roof: full-scale experiments and numerical study [J]. Journal of Building Engineering, 2021, 43: 103111.

[7] 曹宇航,张晓伟,张庆明. 框架结构建筑物内爆炸冲击波传播规律研究[J]. 兵器装备工程学报,2022,43(3):189-195.
CAO Y H, ZHANG X W, ZHANG Q M. Study on the propagation characteristics of shock wave in frame construction buildings under internal explosion [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2022, 43(3): 189-195.(in Chinese)

[8] 张晓伟,张庆明,施鹏,等. 内爆条件下建筑物等效载荷研究[J]. 北京理工大学学报,2013,33(2):133-138.
ZHANG X W, ZHANG Q M, SHI P, et al. Investigation on the equivalent loading of constructions under internal explosion[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2013, 33(2): 133-138.(in Chinese)

[9] XU W Z, WU W G, LIN Y S. Numerical method and simplified analytical model for predicting the blast load in a partially confined chamber [J]. Computers & Mathematics with Applications, 2018, 76(2): 284-314.

[10] 龚顺风,金伟良,何勇. 内部爆炸荷载作用下钢筋混凝土板的动力响应研究[J]. 振动工程学报,2008,21(5):516-520.
GONG S F, JIN W L, HE Y. Dynamic response of reinforced concrete slab subjected to internal blast loading [J]. Journal of Vibration Engineering, 2008, 21(5): 516-520.(in Chinese)

[11] 曹宇航, 张晓伟, 张庆明. 内部爆炸载荷作用下砌体墙结构的失效规律[J]. 高压物理学报,2022,36(2):83-93.
CAO Y H, ZHANG X W, ZHANG Q M. Failure characteristics of masonry wall under internal explosion[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2022, 36(2): 83-93.(in Chinese)

[12] 叶红宇. 混凝土爆破损伤累积和振动传播规律试验研究[D]. 焦作: 河南理工大学, 2016.
YE H Y. Experimental study on damage accumulation and vibration propagation law of concrete blasting[D]. Jiaozuo: Henan Polytechnic University, 2016.(in Chinese)

[13] 陈勇, 胡金生, 胡兆颖, 等. 钢筋混凝土板重复爆炸局部破坏效应试验研究[J]. 防护工程, 2016, 38(2): 6-10.
CHEN Y, HU J S, HU Z Y, et al. Experimental study on the local damage effect of RC slabs subjected to repeated explosion[J]. Protective Engineering, 2016, 38(2): 6-10.(in Chinese)

[14] 陈旭光. 建筑物在侵爆作用下的累积毁伤评估[D]. 长沙: 国防科技大学, 2019.
CHEN X G. Cumulative damage assessment of buildings under the action of intrusion and explosion [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2019.(in Chinese)

[15] SUNG S H, JI H, CHONG J. Experimental-theoretical investigation for damage assessment of a reinforced concrete slab under consecutive explosions based on single-degree-of-freedom model[J]. International Journal of Protective Structures, 2021, 12(1): 95-109.

[16] 崔皓, 张劲夫, 翟红波, 等. 多次冲击波作用下加筋板动态响应数值模拟研究[J]. 兵器装备工程学报, 2022, 43(11): 123-129.
CUI H, ZHANG J F, ZHAI H B, et al. Numerical simulation study on dynamic response of stiffened plate under multiple shock waves [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2022, 43(11): 123-129.(in Chinese)

[17] XU Y L, HUANG F L, LIU Y, et al. Effect of close-in successive explosions on the blast behaviors of reinforced concrete beams: an experimental study[J]. Structures, 2023, 53: 29-46.

[18] 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(增刊1): 50-58.
BAI 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(Sup.1): 50-58.(in Chinese).

[19] BORRVALL T, RIEDEL W. The RHT concrete model in LS-DYNA [C]//Proceedings of the 8th European LS-DYNA user conference. Stuttgart: DYNAmore GmbH, 2011: 23-24.

[20] CUI J, HAO H, SHI Y C. Discussion on the suitability of concrete constitutive models for high-rate response predictions of RC structures[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 106: 202-216.

[21] KUMAR V, KARTIK K V, IQBAL M A. Experimental and numerical investigation of reinforced concrete slabs under blast loading[J]. Engineering Structures, 2020, 206: 110125.

[22] ZHOU L, LI X, YAN Q, et al. Test and damage assessment of shallow buried RC tunnel under explosion [J]. Underground Space, 2024, 14: 118-137.

[23] 吴昊, 林城. 两层单跨缩尺RC框架结构外爆炸试验数值模拟[J]. 建筑科学与工程学报, 2022, 39(3): 111-126.
WU H, LIN C. Numerical simulation on external explosion experiments of two-story single-span scaled RC frame structure [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(3): 111-126.(in Chinese)

[24] 朱晓伟. 钢筋混凝土框架结构内部爆炸效应研究[D]. 绵阳: 西南科技大学, 2015.
ZHU X W. Study on internal explosion effect of reinforced concrete frame structure [D]. Mianyang: Southwest University of Science and Technology, 2015.(in Chinese)

[25] WEI W L, CHEN Y Q, WANG Z Q, et al. Research on damage effect of penetration and explosion integration based on volume filling method [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 177: 104591.

[26] BAO X, LI S T, LIU J B, et al. Experimental study of deep-burial underground structures subjected to multiple 45° side-top far-field explosions [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 173: 104432.

[27] ACOSTA P F. Overview of UFC 3-340-02 (TM5-1300), structures to resist the effects of accidental explosions [R]. Washington D C: U.S. Army Corps of Engineers, 2011.

[28] MA G W, SHI H J, SHU D W. P-I diagram method for combined failure modes of rigid-plastic beams[J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(6): 1081-1094.

[29] SHI Y C, HAO H, LI Z X. Numerical derivation of pressure-impulse diagrams for prediction of RC column damage to blast loads [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(11): 1213-1227.