

DOI: 10.11883/bzycj-2022-0294

JPC 聚能装药对钢筋混凝土墙毁伤效应的 试验与数值模拟研究*

郝礼楷^{1,2}, 谢兴博¹, 顾文彬¹, 张亚栋³, 邹绍昕¹, 陆 鸣¹, 康耕新⁴

(1. 陆军工程大学野战工程学院, 江苏 南京 210007;

2. 31539 部队, 北京 100043;

3. 东南大学爆炸安全防护教育部工程研究中心, 江苏 南京 211189;

4. 陆军工程大学国防工程学院, 江苏 南京 210007)

摘要: 为了满足高侵深和大穿孔的要求, 设计一种聚能杆式弹丸(jetting projectile charge, JPC), 开展大尺寸钢筋混凝土墙的毁伤效应试验。在此基础上, 基于修正参数的 K&C(Karagozian & Case)模型进行数值模拟, 研究 JPC 高速侵彻和爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的联合破坏作用, 分析墙体厚度对破坏效果的影响规律。结果表明, 在 1.67 倍和 2.50 倍装药直径的炸高条件下, JPC 均能够有效贯穿 80 cm(6.67 倍装药直径)厚的钢筋混凝土墙, 形成直径大于 6 cm(0.50 倍装药直径)的柱状孔洞; 聚能装药的多载荷毁伤特性决定了钢筋混凝土墙的破坏结果, 爆炸冲击波能够加剧墙体正面开坑和背面崩落的破坏范围; 墙体厚度对于墙体正面漏斗坑的直径与深度及内部侵蚀孔洞直径均无显著影响; 随着墙体厚度增大, 背面漏斗坑直径逐渐减小, 深度却逐渐增大。

关键词: 聚能杆式弹丸(JPC); 钢筋混凝土墙; 侵彻; 冲击波; 联合破坏

中图分类号: O383

国标学科代码: 1303530

文献标志码: A

Experimental and numerical simulation research on damage effect of jetting projectile charge (JPC) on reinforced concrete wall

HAO Likai^{1,2}, XIE Xingbo¹, GU Wenbin¹, ZHANG Yadong³, ZOU Shaoxin¹, LU Ming¹, KANG Gengxin⁴

(1. College of Field Engineering, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China;

2. Unit 31539 of PLA, Beijing 100043, China;

3. Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion and Impact of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 211189, Jiangsu, China;

4. National Defense Engineering College, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China)

Abstract: To meet the requirements of a tandem penetrating warhead for high penetration depth and large perforation, a jetting projectile charge (JPC) was designed. The damage test of a large-scale reinforced concrete wall was carried out to analyze the impact of standoff distance on the damaging effect. By constructing a large air domain covering the whole reinforced concrete wall for the transmission of explosion shock wave and JPC, the coupling damage of JPC high-speed penetration and explosion shock wave to the reinforced concrete wall was considered. The damage evolution, strain rate and other parameters of the Karagozian & Case (K&C) model were modified, based on which a numerical model was established to simulate the whole process of the combined damage of JPC and explosion shock wave to the reinforced concrete wall. The reliability of the numerical model was fully verified by comparing the simulation and test results from the failure mode, crater

* 收稿日期: 2022-07-06; 修回日期: 2022-12-02

基金项目: 陆军工程大学科技创新项目(KYGYZB0019003)

第一作者: 郝礼楷(1994—), 男, 硕士研究生, hao_likai@163.com

通信作者: 谢兴博(1971—), 男, 博士, 教授, 693757953@qq.com

depth and crater diameter of the reinforced concrete wall. On this basis, the combined damage effect of JPC and explosion shock wave on the reinforced concrete wall was further studied, and the influence of wall thickness on the damaging effect was analyzed. The results show that JPC can penetrate the reinforced concrete wall with a thickness of 80 cm (6.67 times of charge diameter) at the standoff distance of 1.67 times and 2.50 times of charge diameter, and form cylindrical holes with a diameter of more than 6 cm (0.50 times of charge diameter). The multi-load damage characteristic of shaped charge determines the damage result of the reinforced concrete wall, and the explosion shock wave can intensify the damage range of the front crater and back crater of the reinforced concrete wall. The wall thickness has no significant effect on the diameter and depth of the crater on the front of the wall and the diameter of the internal penetration hole. With the increase of the wall thickness, the crater diameter on the back gradually decreases and the crater depth on the back gradually increases.

Keywords: jetting projectile charge (JPC); reinforced concrete wall; penetration; shock wave; combined damage

混凝土结构广泛应用于军事和民用设施,其毁伤破坏研究是装备研制、工程防护等领域长期关注的热点问题。为增强对混凝土类目标的破坏能力,近年来发展了一种新型侵彻武器——串联侵彻战斗部,其由前级聚能装药和随进动能弹组成。前级聚能装药首先进行侵彻开孔,随进动能弹随后侵入结构内部并引爆弹体内装的高能炸药^[1]。聚能杆式弹丸(jetting projectile charge, JPC)可以兼顾聚能射流(shaped charge jet, JET)侵彻深度大以及爆炸成型弹丸(explosively formed projectile, EFP)侵彻孔径大的优点^[2],在对付混凝土类目标上具有广阔的应用前景。因此, JPC 聚能装药作为串联侵彻战斗部的前级装药被广泛使用,亦成为串联侵彻战斗部的研究重点。

近年来,相关学者针对 JPC 成型因素以及侵彻效能进行了大量研究,成果丰硕,取得了一些规律性认识。顾文彬等^[3]开展了变壁厚球缺罩 JPC 成型特性研究,结果表明,顶部薄、底部厚的球缺罩可以提高 JPC 头部速度;顶部厚、底部薄的球缺罩对 JPC 头部速度影响较小,但是可以提高 JPC 成型稳定性。付恒等^[4]采用正交分析方法提出了等壁厚球缺罩 JPC 的设计思路,得到了开孔能力较强的药型罩结构。张钧等^[5]研究变壁厚球缺罩对 JPC 成型以及侵彻的影响,结果表明,顶部厚、底部薄的球缺罩形成的 JPC 具有最小的速度梯度,且侵彻深度最大。王维占等^[6]设计了 3 种变壁厚球缺罩 JPC,结果表明,相较于等壁厚球缺罩,局部平弧球缺罩能够提高侵彻深度并兼顾侵彻孔径。张毅等^[7]研究了药型罩结构对 JPC 成型和侵彻的影响,结果表明弧锥结合罩可以兼顾侵彻深度和侵彻孔径。可以发现,尽管学者们已经针对 JPC 进行了大量研究,但是多数研究致力于通过结构优化工作提高 JPC 成型稳定性以及侵彻效能,侧重靶体局部破坏特征,聚焦侵彻深度和侵彻孔径。实际上,聚能装药是一种兼具装药爆炸冲击和弹丸高速侵彻的加载技术,其对混凝土类目标的破坏模式和毁伤机理较单一载荷有一定区别。然而,聚能装药的联合毁伤效应非常复杂,目前学者们多以聚能侵彻体为研究对象,选择忽略爆炸冲击波的破坏作用,但是这在工程实际中是不可忽视的一项重要内容。此外,由于经济原因,当前研究结论大多基于小尺度试验所得出,靶体多为有限尺寸的圆柱状。串联侵彻战斗部的实际应对目标多为大尺寸结构,小尺度试验外推至全尺寸结构可能会得出误导性结论^[8]。因此,为了设计有效的串联侵彻战斗部,有必要进行大尺寸混凝土结构的破坏试验,这对于混凝土结构的防护设计和安全评估同样具有重要意义。

为了满足高侵深和大穿孔的要求,本文中设计一种变壁厚弧锥结合罩的 JPC 聚能装药,结合数值模拟分析其成型参数的变化特征。随后,进行大尺寸钢筋混凝土墙的破坏试验,分析炸高对破坏结果的影响。构建大范围空气域的数值模型,并基于修正参数的 K&C 模型进行数值模拟,将模拟结果与试验结果进行对比验证。在此基础上,研究 JPC 高速侵彻和爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的联合毁伤效应,分析墙体厚度对破坏结果的影响。

1 装药结构及成型模拟

1.1 装药结构

经过多轮结构优化,设计出如图 1 所示的变壁厚弧锥结合罩的 JPC 聚能装药。主装药为压装 JH-2

炸药, 装药直径为 120 mm, 使用船尾形结构。药型罩由紫铜制成, 采用变壁厚弧锥结构, 弧锥结合部分为光滑连接。药型罩由 2 部分组成, 顶部为顶部薄、底部厚的变壁厚球缺形, 内曲率半径 r_1 小于外曲率半径 r_2 , 用于形成高密实、细长的 JPC 头部; 口部为大锥形, 内锥角 θ_1 小于外锥角 θ_2 , 用于形成较好形态的 JPC 尾部。试验所用 JPC 聚能装药为无壳体装药。

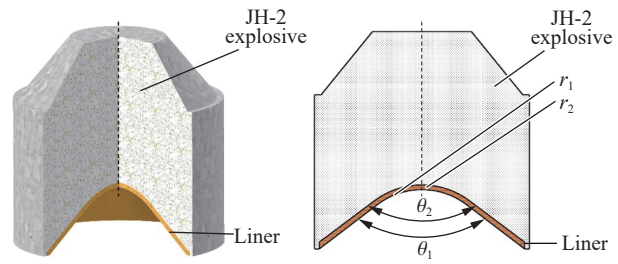


图 1 JPC 聚能装药结构

Fig. 1 Schematic diagram of the JPC

1.2 成型模拟

JPC 稳定成型是聚能装药设计的基础, 首先采用数值模拟技术, 对结构设计的有效性进行验证, 分析 JPC 成型形态及特征参数, 以此为参考依据确定试验炸高。

1.2.1 数值模型

数值模型由空气、炸药和药型罩 3 个部分构成, 采用多物质任意拉格朗日-欧拉耦合算法 (arbitrary Lagrange-Euler, ALE)。考虑到模型对称性以及减小计算量, 建立轴对称分析模型。模型对称面上设置对称约束, 在空气域外围的边界上施加透射边界条件。起爆点位于主装药的上端面中心处, 计算采用 cm-g- μ s 单位制。

空气采用 MAT_NULL 模型和 EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程描述; 炸药采用 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 模型和 EOS_JWL 状态方程描述; 药型罩采用 MAT_JOHNSON-COOK 模型和 EOS_GRUNEISEN 状态方程描述。材料参数取值见表 1~3。

表 1 空气材料参数^[9]

Table 1 Material parameters of air^[9]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	C_4	C_5	E_0/MPa	ν
1.225×10^{-3}	0.4	0.4	0.25	1

表 2 JH-2 炸药材料参数^[10]

Table 2 Material parameters of JH-2 explosive^[10]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/GPa
1.7	630	6.801	4.1	1.3	0.36	10

表 3 紫铜材料参数^[11]

Table 3 Material parameters of red copper^[11]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	A/GPa	B/GPa	n	c	m	T_m/K	T_f/K
8.96	0.09	0.292	0.31	0.025	1.09	1356	293

1.2.2 成型分析

图 2 显示的是 JPC 成型过程, 药型罩顶部中心首先加速, 而后罩边缘加速, 药型罩向后翻转, 变壁厚球缺型的药型罩顶部形成较为细长的头部。由于速度梯度的存在, 罩体不断变形, 产生轴向拉长和径向收缩。最终形成头部形状良好且带有尾翼的大长径比 JPC, 具有良好的形态密实度和飞行稳定性。

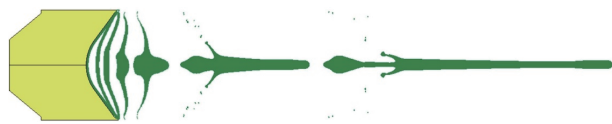


图 2 JPC 成型过程 ($t=0, 15, 18, 24, 31, 62, 131 \mu\text{s}$)

Fig. 2 Forming process of the JPC ($t=0, 15, 18, 24, 31, 62, 131 \mu\text{s}$)

如图 3 所示, 在比较大的炸高范围内均能获得稳定和连续的 JPC。JPC 形态细长且密实度高, 整体直径较大, 未出现速度过低、质量过大的杆体段。图 4 给出了 JPC 成型特征参数, 其中 H 为炸高、 v 为头部速度、 Δv 为头尾速度差, L 为 JPC 长度, D 为头部直径, L/D 为长径比。分析表明, JPC 头部速度和头尾速度差随炸高增加逐渐减小, 减小趋势逐渐下降并趋于稳定; JPC 长度和长径比随炸高增加逐渐增大, 近

似呈线性增长。在高达 45 cm(3.8 倍装药直径)的较大炸高范围内, JPC 头部速度均超过 4 000 m/s, 表明设计的 JPC 聚能装药性能良好。进一步分析可以看出, 炸高大于 20 cm(1.67 倍装药直径)时, JPC 头部形态变化很小, 头部直径基本不变; 随着炸高增大, JPC 轴向拉长, 径缩开始出现且逐渐加剧, 这会导致 JPC 不稳定侵彻, 侵彻过程中容易断裂。综合 JPC 成型形态和速度分布, 试验炸高确定为 20 cm(1.67 倍装药直径)和 30 cm(2.50 倍装药直径), 此时 JPC 头部速度较高, 形态密实, 长径比适中, 未出现明显径缩。

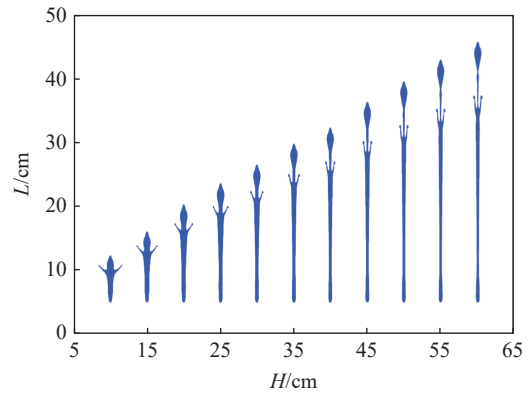


图 3 JPC 成型形态随炸高变化

Fig. 3 Shapes of the JPC vary with standoff distance

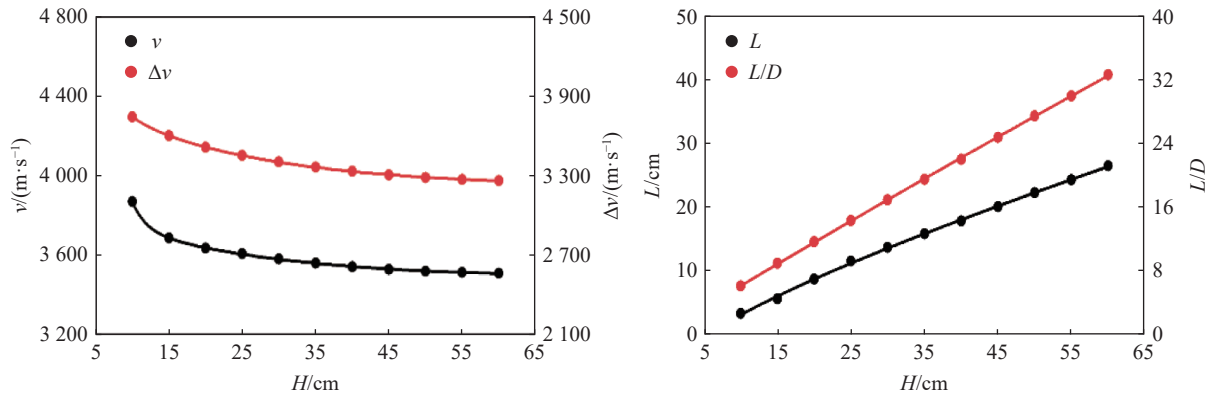


图 4 JPC 成型参数随炸高变化

Fig. 4 Forming parameters of the JPC varying with standoff distance

2 毁伤试验

2.1 试验布置

钢筋混凝土墙如图 5 所示, 其由上下 2 个部分组成, 内部配有构造钢筋, 采用 C35 混凝土浇筑。下半部分为试验靶体, 墙体结构长 400 cm、高 130 cm、宽 80 cm。

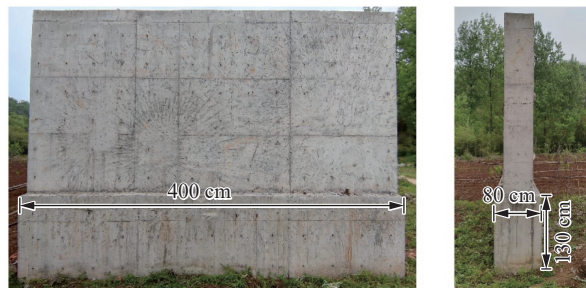


图 5 钢筋混凝土墙结构

Fig. 5 Reinforced concrete wall

如图 6 所示, 将 JPC 聚能装药置于木质支撑架上, 药型罩口部垂直正对墙体下半部分。试验炸高分别设置为 20 cm(1.7 倍装药直径)和 30 cm(2.5 倍装药直径), 相应试验设置校准完毕后, 使用制式电雷管起爆。

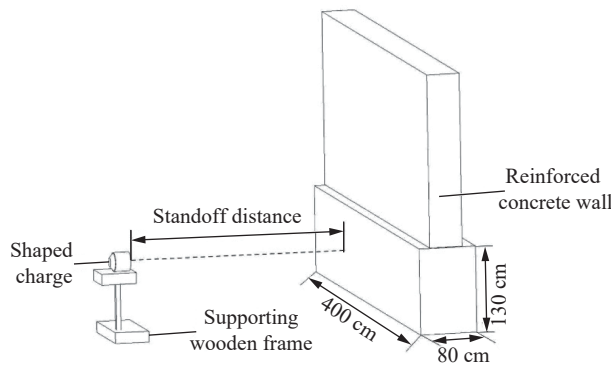


图 6 试验现场布置示意图

Fig. 6 Schematic layout of the test site

2.2 试验结果

钢筋混凝土墙的破坏情况如图 7 和图 8 所示, 试验测量了墙体正面和背面漏斗坑直径及深度、内部侵彻孔洞直径, 测量定义如图 9 所示, 数据记录如表 4 所示。其中, 墙体正面和背面漏斗坑深度为 H_1 和 H_2 , 墙体正面和背面漏斗坑、内部孔洞直径从水平、垂直、 45° 和 135° 等方向分别进行测量, 并取其平均值, 为 D_1 、 D_2 、 D_3 和 D_4 。



(a) Front of the wall



(b) Back of the wall

图 7 钢筋混凝土墙的破坏结果(炸高 20 cm)

Fig. 7 Failure of the reinforced concrete wall (standoff distance is 20 cm)



(a) Front of the wall



(b) Back of the wall

图 8 钢筋混凝土墙的破坏结果(炸高 30 cm)

Fig. 8 Failure of the reinforced concrete wall (standoff distance is 30 cm)

如图 7~8 所示, 墙体正面和背面崩落成坑, 呈漏斗状, 中段形成近似柱状的孔洞。炸高为 20 cm (1.67 倍装药直径) 时, 墙体正面漏斗坑相对于弹着点基本对称, 坑口形状近似为圆形, 平均直径为 57.5 cm (4.80 倍装药直径), 墙体壁面及其内部比较粗糙, 漏斗坑深度为 9.8 cm (0.80 倍装药直径)。内部侵彻孔洞前后直径分别为 6.5 cm (0.50 倍装药直径) 和 6.2 cm (0.50 倍装药直径), 墙体背面漏斗坑的平均直径和深度分别为 40.5 cm (3.40 倍装药直径) 和 10.4 cm (0.90 倍装药直径), 部分碎块由于钢筋约束作用而未完全脱落。由于墙体尺寸比漏斗坑大得多以及墙体内部钢筋的约束, 因此边界效应并不明显, 漏斗坑以外区域均无明显裂纹扩展, 损伤被限制在更局部的范围内。与炸高 20 cm (1.67 倍装药直径) 相比, 炸高 30 cm (2.50 倍装药直径) 时, 墙体正面漏斗坑直径和深度稍有减小, 分别为 39.3 cm (3.30 倍装药直径) 和 8.8 cm (0.7 倍装药直径)。墙体背面漏斗坑直径和

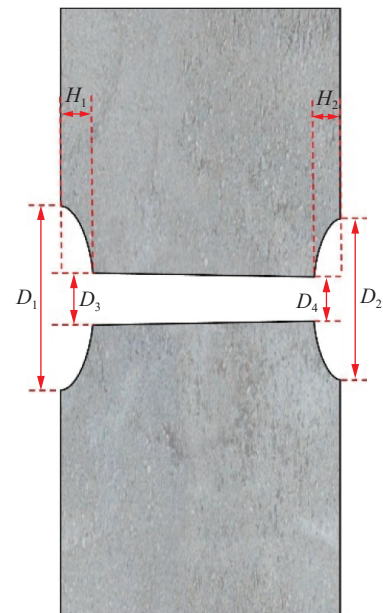


图 9 测量定义的试验数据

Fig. 9 Measurement definition of test data

深度略有增大, 分别为 54.8 cm(4.6 倍装药直径)和 12.6 cm(1.1 倍装药直径)。内部侵彻孔洞直径变化不大, 前后直径分别为 6.3 cm(0.50 倍装药直径)和 6.5 cm(0.50 倍装药直径)。试验中墙体内部钢筋被 JPC 打断, 断口附近的钢筋发生弯曲变形, 出现明显的颈缩现象。周围其余钢筋由于受到冲击、压缩和拉伸等复杂作用, 同样存在弯曲变形。

3 数值模拟

3.1 数值模型

在聚能装药近炸作用下, JPC 高速侵彻和爆炸冲击波会对结构造成联合毁伤^[12-13]。本文中, 为尽可能真实复现墙体崩落成坑以及内部侵彻孔洞等多种破坏现象, 需要构建较大范围的空气域, 用于 JPC 和爆轰压力的传递。考虑墙体内部钢筋的横向和纵向间距较大, 结构整体配筋率不高, 钢筋对破坏结果影响有限, 忽略墙体中的构造钢筋, 采用 2D 轴对称建模进行数值模拟分析。建立如图 10 所示的数值模型, 空气、炸药和药型罩采用 ALE 算法, 钢筋混凝土墙采用 Lagrange 算法, 结构之间的相互作用采用流固耦合算法。

3.2 混凝土材料模型

3.2.1 损伤参数

第三代 K&C(Karagozian & Case)混凝土模型中考虑了应变率效应、拉伸和压缩损伤等, 能够较为准确地描述混凝土的力学特性。该模型仅通过输入无侧限抗压强度、材料密度、泊松比以及长度和应力单位转换因子, 便能够自动生成其他参数以及状态方程, 相比其他混凝土模型, 具有更好的便利性, 广泛应用于爆炸、侵彻等方面^[14]。

混凝土本构关系直接影响数值模拟结果的准确度。而现有多项研究表明, K&C 模型默认自动生成参数对混凝土动态响应描述不够准确, 精确分析时需要对其进行局部调整, 主要包括损伤演化参数 b_1 、 b_2 以及应变率增强效应等, 以使该模型更精确表达混凝土材料的实际行为^[15-17]。

K&C 模型中损伤演化参数 b_1 (默认值为 1.60)、 b_2 (默认值为 1.35)分别控制混凝土的压缩软化损伤和拉伸软化损伤行为。单元尺寸的大小对混凝土的应变软化行为有着直接的影响, 随着单元尺寸的增大, 应变软化将加速, 难以保证恒定的能量耗散^[18]。尤其是压缩软化参数 b_1 的取值与单元尺寸密切相关^[19], b_1 默认值(1.60)适用于 102 mm 的单元^[20], 因此需要根据具体实际工况对 b_1 、 b_2 进行适当调整, 满足不同尺寸单元的断裂能要求。参考 Wu 等^[14]关于 b_1 、 b_2 取值建议, 计算公式如下:

$$b_1 = 0.0135h + 0.79 \quad (1)$$

$$b_2 = (1.4 \times 10^{-4}w_{lz}^2 - 0.039w_{lz} + 3.06)(0.516 - 8.4 \times 10^{-5}f_c'^2 + 0.014f_c') \quad (2)$$

式中: h 为单元尺寸, mm; w_{lz} 为局部化宽度, mm, 通常为最大骨料直径的 3 倍; f_c' 为混凝土圆柱体抗压强度, MPa。

表 4 钢筋混凝土墙毁伤试验结果

Table 4 Test results of the reinforced concrete wall

炸高/cm	D_1 /cm	D_2 /cm	D_3 /cm	D_4 /cm	H_1 /cm	H_2 /cm
20	57.5	40.5	6.5	6.2	9.8	10.4
30	39.3	54.8	6.3	6.5	8.8	12.6

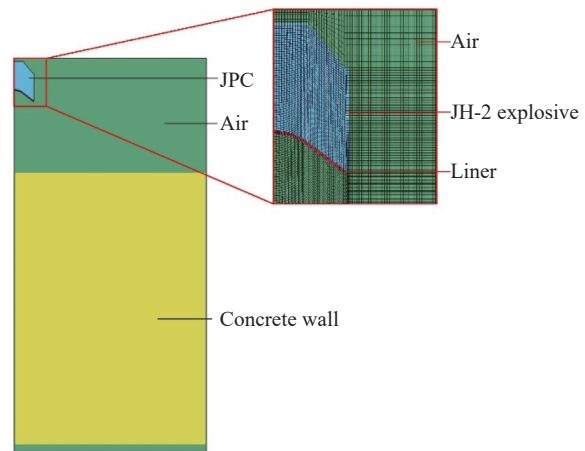


图 10 JPC 聚能装药破坏钢筋混凝土墙的数值模型

Fig. 10 Numerical model of reinforced concrete wall damaged by the JPC

需要注意的是,通常认为单元尺寸越小,数值模拟结果越精细。但是对于 K&C 模型而言,数值模拟收敛结果对单元尺寸敏感,单元尺寸不能太小。Li 等^[21]分析了不同尺寸单个元件的应力-应变关系,结果表明,1 mm 网格单元会使数值模拟结果不稳定。Lee 等^[19]通过数值模拟得到了相同结论,结果表明,单元尺寸大于 2 mm 时可以提供相对稳定的结果。混凝土单元尺寸过大将导致流固耦合出现渗透现象,因此本文中混凝土单元尺寸确定为 2 mm。

混凝土单元尺寸 h 取 2 mm,最大骨料尺寸取 20 mm^[22], f_{cu} 取 35 MPa, f_{cu} 与 f'_c 存在以下关系^[23]:

$$f_{cu} = 1.25 f'_c \quad (3)$$

式中: f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度。

将上述参数取值代入到式(1)~(3),计算求得 b_1 、 b_2 分别为 0.82 和 1.03。

3.2.2 应变率参数

混凝土是一种应变率相关的材料,在高应变率下更加敏感。强度动态增加系数(dynamic increase factor, DIF)对混凝土崩落、层裂破坏具有显著影响,包括抗拉强度动态增加系数 β_t 和抗压强度动态增加系数 β_c 。Hong 等^[15]对比分析了多种 β_t 经验公式,发现 Xu 等^[24]提出的经验公式与公开发表的试验数据吻合较好,建议使用该公式替代被广泛使用的 Malvar^[25]经验公式。在对 K&C 模型进行修正时,Kong^[17,26]等同样建议采用 Xu 等^[24]提出的 β_t 经验公式。本文中采用 Xu 等^[24]提出的 β_t 经验公式,以及 K&C 模型默认使用的 β_c 经验公式,即 CEB^[27]公式。强度动态增加系数的计算表达式为:

$$\beta_t = \left\{ \left[\tanh \left((\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) - W_x) S \right) \right] \left(F_m/W_y - 1 \right) + 1 \right\} W_y \quad (4)$$

$$\beta_c = \begin{cases} (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_s)^{1.026\alpha_s} & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma_s (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_s)^{1/3} & \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (5)$$

式中: β_t 和 β_c 分别为抗拉和抗压强度动态增加系数, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, $\dot{\epsilon}_0=1 \text{ s}^{-1}$ 为参考应变率, $F_m=10$, $W_x=1.6$, $S=0.8$, $W_y=5.5$ 均为拟合系数; $\dot{\epsilon}_s=3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, $\lg \gamma_s=6.156\alpha_s-2$, $\alpha_s=1 / (5 + 9f_{cs} / f_{c0})$, $f_{c0}=10 \text{ MPa}$, f_{cs} 为混凝土静态抗压强度,MPa。

经过上述参数修正后,混凝土材料参数取值见表 5,强度动态增加系数由式(4)~(5)计算得到。

表 5 混凝土材料参数

Table 5 Material parameters of concrete

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	A_0/MPa	泊松比	b_1	b_2	长度单位换算系数	压力单位换算系数
2.3	28	0.2	0.82	1.03	0.3937	1.45×10^7

3.2.3 失效参数

为避免混凝土单元过度畸变导致计算步长减小,致使计算过程提前终止,K&C 模型需要通过关键字*`MAT_ADD_EROSION`引入失效准则。本文中应将应变准则作为混凝土材料的失效准则,在多次试算的基础上,最终采用双重失效准则^[19]。通过最大失效有效应变控制混凝土材料的受压破坏,最大失效主应变控制混凝土材料的拉伸破坏,满足两种失效判据任意一个,单元失效并被删除。然而,侵蚀判据并不是材料属性,需要谨慎使用。基于应变的侵蚀判据必须考虑单元尺寸的影响,针对具体工况并结合试验结果对其进行适当调整。对于本文中研究工况而言,最大有效应变失效判据取值为 0.6,最大主应变失效判据取值为 0.095。

3.3 结果及分析

使用修正参数的 K&C 模型对试验工况进行数值模拟,钢筋混凝土墙横截面的有效塑性应变云图如图 11 所示,损伤指标范围 1.9~2.0 代表严重损伤区域^[19],数值模拟与试验结果的定量对比如表 6~7 所示。当炸高增大时,墙体正面漏斗坑直径和深度随之减小,墙体背面漏斗坑直径和深度随之增大,内

部孔洞直径变化很小。修正参数的 K&C 模型较好地体现了钢筋混凝土墙的损伤演化, 对墙体崩落成坑等破坏细节描述准确, 与试验现象基本一致, 最大相对误差为 10.6%。

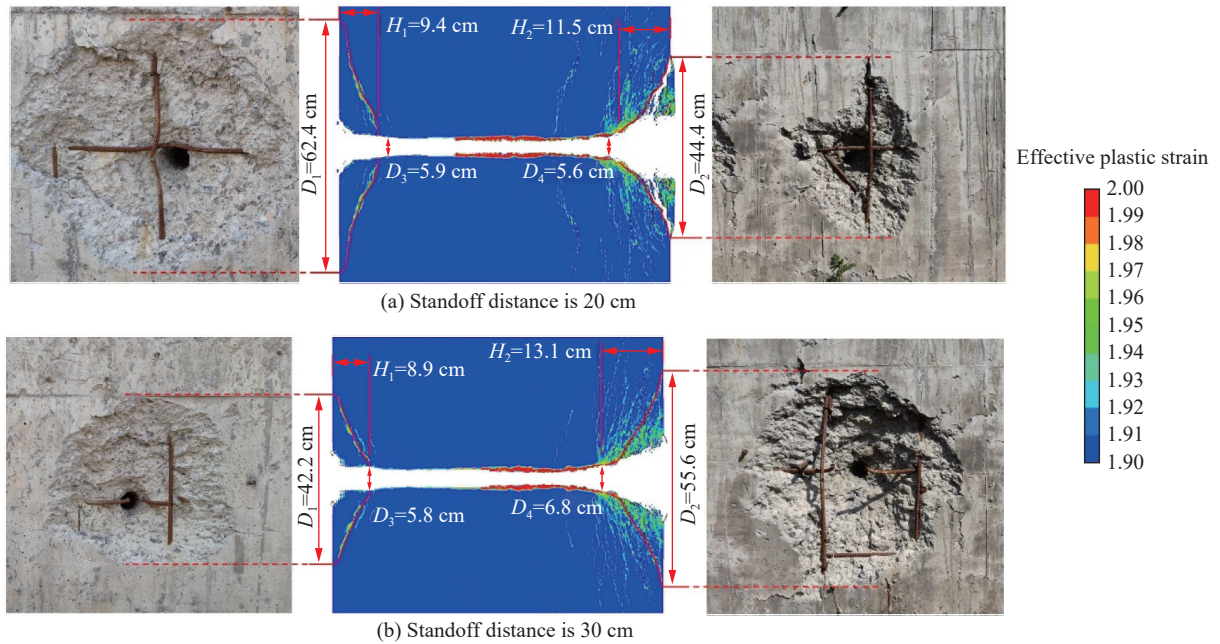


图 11 钢筋混凝土墙破坏的数值模拟结果

Fig. 11 Numerical simulation results of reinforced concrete wall failure

表 6 钢筋混凝土墙破坏的数值模拟与试验结果对比(炸高 20 cm)

Table 6 Comparison between numerical simulation results and test results (standoff distance is 20 cm)

方法	D_1/cm	D_2/cm	D_3/cm	D_4/cm	H_1/cm	H_2/cm
试验结果	57.5	40.5	6.5	6.2	9.8	10.4
数值模拟	62.4	44.4	5.9	5.6	9.4	11.5
相对误差/%	8.5	9.6	9.2	9.7	4.1	10.6

表 7 钢筋混凝土墙破坏的数值模拟与试验结果对比(炸高 30 cm)

Table 7 Comparison between numerical simulation results and test results (standoff distance is 30 cm)

方法	D_1/cm	D_2/cm	D_3/cm	D_4/cm	H_1/cm	H_2/cm
试验结果	39.3	54.8	6.3	6.5	8.8	12.6
数值模拟	42.2	55.6	5.8	6.8	8.9	13.1
相对误差/%	7.4	1.5	7.9	4.6	1.1	4.0

聚能装药近炸时对目标存在爆炸与侵彻的联合作用, 单一毁伤元并不能完整反映聚能装药的毁伤效应^[12-13]。以炸高为 20 cm(1.7 倍装药直径)时破坏厚度为 80 cm(6.7 倍装药直径)的钢筋混凝土墙为例, 分析钢筋混凝土墙在聚能装药多毁伤元联合作用下的损伤模式和毁伤机理。观察试验现象和数值模拟结果可知, 钢筋混凝土墙的宏观破坏特征主要包括 3 个部分, 分别是正面漏斗坑、内部侵彻孔洞以及背面漏斗坑, 可以将侵彻钢筋混凝土墙作用过程划分为稳定成型、冲击开坑、稳定侵彻以及贯穿崩落 4 个阶段。

第一阶段: 稳定成型阶段。如图 12 所示, 聚能装药从装药顶部中心起爆, $t=9 \mu\text{s}$ 时, 爆炸冲击波作用于药型罩, 药型罩自锻变形形成具有稳定形态特征的 JPC。 $t=18 \mu\text{s}$ 时, 药型罩阻碍了爆炸冲击波直接向前传播, 外围爆炸冲击波经绕射作用传播至药型罩前方。此时爆炸冲击波传播速度高于 JPC 飞行速度, 爆炸冲击波前沿位于 JPC 头部前方。 $t=54 \mu\text{s}$ 时, 爆炸冲击波强度和传播速度随距离增大而逐渐衰减, JPC 赶上爆炸冲击波前沿, 并将先于爆炸冲击波作用于钢筋混凝土墙。

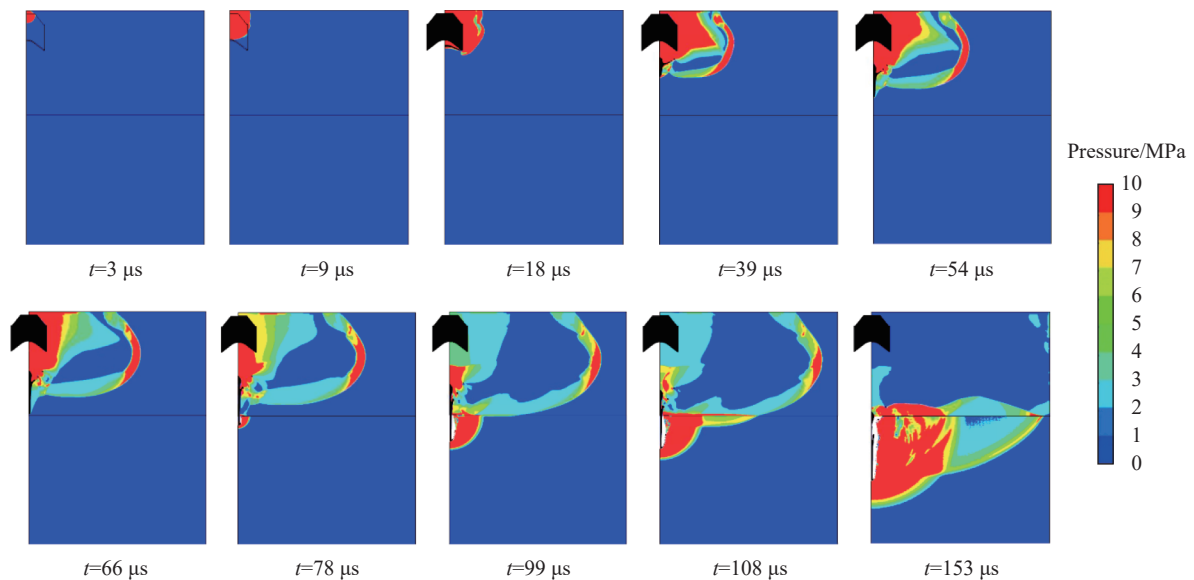


图 12 JPC 聚能装药破坏钢筋混凝土墙的应力云图

Fig. 12 Stress cloud diagram of reinforced concrete wall damaged by the JPC

第二阶段: 冲击开坑阶段。 $t=66 \mu\text{s}$ 时, JPC 开始侵彻钢筋混凝土墙, 碰撞点处压力高达 2.7 GPa, 远高于混凝土抗压强度, 造成局部粉碎性破坏。 $t=99 \mu\text{s}$ 时, 爆炸冲击波开始作用于钢筋混凝土墙, 入射冲击波强度为 9.3 MPa, 反射波强度达到 45.4 MPa, 此时侵彻深度已经达到 8.4 cm (0.7 倍装药直径)。墙体正面在爆炸冲击波和 JPC 高速侵彻所产生的反射拉伸波综合作用下形成层裂崩落。碰撞点的压力随着侵彻深度的增加而逐渐降低, 由此产生的应力波强度逐步降低, 墙体正面形成漏斗状开坑崩落。尽管侵彻深度已经发展到一定程度, 但是墙体正面漏斗坑并未完全形成, 墙体内部半球形裂纹不断向墙体正面扩展。

第三阶段: 稳定侵彻阶段。 $t=108 \mu\text{s}$ 时, JPC 稳定侵彻钢筋混凝土墙, 形成近似柱状侵彻孔洞, 孔洞均匀性较好。侵彻孔洞受扩孔运动以及横向飞散 JPC 碎渣冲击的影响, 孔洞直径略大于 JPC 直径。稳定侵彻过程中, 墙体正面漏斗坑裂纹继续向外扩展。

第四阶段: 贯穿崩落阶段。随着侵彻深度增加, 应力波传播至墙体背面, 进入贯穿崩落阶段。如图 13 所示, $t=486 \mu\text{s}$ 时, 侵彻深度达到 68.4 cm (5.7 倍装药直径), 冲塞破坏开始出现, 喇叭形裂纹逐渐向墙体背面方向扩展。 $t=546 \mu\text{s}$ 时, 应力波在墙体背面反射并产生叠加, 对墙体背面造成拉伸破坏, 逐渐形成环形剪切带和拉伸断裂面。 $t=642 \mu\text{s}$ 时, 剪切带完全形成并扩展至墙体背面, 形成剪切塞块及崩落碎块。 $t=1644 \mu\text{s}$ 时, 崩落拉伸断裂面完全形成, 裂纹扩展至墙体背面, 形成出口崩落破坏。

通过上述分析可知, 墙体正面漏斗坑是缓慢发展形成的, 在 JPC 高速侵彻的时间尺度上是一个相对耗时的过程, 发展过程落后于高速侵彻过程的进行, 这与裂纹发展速度以及剪切阻力等密切相关^[28]。墙体背面的剪切堵塞呈锥形, 当沿着堵塞表面满足剪切破坏标准, 堵塞块将从结构中分离^[29], 在反射拉伸波作用下碎裂并向外喷射。剪切堵塞破坏范围小于层裂崩落破坏范围, 两者共同作用下形成墙体背面漏斗坑。

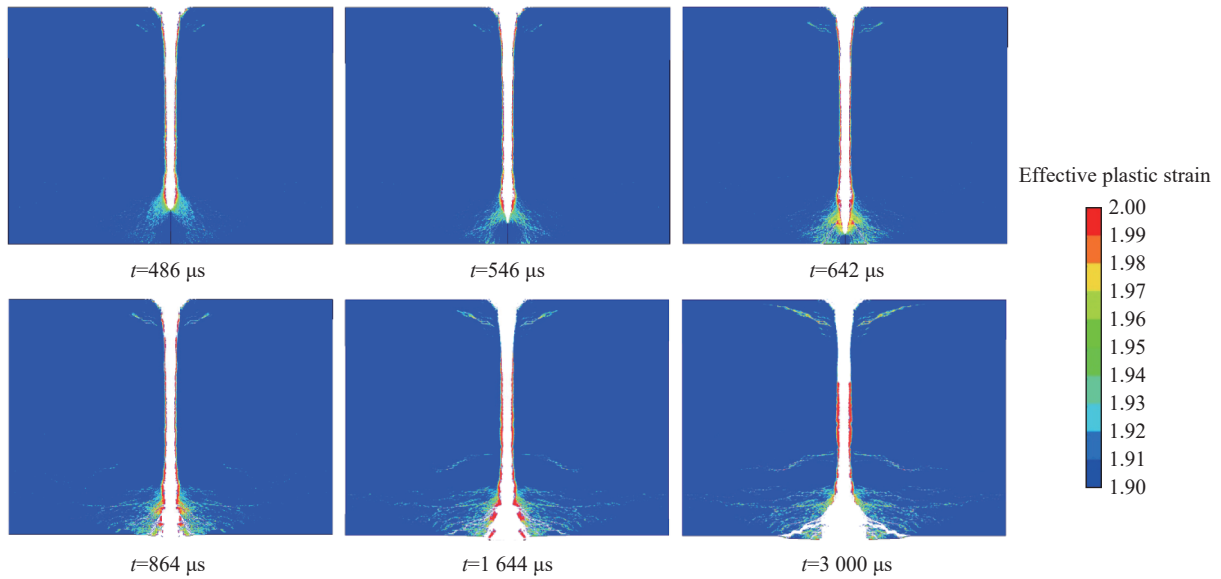


图 13 钢筋混凝土墙背面破坏过程

Fig. 13 Failure process of the back of the reinforced concrete wall

3.4 冲击波效应分析

为进一步研究 JPC 高速侵彻和爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的联合毁伤效应, 本节中对比不同炸高条件下爆炸冲击波的峰值强度, 分析爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的破坏影响。

聚能装药起爆后, 爆炸冲击波大致呈椭球形向外传播, 随着传播过程的进行, 爆轰波前曲率半径逐渐增大, 冲击波压力逐渐降低。如图 14 所示, 当炸高为 20 cm、 $t=99 \mu\text{s}$ 时, 侵彻深度达到 8.4 cm, 爆炸冲击波开始作用于钢筋混凝土墙, 入射冲击波峰值强度为 9.3 MPa。冲击波波阵面接触墙体表面后造成反射, 与入射冲击波强度相比, 反射波强度成倍增加, 为 45.4 MPa, 是入射冲击波强度的 4.9 倍。当炸高为 30 cm、 $t=140 \mu\text{s}$ 时, 侵彻深度达到 13.8 cm, 冲击波峰值强度为 5.8 MPa, 反射波强度为 25.1 MPa, 是入射冲击波强度的 4.3 倍。与炸高 20 cm 相比, 炸高为 30 cm 时, 冲击波波阵面压力明显衰减, 波阵面形态更为平缓, 能量密度有所降低, 冲击波峰值强度减小 37.6%。

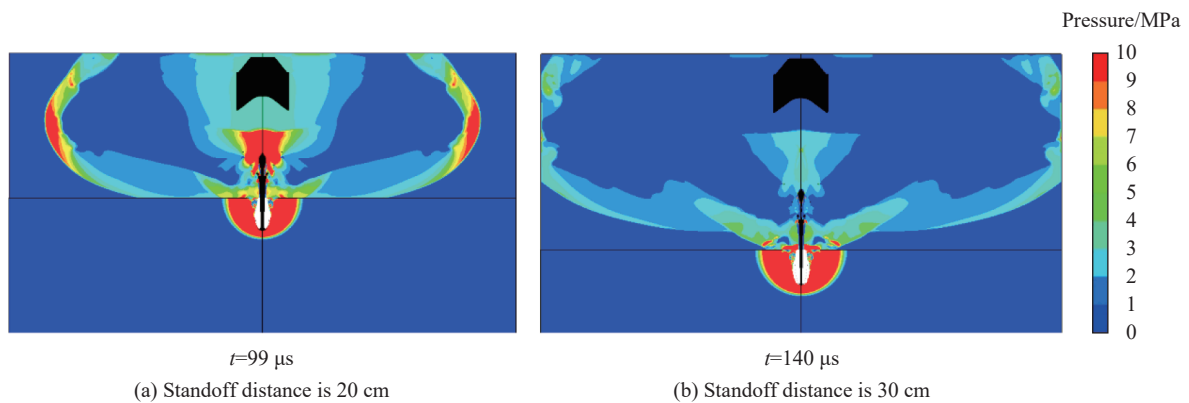


图 14 钢筋混凝土墙破坏的应力云图

Fig. 14 Stress cloud diagram of failure of reinforced concrete wall

对照图 10 中大范围空气域的数值模型, 建立如图 15 所示小范围空气域的数值模型, 以仅考虑 JPC 高速侵彻对钢筋混凝土墙的破坏, 进而从侧面体现爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的破坏影响。不同炸高条件下, 小范围空气域与大范围空气域的数值模拟结果对比如图 16~17 所示, 钢筋混凝土墙的总体破

坏特征并未发生显著改变,破坏现象依旧表现为正面漏斗坑、内部侵彻孔洞以及背面漏斗坑。与大范围空气域的数值模拟结果相比,减小空气域范围后,墙体正面和背面漏斗坑直径均明显减小,内部裂纹数量明显减少,破坏程度有所减轻。

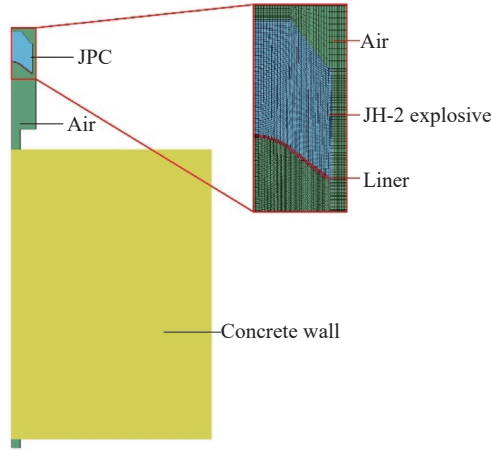


图 15 减小空气域后 JPC 聚能装药破坏钢筋混凝土墙的数值模型

Fig. 15 Numerical model of reinforced concrete wall damaged by the JPC after reducing air domain

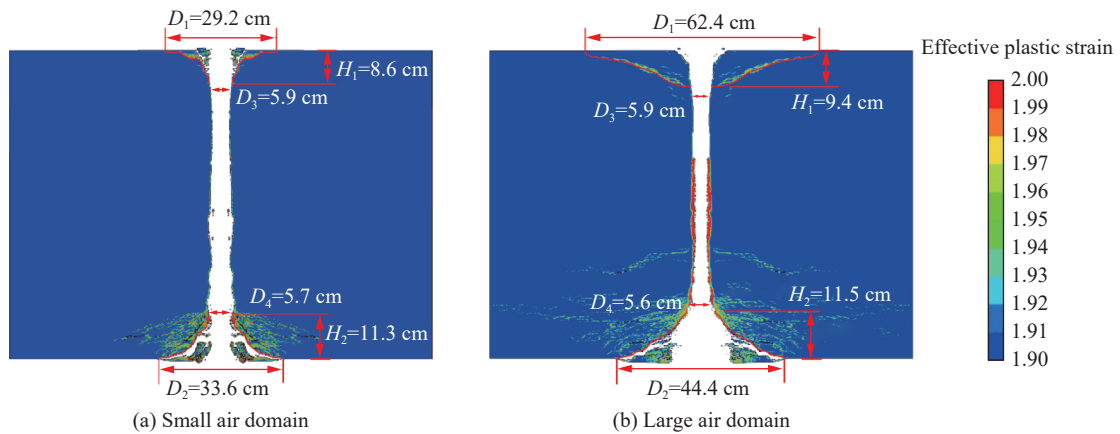


图 16 不同尺寸空气域的数值模拟结果对比(炸高 20 cm)

Fig. 16 Comparison of numerical simulation results of different air domains (standoff distance is 20 cm)

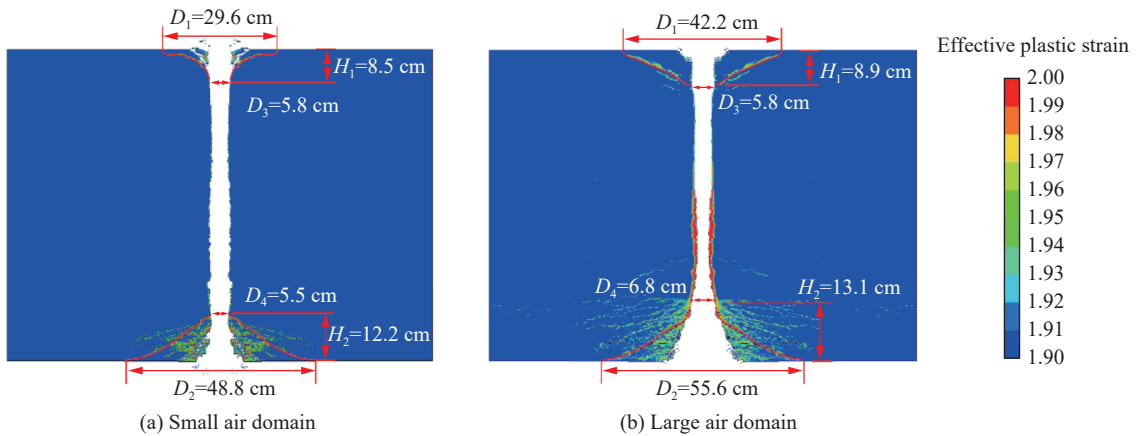


图 17 不同尺寸空气域的数值模拟结果对比(炸高 30 cm)

Fig. 17 Comparison of numerical simulation results of different air domains (standoff distance is 30 cm)

如图 16(a) 和图 17(a) 所示, 对于减小空气域范围的数值模拟结果而言, 即仅考虑 JPC 高速侵彻对钢筋混凝土墙的破坏, 当炸高为 20 和 30 cm 时, 墙体正面漏斗坑直径和深度相当接近, 正面漏斗坑直径分别为 29.2 和 29.6 cm, 正面漏斗坑深度分别为 8.6 和 8.5 cm。然而, 如图 16 所示, 当炸高为 20 cm 时, 与大范围空气域的数值模拟结果相比, 减小空气域范围后, 墙体正面漏斗坑直径和深度分别由 62.4 和 9.4 cm 降低至 29.2 和 8.6 cm, 分别减小 53.2 % 和 8.5 %; 墙体背面漏斗坑直径和深度分别由 44.4 和 11.5 cm 降低至 33.6 cm 和 11.3 cm, 分别减小 24.3 % 和 1.7 %。如图 17 所示, 当炸高为 30 cm 时, 与大范围空气域的数值模拟结果相比, 减小空气域范围后, 墙体正面漏斗坑直径和深度分别由 42.2 和 8.9 cm 降低至 29.6 和 8.5 cm, 分别减小 29.9 % 和 4.5 %; 墙体背面漏斗坑直径和深度分别由 55.6 和 13.1 cm 降低至 48.8 和 12.2 cm, 分别减小 12.2 % 和 6.9 %。由此可见, 爆炸冲击波对墙体正面漏斗坑直径和背面漏斗坑直径的影响较为明显, 对于正面漏斗坑深度和背面漏斗坑深度的影响并不显著。并且, 随着炸高增大, 爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的破坏影响明显减弱, 这一点与图 14 所示的爆炸冲击波的强度变化特征一致。

上述分析表明, 在本文中所研究的工况条件下, 钢筋混凝土墙的破坏是 JPC 高速侵彻与爆炸冲击波联合作用下导致的, 聚能装药的多载荷毁伤特性决定了钢筋混凝土墙的破坏结果。爆炸冲击波能够加剧墙体正面开坑和背面崩落的破坏范围, 并且作用影响随着炸高增加而逐渐降低。

3.5 墙体厚度的影响

工程实际中常采用串联侵彻战斗部来对付不同混凝土结构或者相同混凝土结构的不同部位, 这一目标差异可简化为目标厚度多样性问题, 因此研究不同厚度混凝土结构在聚能装药作用下的毁伤特性具有较高的现实价值。对于本文中研究工况而言, 大尺寸钢筋混凝土墙毁伤试验需要较高成本, 大规模试验难度较大。因此, 在验证模型参数和数值算法正确性的基础上, 进一步开展破坏不同厚度钢筋混凝土墙的数值研究。炸高设置为 20 cm (1.67 倍装药直径), 将墙体厚度分别设置为 60 cm (5.0 倍装药直径)、70 cm (5.80 倍装药直径)、90 cm (7.50 倍装药直径) 和 100 cm (8.30 倍装药直径) 进行数值模拟, 结果如图 18 和表 8 所示。其中, 墙体厚度计为 δ , 墙体正面漏斗坑直径和深度计为 D_1 和 H_1 , 墙体背面漏斗坑直径和深度计为 D_2 和 H_2 , 内部孔洞直径计为 D_3 和 D_4 , 内部孔洞长度计为 H_3 。

表 8 不同厚度钢筋混凝土墙破坏的数值模拟结果

Table 8 Simulation results of reinforced concrete wall with different thickness

δ/cm	D_1/cm	D_2/cm	D_3/cm	D_4/cm	H_1/cm	H_2/cm	H_3/cm	H_3/δ
60	63.2	64.2	5.9	4.6	9.2	8.6	42.2	0.703
70	61.8	52.6	5.9	5.5	9.2	10.6	50.2	0.717
80	62.4	44.4	5.9	5.6	9.4	11.5	59.1	0.738
90	63.4	38.8	5.8	5.7	9.6	13.8	66.6	0.740
100	62.8	27.6	5.8	5.6	9.5	16.2	74.3	0.743

如图 18 所示, 当墙体厚度在 60 cm (5.0 倍装药直径) 至 100 cm (8.3 倍装药直径) 范围内时, JPC 均能实现有效贯穿, 表明本文中 JPC 聚能装药具有良好的破坏效能。如图 19 所示, 墙体厚度变化时, 墙体正面漏斗坑直径 D_1 和深度 H_1 、侵彻孔洞直径 D_3 和 D_4 基本保持稳定, 变化幅度很小。随着墙体厚度增加, 墙体背面漏斗坑直径 D_2 和深度 H_2 发生明显变化, 其中漏斗坑直径 D_2 呈线性减小趋势, 漏斗坑深度 H_2 呈线性增大趋势, 内部孔洞占比逐渐增加。

分析原因, 对于有限厚度的钢筋混凝土墙而言, JPC 高速侵彻和爆炸冲击波产生的应力波在墙体背面反射叠加形成拉伸波, 拉伸波强度大于混凝土的抗拉强度, 背面出现层裂崩落现象。随着钢筋混凝土墙厚度的增加, 侵彻穿孔用时增加, 应力波及其产生的反射拉伸波叠加对墙体背面作用时间更长。应力波传播距离随墙体厚度增大而增加, 应力波强度逐渐衰减, 叠加产生的反射拉伸波强度也相应降低。大厚度钢筋混凝土墙能够引起更强的约束作用^[30], 提高能量吸收能力, 抗冲击能力得到增强^[31], 可以减弱钢筋混凝土墙的损伤发展^[32]。因此, 随着墙体厚度增加, 背面漏斗坑直径 D_2 逐渐减小, 背面漏斗坑深度 H_2 逐渐增大。

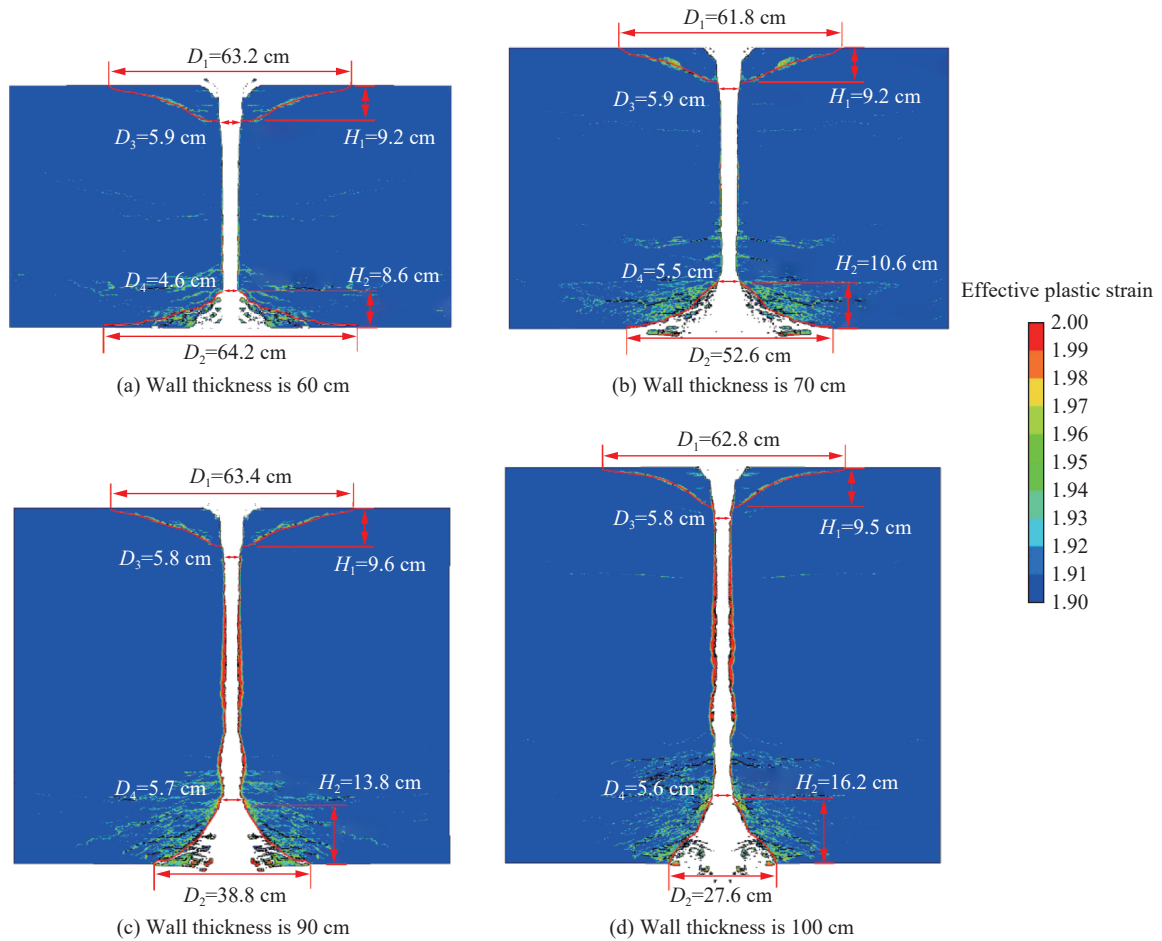


图 18 不同厚度钢筋混凝土墙的伤害分布

Fig. 18 Damage distribution of the reinforced concrete wall with different thicknesses

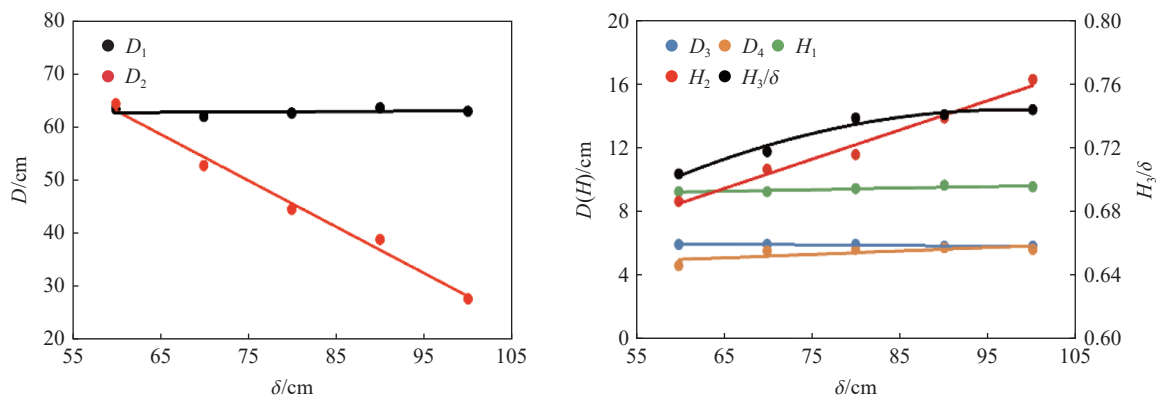


图 19 不同厚度钢筋混凝土墙的伤害变化

Fig. 19 Damage of reinforced concrete wall with different thicknesses

4 结 论

设计了一种变壁厚弧锥结合罩的 JPC 聚能装药并进行毁伤大尺寸钢筋混凝土墙试验, 研究 JPC 高速侵彻与爆炸冲击波对钢筋混凝土墙的联合破坏作用, 得到以下结论。

(1) 设计的 JPC 聚能装药在比较大的炸高范围内均能够获得稳定、连续的 JPC。在 1.70 倍和 2.50 倍装药直径的炸高条件下均能够穿透 80 cm(6.67 倍装药直径)厚的大尺寸钢筋混凝土墙, 形成直径大于

6 cm(0.50 倍装药直径)的侵彻孔洞。

(2) 将侵彻钢筋混凝土墙作用过程划分为稳定成型、冲击开坑、稳定侵彻以及贯穿崩落这 4 个阶段。在特定工况条件下, 钢筋混凝土墙的破坏是 JPC 高速侵彻与爆炸冲击波联合作用下导致的, 聚能装药的多载荷毁伤特性决定了钢筋混凝土墙的破坏结果。

(3) 墙体厚度在 60 cm(5.0 倍装药直径)至 100 cm(8.3 倍装药直径)范围内变化时, JPC 均能有效贯穿。墙体厚度对正面漏斗坑直径和深度以及内部孔洞直径影响不大, 随着墙体厚度增加, 背面漏斗坑直径逐渐减小, 背面漏斗坑深度和内部孔洞占比逐渐增大。

参考文献:

- [1] 张雷雷, 黄风雷, 段卓平. 爆炸成型杆式侵彻体对混凝土靶侵彻研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2006(SA): 1140–1142. DOI: 10.3969/j.issn.1673-9728.2006.02.361.
ZHANG L L, HUANG F L, DUAN Z P. Studies about jetting projectiles charge's penetration to concrete target [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2006(SA): 1140–1142. DOI: 10.3969/j.issn.1673-9728.2006.02.361.
- [2] 李成兵, 沈兆武, 裴明敬. 聚能杆式弹丸侵彻混凝土实验研究 [J]. *振动与冲击*, 2007(7): 85–88, 183. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2007.07.020.
LI C B, SHEN Z W, PEI M J. Experimental investigation of rod-shaped projectile penetrating concrete [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2007(7): 85–88, 183. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2007.07.020.
- [3] 顾文彬, 胡亚峰, 刘建青, 等. 基于等质量变壁厚球缺罩聚能杆式射流成型特性研究 [J]. *爆破器材*, 2013, 42(4): 14–19. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2013.04.004.
GU W B, HU Y F, LIU J Q, et al. Characteristic study on jetting projectile charge formation of variable thickness sphere liner based on equi-mass [J]. *Explosive Materials*, 2013, 42(4): 14–19. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2013.04.004.
- [4] 付恒, 陈智刚. 等壁厚球缺形装药结构优化设计 [J]. *爆破器材*, 2016, 45(5): 17–22. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2016.05.004.
FU H, CHEN Z G. Optimization design of hemispherical charge structure with equal thickness [J]. *Explosive Materials*, 2016, 45(5): 17–22. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2016.05.004.
- [5] 张钧, 陈智刚, 李小军, 等. 变壁厚球缺罩杆式射流的形成与侵彻性能研究 [J]. *爆破器材*, 2016, 45(1): 39–42. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2016.01.009.
ZHANG J, CHEN Z G, LI X J, et al. Formation and penetration performances of jetting penetrator charge of hemispherical liners with variable thickness [J]. *Explosive Materials*, 2016, 45(1): 39–42. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2016.01.009.
- [6] 王维占, 冯顺山, 李小军, 等. 局部变壁厚球缺型药罩侵彻威力性能的数值模拟及试验验证 [J]. *火炸药学报*, 2018, 41(4): 420–424. DOI: 10.14077/j.issn.1007-7812.2018.04.018.
WANG W Z, FENG S S, LI X J, et al. Numerical simulation and experimental verification of the penetrating power performance of hemispherical liner with locally variable-walled thickness [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2018, 41(4): 420–424. DOI: 10.14077/j.issn.1007-7812.2018.04.018.
- [7] 张毅, 王志军, 崔斌, 等. 不同结构钛合金罩战斗部侵彻混凝土数值模拟 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2015, 38(2): 95–98. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.2015.02.008.
ZHANG Y, WANG Z J, CUI B, et al. Numerical simulation on concrete target penetrated by warhead of different titanium alloy shaped charge [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2015, 38(2): 95–98. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.2015.02.008.
- [8] LI J, HAO H. Numerical study of concrete spall damage to blast loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 68: 41–55. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.02.001.
- [9] WU J, ZHOU Y M, ZHANG R, et al. Numerical simulation of reinforced concrete slab subjected to blast loading and the structural damage assessment [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2020, 118: 104926. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2020.104926.
- [10] HU F, WU H, FANG Q, et al. Numerical simulations of shaped charge jet penetration into concrete-like targets [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2017, 8(2): 237–259. DOI: 10.1177/2041419617706863.
- [11] LI W B, WANG X M, LI W B. The effect of annular multi-point initiation on the formation and penetration of an explosively formed penetrator [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(4): 414–424. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.08.008.

- [12] GERAMI N D, LIAGHAT G H, MOGHADAS G H R S, et al. Analysis of liner effect on shaped charge penetration into thick concrete targets [J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2017, 39(8): 3189–3201. DOI: 10.1007/s40430-017-0797-6.
- [13] WANG C, MA T B, NING J G. Experimental investigation of penetration performance of shaped charge into concrete targets [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2008, 24(3): 345. DOI: 10.1007/s10409-008-0160-3.
- [14] WU Y C, CRAWFORD J E. Numerical modeling of concrete using a partially associative plasticity model [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2015, 141(12): 04015051. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000952.
- [15] HONG J, FANG Q, CHEN L, et al. Numerical predictions of concrete slabs under contact explosion by modified K&C material model [J]. *Construction and Building Materials*, 2017, 155(11): 1013–1024. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.08.060.
- [16] MAO L, BARNETT S, BEGG D, et al. Numerical simulation of ultra high performance fibre reinforced concrete panel subjected to blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 64: 91–100. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.10.003.
- [17] KONG X Z, FANG Q, LI Q M, et al. Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 217–228. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.
- [18] LIN X S, GRAVINA R J. An effective numerical model for reinforced concrete beams strengthened with high performance fibre reinforced cementitious composites [J]. *Materials and Structures*, 2017, 50(5): 212. DOI: 10.1617/s11527-017-1085-8.
- [19] LEE M J, PARK G K, KIM S W, et al. Damage characteristics of high-performance fiber-reinforced cement composites panels subjected to projectile impact [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2022, 214: 106919. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2021.106919.
- [20] CRAWFORD J E, WU Y C, MAGALLANES J M, et al. The importance of shear-dilatancy behaviors in RC columns [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2013, 4(3): 341–377. DOI: 10.1260/2041-4196.4.3.341.
- [21] LI J, ZHANG Y X. Evaluation of constitutive models of hybrid-fibre engineered cementitious composites under dynamic loadings [J]. *Construction and Building Materials*, 2012, 30: 149–160. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2011.11.031.
- [22] 许香照, 马天宝, 郝莉. 大口径聚能装药侵彻厚混凝土靶板的数值模拟及实验研究 [J]. *中国科学:技术科学*, 2016, 46(4): 339–348. DOI: 10.1360/N092016-00004.
- XU X Z, MA T B, HAO L. Experimental and numerical investigation on heavy-caliber shaped-charge penetration in thick concrete target [J]. *Scientia Sinica: Technologica*, 2016, 46(4): 339–348. DOI: 10.1360/N092016-00004.
- [23] ABDEL-KADER M. Numerical predictions of the behaviour of plain concrete targets subjected to impact [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2018, 9(3): 313–346. DOI: 10.1177/2041419618759109.
- [24] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 60: 76–81. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.04.005.
- [25] MALVAR L J, ROSS C. A review of strain rate effects for concrete in tension [J]. *ACI Materials Journal*, 1998, 95: 735–739.
- [26] KONG X Z, FANG Q, ZHANG J H, et al. Numerical prediction of dynamic tensile failure in concrete by a corrected strain-rate dependent nonlocal material model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 137: 103445. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103445.
- [27] Comit  Euro-International Du Beton. CEB-FIP model code 1990: design code[M]. London: Thomas Telford Publishing, 1993.
- [28] YANKELEVSKY D, FELDGUN V. The embedment of a high velocity rigid ogive nose projectile into a concrete target [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 144: 103631. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103631.
- [29] LI Q M, TONG D J. Perforation thickness and ballistic limit of concrete target subjected to rigid projectile impact [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2003, 129(9): 1083–1091. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(2003)129:9(1083).
- [30] LI P P, BROUWERS H J H, YU Q L. Influence of key design parameters of ultra-high performance fibre reinforced concrete on in-service bullet resistance [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 136: 103434. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103434.
- [31] MENG C M, TAN Q H, JIANG Z G, et al. Approximate solutions of finite dynamic spherical cavity-expansion models for penetration into elastically confined concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 114: 182–193. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.01.001.
- [32] CAO Y Y, YU Q L, TANG W H, et al. Numerical investigation on ballistic performance of coarse-aggregated layered UHPFRC [J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 250: 118867. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.118867.

(责任编辑 王易难)