DOI: 10.11883/bzycj-2025-0263

柱形装药接触爆炸作用下钢纤维混凝土靶成坑效应预测模型*

杨石刚[1], 王彬刚[1], 许继恒[1], 方 秦[1], 杨 亚[2], 罗 泽[3]
（1. 陆军工程大学爆炸冲击防灾减灾全国重点实验室, 江苏 南京 210094;
2. 中国人民解放军 63983 部队, 江苏 无锡 214000;
3. 中国人民解放军 32573 部队, 广东 东莞 523000）

摘要: 为评估柱形装药接触爆炸对钢纤维钢筋混凝土(steel fiber reinforced concrete, SFRC)结构的成坑效应, 采用光滑粒子伽辽金与结构化任意拉格朗日-欧拉流固耦合算法建立了 SFRC 靶体数值模型, 研究了不同装药量 Q 和长径比 l/d 联合作用下 SFRC 靶体的破坏模式和损伤程度, 基于接触爆炸理论与量纲分析, 引入爆坑系数 K_1 与 K_2 构建了爆坑直径 D 与深度 H 随有效装药量 Q_e 变化的预测模型。结果表明: 不同装药量和长径比联合作用下, SFRC 靶体主要呈爆炸成坑破坏。不同装药量情况下, 当 l/d 由 1 增大至 5 时, 爆坑直径 D 与深度 H 均减小了约 50%。在 Q_e 小于 16 kg 范围内, K_1 与 $\sqrt{K_2}$ 随有效装药量呈幂函数衰减, 而 D 与 H 则随有效装药量呈幂函数增长。在相同 Q_e 条件下, 成坑效应更集中于爆坑直径的扩展。构建的预测模型可对不同强度等级与有效装药量下 SFRC 的爆坑尺寸进行快速且较为准确的计算, 为 SFRC 结构的抗爆设计提供理论依据。

关键词: 钢纤维钢筋混凝土; 柱形装药; 接触爆炸; 爆坑深度; 爆坑直径
中图分类号: O389 **国标学科代码:** 13035 **文献标志码:** A

A prediction model for crater damage effect of steel fiber reinforced concrete target under contact explosion of cylinder charge

YANG Shigang[1], WANG Bingang[1], XU Jiheng[1], FANG Qin[1], YANG Ya[2], LUO Ze[3]
（1. *State Key Laboratory of Explosion & Impact and Disaster Prevention & Mitigation, Army Engineering University of PLA, Nanjing* 210094, *Jiangsu*, *China*;
2. *Unit of* 63983 *of the People's Liberation Army of China*, *Wuxi* 214000, *Jiangsu*, *China*;
3. *Unit of* 32573 *of the People's Liberation Army of China*, *Dongguan* 523000, *Guangdong*, *China*）

Abstract: To evaluate the crater damage effect of cylinder charge contact explosion on steel fiber reinforced concrete (SFRC) structures, a numerical model of an SFRC target was developed by the using the smooth particle Galerkin method and a structured arbitrary Lagrange-Euler (SPG-S-ALE) fluid-structure interaction algorithm. The failure modes and damage of the SFRC target under different charge mass Q and length-to-diameter ratios l/d were investigated. Based on contact explosion theory and dimensional analysis, cratering coefficients K_1 and K_2 were introduced to develop predictive models for the crater diameter D and depth H as functions of the effective charge mass Q_e. The results indicate that under the combined effects of charge mass and length-to-to-diameter ratio, the primary failure mode of the SFRC targets is cratering damage. Under constant charge mass conditions, as the l/d ratio increases from 1 to 5, both the crater diameter D and depth H decrease by approximately 50%. Within the range of effective charge Q_e less than 16 kg, the K_1 and $\sqrt{K_2}$ exhibit a power-law decay with

* 收稿日期: 2025-08-25; 修回日期: 2026-01-22
第一作者: 杨石刚(1985—), 男, 博士, 副教授, youngshg@126.com
通信作者: 王彬刚(1996—), 男, 博士研究生, 2575667171@qq.com

increasing effective charge mass, while the crater diameter D and depth H show a power-law growth. For a given effective charge mass Q_e, the cratering effect is more concentrated on the expansion of the crater diameter. The developed predictive model allows for rapid and reasonably accurate calculation of crater dimensions in SFRC with different strength grades and effective charge mass, providing a theoretical basis for the blast-resistant design of SFRC structures.

Keywords: steel fiber reinforced concrete; cylinder charge; contact explosion; crater depth; crater diameter

钢纤维钢筋混凝土(steel fiber reinforced concrete, SFRC)作为土木工程领域的重要建筑材料，因钢纤维的掺入显著提高了混凝土韧性、阻裂能力及应变能密度，可有效衰减冲击波在材料内部的传播能量，被广泛应用于指挥所、飞机掩蔽库等高抗力防护工程中[1-3]。俄乌冲突中，无人机、钻地弹和攻坚弹等先进武器对防护工程的打击频发，因此有必要开展爆炸冲击荷载作用下 SFRC 的破坏模式研究。

目前，对于接触爆炸作用下 SFRC 结构的成坑效应已进行了一些研究。郑全平等[4] 和李晓军等[5] 通过 94 组 SFRC 板接触爆炸实验发现，随着装药量的增大，SFRC 板依次呈现爆炸成坑、临界震塌、爆炸震塌、临界贯穿和爆炸贯穿等典型破坏模式。Zhao 等[6] 开展了 SFRC 板接触爆炸试验，发现当柱形装药装药量从 80 g 提高至 150 g 时，SFRC 板迎爆面爆坑直径增大了约 24%。魏久淇等[7] 实验研究了不同装药量和混凝土强度条件下 UHPC(ultra-high performance concrete)板的局部破坏特征(爆坑深度、爆坑直径)，并通过接触爆炸爆坑直径和深度经验公式，给出了不同装药量条件下 UHPC 的压缩系数和成坑系数。Li 等[8] 通过数值模拟研究了不同板厚和装药量对 UHPC 板成坑效应的影响，得出当装药量从 0.1 kg 增大至 1 kg 时，UHPC 发生贯穿破坏；当板厚从 100 mm 增大至 150 mm 时，迎爆面爆坑直径和背爆面爆坑直径分别降低约 18.5% 和 12.8%。Zhao 等[9]、Luccioni 等[10]、Yang 等[11]、张永亮[12]、卢康道等[13] 通过接触爆炸实验和数值模拟研究了钢纤维体积掺量(0%～6%)对 SFRC 损伤的影响。结果表明，随着钢纤维掺量的增加，迎爆面和背爆面爆坑直径有所减小；但钢纤维掺量存在阈值，超过该阈值 SFRC 迎爆面破坏程度趋于稳定。Luccioni 等[10, 14] 进一步研究了钢纤维体积掺量(0.5% 和 1%)与长度(30 和 60 mm)联合作用对 SFRC 靶体损伤特性的影响，指出当钢纤维掺量为 1%、长度为 30 mm 时，SFRC 靶破坏程度最小。Lin 等[15] 基于大量三轴压缩试验，对 K&C(Karagozian & Case)、HJC(Holmquist Johnson Cook)和 CSC(continuous surface cap)模型中强度面参数进行修正，发现接触爆炸作用下，与 HJC 模型相比，K&C 模型和 CSC 模型对于 UHPC 板的爆坑深度和直径预测更为精确。Gan 等[16]、郝礼楷等[17]、王琰等[18]、张强等[19]、方秦等[20] 研究表明，柱状装药在混凝土靶体表面垂直爆炸时，装药长径比对靶体破坏程度具有显著影响。具体表现为：装药质量一定时，靶体破坏程度随长径比增大而减小；装药直径固定时，靶体破坏程度随长径比增大而增大，并在长径比大于 1.8 后逐渐趋于稳定。

综上所述，目前对于接触爆炸作用下 SFRC 的成坑效应的研究多集中于靶体厚度、钢纤维体积含量、装药量等因素联合作用或单独作用，少量涉及药柱装药量和长径比联合作用的研究也未建立 SFRC 结构破坏特征量(如爆坑直径和爆坑深度等)的计算模型。为了弥补当前研究工作的不足，本文拟开展柱形装药接触爆炸作用下 SFRC 靶的成坑效应研究，采用光滑粒子伽辽金与结构化任意拉格朗日-欧拉(smooth particle Galerkin and structured- arbitrary Lagrange-Euler, SPG-S-ALE)流固耦合算法建立 SFRC 靶体数值模型，综合分析不同长径比 l/d 和装药量 Q 对靶体的破坏模式的影响，结合接触爆炸理论与量纲分析，引入爆坑系数 K_1 与 K_2 构建爆坑直径 D 与深度 H 随有效装药量 Q_e 变化的预测模型，以期为 SFRC 结构的局部抗暴设计提供理论参考。

1　数值模型

基于杨石刚等[21] 开展的某型杀伤爆破弹毁伤 CF60 SFRC 结构试验结果，通过 LS-DYNA 软件进一步研究柱形装药接触爆炸作用下 SFRC 靶的成坑效应。在爆炸载荷作用下，混凝土易发生大变形，导致拉格朗日网格出现严重畸变。因此，朗格朗日方法常引入基于最大主应变或有效塑性应变的单元删除准则以判定材料失效并删除畸变单元，这不可避免地造成爆轰能量的非物理耗散。光滑粒子伽辽金作

为一种无网格粒子方法，通过健失效机制描述材料断裂与破坏过程，适用于侵彻、爆炸等强动载作用下的大变形问题。因此，本文采用 SPG-S-ALE 流固耦合算法，构建 SFRC 数值模型。

1.1　有限元模型

模型采用 1/4 对称建模（见图 1），由柱形装药、空气域、SFRC 靶体和约束钢板 4 部分组成。SFRC 靶体厚度为 1 000 mm、直径为 3 000 mm，内部绑扎 6 层 ⌀20 mm@180 mm 钢筋（见图 1(b)）并用 CF60 钢纤维混凝土（V_f=1%，V_f 为钢纤维的体积分数）密实填充，其最外圈设置厚度为 5 mm 的 Q235 钢板进行约束。空气域尺寸为 800 mm×800 mm×2 100 mm。

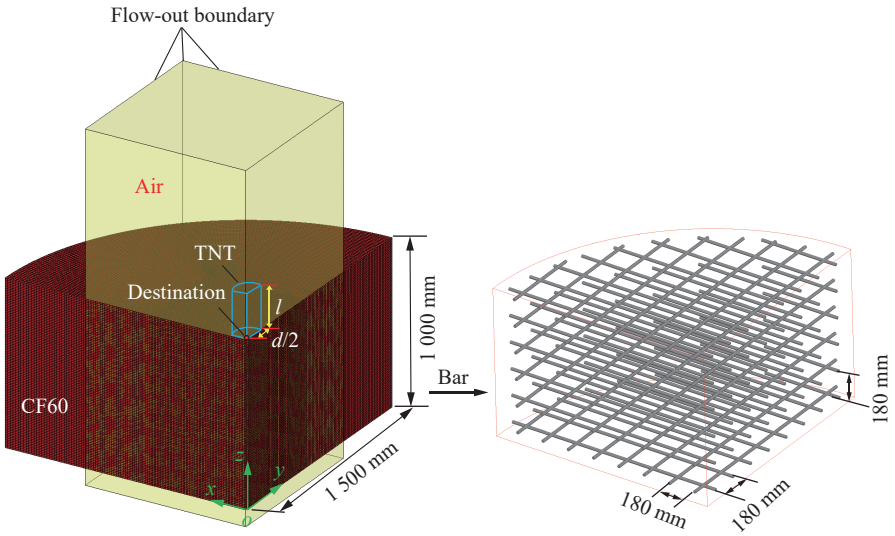


图 1　SFRC 靶体有限元模型

Fig. 1　A finite element model for the target of SFRC

SFRC 靶体采用 SPG 单元。靶体采用渐变网格，中部加密区域（600 mm×600 mm×1 000 mm）网格为尺寸 10 mm。Q235 钢板采用 Shell 单元，钢筋采用 Beam 单元。炸药和空气采用 S-ALE 网格。对爆炸区域的空气网格进行加密（尺寸 10 mm），炸药网格尺寸 10 mm，并选用底部起爆方式。欧拉边界设置无反射边界条件，以避免应力波反射造成的误差。在 *zOx* 和 *zOy* 平面设置对称约束限制网格节点的旋转和位移。钢筋与 SFRC 之间的耦合通过关键字 * CONSTRAINED_IMMERSED_IN_SPG 实现，其控制方程主要基于位移协调条件，方程[22-23] 如下：

$$u_k = \sum_{1}^{N_P} [\Psi_i(x_k) u_i] \tag{1}$$

式中：u_k 为钢筋节点 k 处的位移，u_i 为钢筋节点 k 所在位置附近第 i 个 SPG 粒子的位移，$\Psi_i(x_k)$ 为 SPG 粒子 i 在钢筋节点 k 位置 x_k 处的形函数，N_P 为钢筋节点 k 所在位置附近 SPG 粒子总数。

1.2　材料模型

在数值模拟中，将 CF60 钢纤维混凝土作为均质材料处理，采用 K&C 模型进行描述。尹华伟等[24] 针对 K&C 模型无法准确表征 SFRC 动力特性的不足，开展了大量三轴压缩试验、单轴压缩及单轴拉伸试验，分别对其强度面参数、压缩损伤参数 b_1 与拉伸损伤参数 b_2 进行了修正。修正后的 K&C 模型能够较为准确地反映 SFRC 靶板在爆炸荷载作用下的动力响应。修正后的强度面参数计算公式[24] 如下：

$$\begin{cases} a_0 = (0.232 + 0.133V_f) f_c, & a_1 = 0.378 + 0.103V_f, & a_3 = (0.149 - 0.047V_f)/f_c \\ a_{0y} = (0.194 + 0.068V_f) f_c, & a_{1y} = 0.504 + 0.202V_f, & a_{2y} = (0.452 - 0.142V_f)/f_c \\ a_{1f} = 0.374 + 0.102V_f, & a_{2f} = (0.218 - 0.068V_f)/f_c & \end{cases} \tag{2}$$

式中：a_0、a_1、a_2 为最大强度面参数；a_{0y}、a_{1y}、a_{2y} 为初始屈服面参数；a_{1f}、a_{2f} 为残余强度面参数；f_c 为钢纤维混凝土抗压强度，MPa。

选用 * MAT_PLASTIC_ KINEMATIC 描述 HRB400 钢筋和 Q235 钢板。空气采用 * MAT_NULL 材料模型和多项式线性状态方程 * EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 进行模拟。TNT 装药选用 * MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 和 * EOS_JWL 状态方程共同描述。模型具体参数见表 1～表 4[21, 24]。

表 1　CF60 钢纤维混凝土 K&C 模型参数[21]

Table 1　Parameters of K&C model for CF60 steel fiber concrete[21]

ρ/(kg·m^{-3})	f_c/MPa	v	f_t/MPa	RSIZE	UFC	a_0	a_{0y}	a_{0f}
2 440	65	0.24	4.95	39.37	1.45×10^{-4}	-6.5×10^{7}	1.703×10^{7}	0
a_1	a_{1y}	a_{1f}	a_2	a_{2y}	a_{2f}	b_1	b_2	b_3
0.481	0.726	0.476	1.57×10^{-9}	4.77×10^{-9}	2.31×10^{-9}	0.75	0.2	0.018

注：ρ 为密度，f_c 为抗压强度，f_t 为抗拉强度，v 为泊松比，RSIZE 为长度单位转换因子，UFC 为应力单位转换因子，a_0、a_{0y}、a_{0f}、a_1、a_{1y}、a_{1f}、a_2、a_{2y}、a_{2f} 为强度面参数，b_1、b_2、b_3 为损伤参数。

表 2　钢筋和钢板材料参数[21]

Table 2　Parameters of steel[21]

材料	ρ/(kg·m^{-3})	E/GPa	v	σ_y/MPa
HRB400钢筋	7 850	205	0.29	400
Q235钢板	7 850	210	0.3	310

注：E为弹性模量，σ_y为屈服强度。

表 3　空气及状态方程参数[24]

Table 3　Air and equation of state parameters[24]

ρ/(kg·m^{-3})	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_0/(GJ·m^{-3})	V_0
1.29	0	0	0	0	0.4	0	0	250	1

注：C_0～C_6为状态方程系数，E_0为初始内能，V_0为初始相对体积。

表 4　炸药及状态方程参数[24]

Table 4　Explosive and equation of state parameters[24]

ρ/(kg·m^{-3})	D_1/(m·s^{-1})	p/GPa	A/GPa	B/MPa	R_1	R_2	ω	E_0/(GJ·m^{-3})
1 630	6 930	21	373	3 747	4.15	0.9	0.35	7

注：A、B、R_1、R_2、ω为炸药参数，E_0为初始内能，p为爆轰压力，D_1为爆速。

1.3　网格敏感性分析

采用适当的网格尺寸，可以有效提高计算精度和效率。图 2 展示了在上述 ALE 网格尺寸下 3 种 SFRC 靶体网格尺寸的敏感性分析结果。对于爆坑深度 H，3 种网格尺寸计算结果差异较小，但计算效率差异显著。对于爆坑直径 D，当网格尺寸由 15 mm 降至 5 mm 过程中，计算结果逐渐收敛。考虑到计算精度与效率的平衡，本文选用 10 mm SFRC 靶体网格尺寸进行模拟。

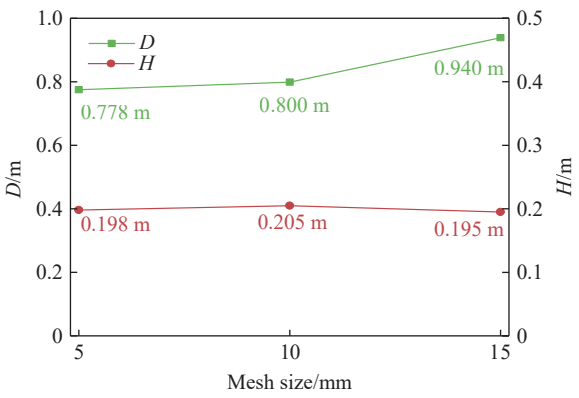


图 2　网格尺寸敏感性分析

Fig. 2　Mesh size sensitivity analysis

2　SFRC 成坑效应分析

2.1　模型验证

为验证上述数值方法的准确性，对 Yang 等[11]开展的 SFRC 板接触爆炸试验进行数值仿真。SFRC 板尺寸为 2 000 mm×2 000 mm×400 mm，钢纤维体积掺量为 1.5%。板内配置 2 层 ⌀12 mm HRB335 热轧带肋钢筋，层间设 ⌀6 mm HRB335 架立筋，钢筋间距均为 100 mm。TNT 尺寸为 180 mm×180 mm×180 mm，质量为 9.6 kg。试验中靶板背面采用钢板支撑（见图 3[11]）。有限元模型如图 4 所示，建模方法见 1.1 节。靶体采用渐变网格，中部加密区域（1 000 mm×1 000 mm×400 mm）网格为尺寸 10 mm。空气域尺寸为 1 000 mm×1 000 mm×500 mm，炸药网格尺寸为 10 mm，并选用中心起爆方式。*zOx* 和 *zOy* 平面设置对称边界，其余面为透射边界，靶体底部及背部钢板约束处采用固定边界。



图 3　试验装置[11]

Fig. 3　Test equipment[11]

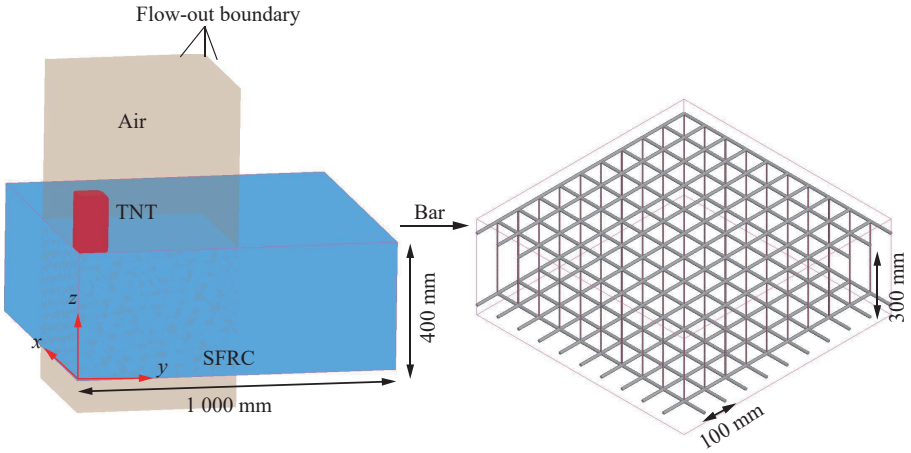


图 4　有限元模型

Fig. 4　Finite element model

SFRC 采用 K&C 模型，抗压强度和抗拉强度分别为 107 和 9.3 MPa[11]，修正强度面参数按式 (2) 计算，b_1 和 b_2 取值来自文献 [25]，如表 5 所示。炸药和空气对应的材料模型和状态方程见 1.2 节。HRB335 钢筋采用 * MAT_PLASTIC_ KINEMATIC 模型，强度为 33.5 MPa，其余参数与表 2 相同。

表 5　SFRC 靶 K&C 模型参数

Table 5　Parameters of K&C model for SFRC target

ρ/(kg·m^{-3})	f_c/MPa	ν	f_t/MPa	RSIZE	UFC	a_0	a_{0y}	a_{0f}
2 440	107	0.24	9.3	39.37	1.45×10^{-4}	-1.07×10^{8}	3.17×10^{7}	0
a_1	a_{1y}	a_{1f}	a_2	a_{2y}	a_{2f}	b_1	b_2	b_3
0.533	0.827	0.527	7.34×10^{-10}	2.23×10^{-9}	1.08×10^{-9}	1.6	−2	1.15

图 5 对比了 SFRC 靶体毁伤形态的数值模拟结果与试验结果。采用比例损伤测度 $\delta=2\lambda/(\lambda+\lambda_m)$（$\lambda$ 为 K&C 模型的有效塑性应变，λ_m 为有效塑性应变峰值）表征 SFRC 靶体损伤演化过程：当 $1.8\leqslant\delta\leqslant$

1.95 时，靶体处于次要损伤状态当 $\delta>1.95$ 时，则表现为主要损伤[26-28]。基于等效塑性应变范围 1.95～2.00 和 1.80～1.95 分别确定爆坑直径、深度以及裂纹扩展情况。由图 5 可见：模拟的 SFRC 板的迎爆面形成爆坑，四周伴有微裂纹，顶部两根受力筋断裂；背爆面中心出现震塌剥落区，四周呈现多道向板边缘延伸的裂纹，底部受力筋发生弯曲。模拟所得的迎爆面和背爆面损伤形态与现场试验结果吻合较好，二者的差异主要归因于模拟中 SFRC 材料被视为均质材料，而实际材料具有非均质性。此外，模拟得到的迎爆面爆坑直径和深度分别为 800 和 126 mm（见图 5(b)），试验值分别为 760 和 123 mm（见图 5(a)），相对误差为 5.26% 和 2.44%。背爆面爆坑直径和深度分别为 940 和 230 mm，试验值分别为 950 和 214 mm，相对误差为 1.05% 和 10.28%。因此，上述数值方法能够有效模拟柱形装药接触爆炸作用下 SFRC 靶体的毁伤过程。

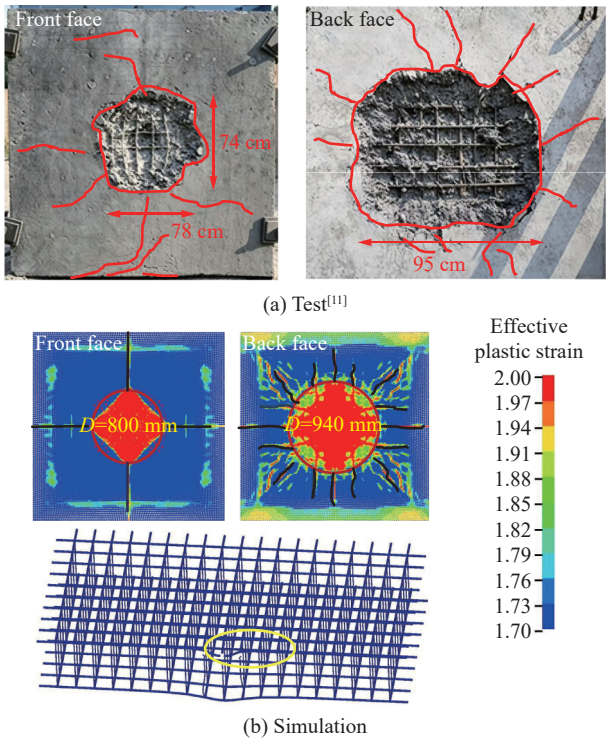


图 5　SFRC 靶体试验结果与数值模拟结果

Fig. 5　Test results and numerical results of SFRC target

2.2　SFRC 靶成坑效应分析

接触爆炸作用下，装药量 Q 和长径比 l/d 对混凝土结构的成坑效应具有显著影响。增大 Q 时，炸药与靶体接触表面积增大，而装药至靶体表面的距离不变，导致爆炸冲击波强度增大，进而加剧结构破坏[6-8]。在 Q 一定时，增大 l/d 会减小接触表面积并增大装药至靶体表面的距离，从而削弱冲击波强度，降低结构的破坏程度[16-17]。目前，对于接触爆炸作用下 SFRC 的成坑效应的研究多集中于 Q 和 l/d 的单独作用。为探究 Q 和 l/d 的联合作用下 SFRC 靶体的破坏过程和机理，设计了 6 种装药量（Q=1, 3, 5, 7, 9, 11 kg）和 5 种长径比（l/d=1, 2, 3, 4, 5）共 30 组数值模型工况，对比分析不同工况下靶体的破坏模式和损伤程度。

2.2.1　破坏过程及机理

考虑到不同工况下 SFRC 靶体的损伤演化过程大致相同，本小节仅展示 Q=11 kg, l/d=1 时 SFRC 靶的毁伤过程。图 6 和 7 为 Q=11 kg, l/d=1 时 SFRC 靶内应力传播过程和损伤过程。柱形装药引爆早期阶段，爆炸引起的应力波以球面压缩波的形式从靶体顶部向四周传播（图 6(a)～(b)）。此时应力波峰值远大于混凝土动态抗压强度，爆炸近区的靶体以近似流体的形式沿着应力波传播的方向扩张形成爆坑（图 7(a)～(b)）。压缩波在垂直方向上先到达靶体底部中心，并以拉伸波的形式向上反射（图 6(c)），由于此时拉伸波强度远大于靶体动态抗拉强度，导致背爆面发生震塌破坏（图 7(c)）。当入射波传至侧面时，

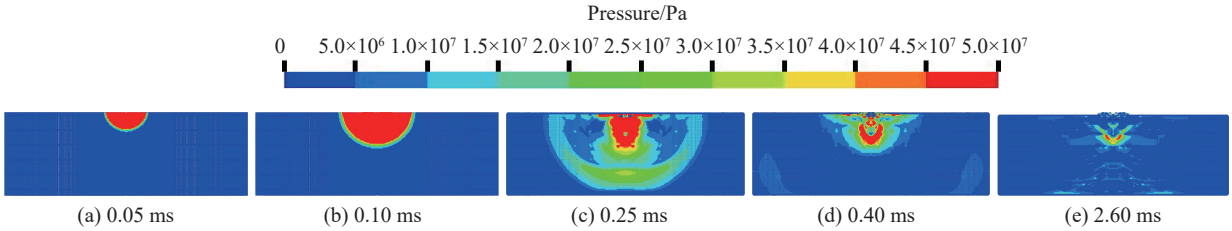
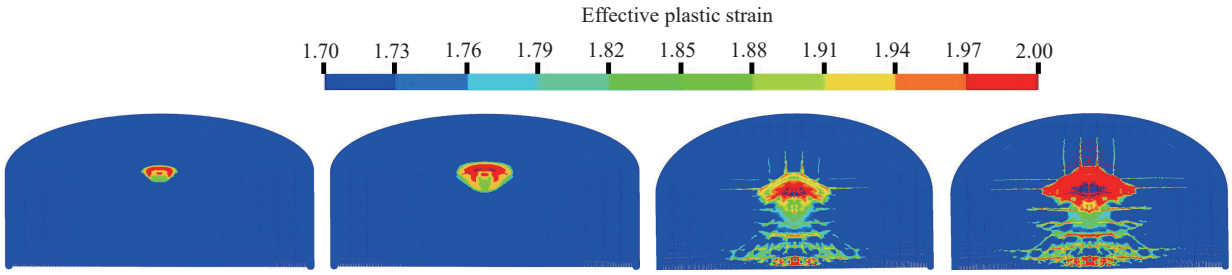


图 6　Q=11 kg、l/d=1 时 SFRC 靶应力传播过程

Fig. 6　Evaluation process of von Mises stress distribution in the SFRC target under Q=11 kg and l/d=1

经反射形成的拉伸波与背爆面反射的拉伸波相互叠加形成应力叠加区(图 6(d)～(e)),使得靶体破坏程度进一步加剧(图 7(d))。



(a) 0.05 ms　(b) 0.10 ms　(c) 0.45 ms　(d) 3.00 ms

图 7　Q=11 kg、l/d=1 时 SFRC 靶损伤发展过程

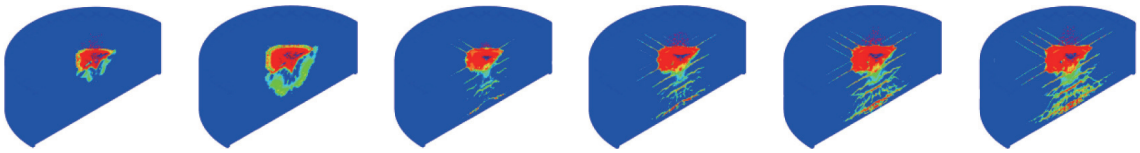
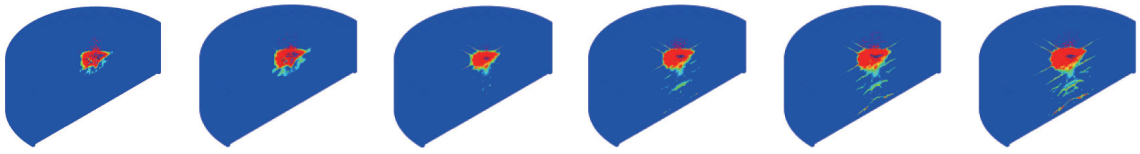
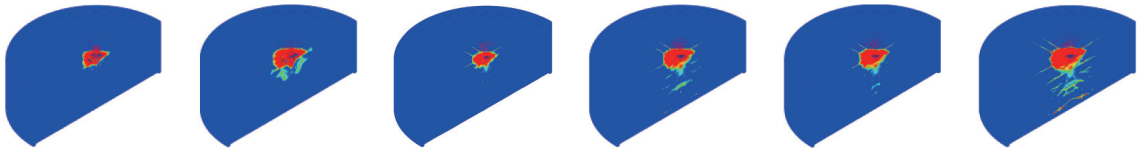
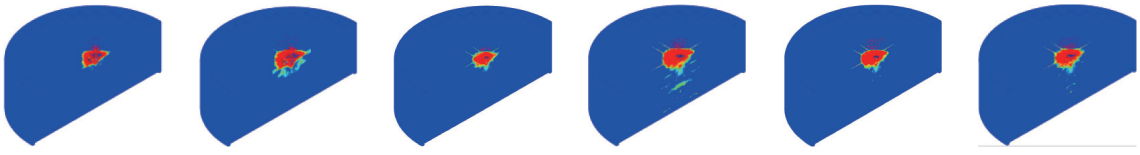
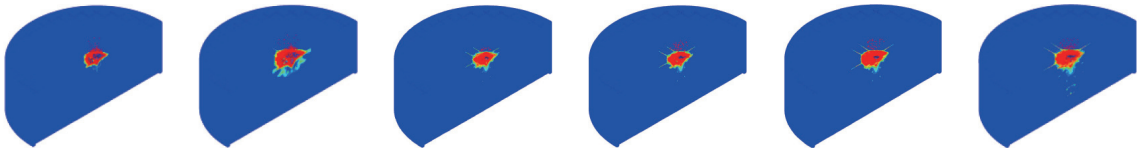
Fig. 7　Damage evaluation in the SFRC target under Q=11 kg and l/d=1

2.2.2　破坏模式

表 6 为 SFRC 靶体在不同装药量 Q 和长径比 l/d 下的破坏模式。可以看出,当 l/d 的取值范围为 2～5 时,不同装药量下靶体破坏特征相似:迎爆面表现为爆炸成坑破坏,背爆面未见明显损伤。当 l/d=1 且 Q 的取值范围为 3～7 kg 时,随着装药量增加,迎爆面爆坑面积逐渐扩大,背爆面开始出现剥落损伤并伴随层裂;当 Q 进一步增大至 9～11 kg 时,靶体背爆面发生明显震塌破坏,层裂范围进一步扩展,且未出现贯穿破坏。由此可见,不同装药量与长径比联合作用下,SFRC 靶体主要呈爆炸成坑破坏。

表 6　不同装药量与长径比作用下 SFRC 靶体破坏形态

Table 6　Failure modes of SFRC targets under varying Q and l/d

l/d	SFRC靶体破坏形态					
	Q=1 kg	Q=3 kg	Q=5 kg	Q=7 kg	Q=9 kg	Q=11 kg
1						
2						
3						
4						
5						

2.2.3　爆坑尺寸

为了进一步分析装药量 Q 和长径比 l/d 联合作用对 SFRC 损伤程度的影响，将损伤程度以迎爆面爆坑直径 D 和深度 H 为主要度量指标进行分析。图 8 为不同装药量 Q 和长径比 l/d 联合作用下 SFRC 靶体爆坑尺寸的发展规律。由图可知，当 l/d 的取值范围为 1～5 时，长径比和装药量对 SFRC 靶体破坏程度具有显著影响。在 l/d 一定时，爆坑尺寸随 Q 的增大而显著增大。以 l/d=1 为例，随着 Q 从 1 kg 增至 11 kg，D 和 H 分别由 0.40 和 0.061 m 增大至 1.04 和 0.174 m。

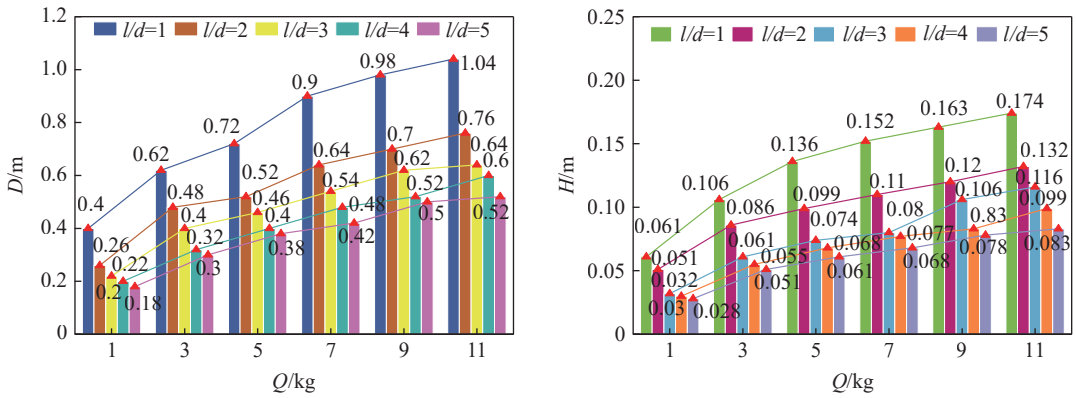


图 8　不同装药量 Q 和长径比 l/d 下 SFRC 靶爆坑尺寸对比

Fig. 8　Comparison of diameter and depth of SFRC under different Q and l/d

在 Q 一定时，增大 l/d 能够显著降低靶体损伤程度。以 Q=1 kg 为例，随着 l/d 增至 2、3、4 和 5 时，对应 D 依次为 0.26、0.22、0.2 和 0.18 m，降幅为 35%、45%、50% 和 55%（相较于 l/d=1）；H 依次为 0.051、0.032、0.03 和 0.028 m，降幅为 16.39%、47.54%、50.82% 和 54.1%（相较于 l/d=1）。同理，当 Q=3, 5, 7, 9, 11 kg 且 l/d 由 1 增至 5 时，D 降幅分别为 51.61%、47.22%、53.33%、48.98% 和 50%；H 降幅分别为 51.88%、55.15%、55.26%、52.15% 和 52.3%。由此可见，不同装药量 Q 下，l/d 由 1 增至 5 可使爆坑尺寸减小约 50%。

3　SFRC 靶成坑效应计算模型

在未发生贯穿爆炸时，靶体厚度对结构的爆坑直径和深度无明显影响，迎爆面破坏主要源于爆炸压缩应力波的直接作用。就爆炸成坑而言，主要影响因素包括装药量 Q、长径比 l/d 和 SFRC 抗压强度，而钢纤维掺量（0～3%）与配筋参数对其影响对较小[4-5]。此外，装药垂直于靶体表面爆炸的毁伤机制表明，起主导破坏作用的装药段为靠近介质表面的有效装药高度 h_e，其对应的有效装药量 Q_e 计算公式[20] 如下：

$$\begin{aligned} Q_e &= \gamma S h_e = \frac{1}{4} n \gamma \pi d^3 \\ l/d &= n \\ d &= \sqrt[3]{\frac{Q}{\pi n}} \end{aligned} \tag{3}$$

式中：Q_e 为有效装药量，kg；γ 为炸药密度，kg/m^3；S 为装药面积，m^2；h_e 为有效装药高度，m；d 为柱状装药直径，m；l 为实际装药高度，m；Q 为装药量，kg。有效装药高度 h_e 由起爆方式和装药长径比 n 确定：对于底部起爆，当 $n \leqslant 1$ 时，$h_e = l$；当 $n > 1$ 时，$h_e = d$。对于中心起爆，当 $n \leqslant 1.8$ 时，$h_e = l$；当 $n > 1.8$ 时，$h_e = 1.8d$。

由式 (3) 可知，在 Q 一定时，随着 n 增大，d 逐渐减小。因此，装药长径比的差异本质上反映了等效装药量的变化。在计算柱状装药对 SFRC 作用时，需考虑长径比的影响，将实际装药量 Q 转换为有效装药量 Q_e。

通过靶体相关因子(SFRC 抗压强度 f_c)、炸药相关因子(包括有效装药量 Q_e、炸药燃爆速度 V_d 及炸药密度 ρ)，建立靶体迎爆面爆坑深度(H)和爆坑直径(D)的函数 F_1 和 F_2：

$$\begin{aligned} F_1(Q_e, V_d, \rho, f_c, D) = 0 \\ F_2(Q_e, V_d, \rho, f_c, H) = 0 \end{aligned} \tag{4}$$

对应的量纲矩阵为：

$$\begin{array}{c} \\ \mathrm{L} \\ \mathrm{M} \\ \mathrm{T} \end{array} \begin{array}{c} \begin{array}{cccccc} Q_e & V_d & \rho & f_c & D & H \end{array} \\ \begin{bmatrix} 0 & 1 & -3 & -1 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & -2 & 0 & 0 \end{bmatrix} \end{array} \tag{5}$$

式中：L、M 和 T 分别为长度、质量和时间的量纲。采用量纲分析法建立常数 K_1 的因次式：

$$K_1 = Q_e^a V_d^b \rho^c f_c^d D^e \tag{6}$$

式中：a、b、c、d、e 都是不为零的整数。

由于 K_1 为常数，等式为无量纲，所以有：

$$\begin{cases} b - 3c - d + e = 0 \\ a + c + d = 0 \\ -b - 2d = 0 \end{cases} \tag{7}$$

令 d=−1，解得 b=2。将 d=−1 和 b=2 代入式 (7)，可得：

$$\begin{cases} a + c = 1 \\ e - 3c = -3 \end{cases} \tag{8}$$

由此，令 a=2，可以得到一组简单解：c=−1，e=−6。进而建立 K_1 的一般式：

$$K_1 = \frac{Q_e^2 V_d^2}{\rho f_c D^6} \tag{9}$$

同理可得：

$$K_2 = \frac{Q_e^2 V_d^2}{\rho f_c H^6} \tag{10}$$

式 (9)～(10) 可以变形为爆坑直径和深度的表达式：

$$\begin{cases} D = \sqrt[6]{\dfrac{Q_e^2 V_d^2}{\rho f_c K_1}} \\ H = \sqrt[6]{\dfrac{Q_e^2 V_d^2}{\rho f_c K_2}} \end{cases} \tag{11}$$

式中：K_1 和 K_2 为爆坑直径系数和深度系数，其包含了炸药爆速、密度、有效装药量及靶体强度等因素。炸药爆速 V_d 和密度 ρ 为炸药固有属性，皆认为是常数。K_1 和 K_2 值越小，表示接触爆炸作用下 SFRC 靶体损伤程度越大。

基于不同抗压强度 SFRC(30～150 MPa)接触爆炸试验数据[2-8, 10, 11, 13, 15, 29-33]，并根据式 (3)、(9)～(10) 反算得到相应的 Q_e、K_1 和 K_2。由于爆坑深度 H 较小，为降低 K_2 计算结果的离散性，将有效装药量 Q_e 与爆坑系数 K_1 和 $\sqrt{K_2}$ 进行拟合，且不区分靶体强度，拟合结果如图 9 所示。由图 9 可知，爆坑系数 K_1 与 $\sqrt{K_2}$ 均随有效装药量的增大呈幂函数衰减趋势，表明随装药量的增加，靶体损伤程度逐步加剧。爆坑系数 K_1 与 K_2 分别满足：

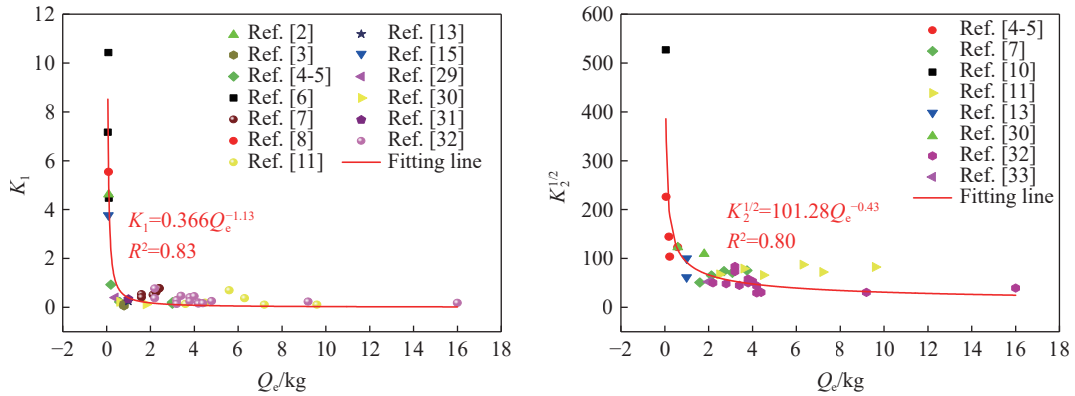
$$\begin{aligned} K_1 &= 0.366 Q_e^{-1.13} \qquad R^2 = 0.83 \\ \sqrt{K_2} &= 101.28 Q_e^{-0.43} \qquad R^2 = 0.8 \end{aligned} \tag{12}$$

式中：R^2 为拟合精度。当 0.049 kg≤Q_e≤16 kg 时，爆坑系数 K_1 和 $\sqrt{K_2}$ 分别在 0.051～12.600 和 29.4～526.8

范围内。将式 (12) 代入式 (11)，可得爆坑直径 D 和深度 H 随有效装药量 Q_e 的变化关系分别为：

$$\begin{aligned} D &= 1.18Q_e^{0.52}\sqrt[6]{\frac{V_d}{f_c\rho}} \\ H &= 0.215Q_e^{0.48}\sqrt[6]{\frac{V_d}{f_c\rho}} \end{aligned} \tag{13}$$

由式 (13) 可知，爆坑尺寸 D 和 H 均随有效装药量 Q_e 的增大呈幂函数增长规律。其中，D 的增长系数 1.18 和指数 0.52 显著高于 H 的增长系数 0.25 和指数 0.48，表明在有效装药量 Q_e 一定时，SFRC 的破坏更集中于爆坑直径的扩展。



(a) K_1　　(b) K_2

图 9　爆坑系数拟合结果

Fig. 9　Fitting results of crater coefficients

为了验证式 (13) 的可靠性，进一步开展了数值模拟与理论结果的对比分析，结果如图 10 所示。由图 10 可知，随着有效装药量 Q_e 的增大，爆坑直径 D 和深度 H 均逐渐增大，增大速度逐渐趋缓。数值模拟结果与理论预测吻合较好，说明本文所建立的爆坑尺寸计算公式可对不同等级和有效装药量下 SFRC 的爆坑尺寸进行快速且较为准确的计算，为 SFRC 结构局部抗爆设计提供理论依据。

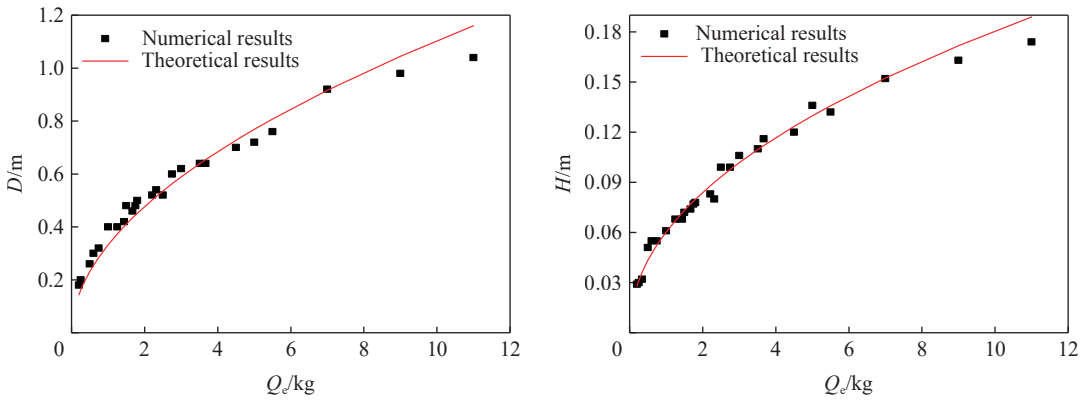


图 10　爆坑尺寸计算结果

Fig. 10　Calculated results of crater dimensions

4　结　论

为探究接触爆炸对 SFRC 靶体成坑效应的影响，分析了装药量 Q 与长径比 l/d 联合作用下 SFRC 靶体的破坏模式，结合接触爆炸理论与量纲分析原理，引入爆坑系数 K_1 和 K_2 构建了爆坑直径 D 与深度

H 随有效装药量 Q_e 变化的预测模型，主要研究结论如下。

(1) 采用 SPG-S-ALE 法重现了接触爆炸下 SFRC 靶体的爆炸毁伤过程，模拟得到的爆坑尺寸与试验结果的相对误差在 10% 以内，验证了该数值方法的有效性与准确性。

(2) 装药量和长径比对 SFRC 靶体破坏模式具有显著影响。当 $Q\leqslant 11$ kg，l/d 的取值范围为 1～5 时，SFRC 靶体主要呈爆炸成坑破坏。不同装药量情况下，当 l/d 由 1 增大至 5 时，D 和 H 均减小了约 50%。

(3) 当 $Q_e\leqslant 16$ kg 时，K_1 与 $\sqrt{K_2}$ 随 Q_e 呈幂函数衰减：$K_1=0.366Q_e^{-1.13}$，$\sqrt{K_2}=101.28Q_e^{-0.43}$。$D$ 和 H 与 Q_e 之间服从幂函数增长关系。

(4) 在 Q_e 相同条件下，相较于爆坑深度 H，SFRC 靶的成坑效应更集中于爆坑直径 D 的扩展。

参考文献：

[1] LIU J, LI J, FANG J G, et al. Investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions with a calibrated K&C model [J]. Engineering Structures, 2022, 255: 113958. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.113958.

[2] PENG Y, WU C Q, LI J, et al. Mesoscale analysis on ultra-high performance steel fibre reinforced concrete slabs under contact explosions [J]. Composite Structures, 2019, 228: 111322. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.111322.

[3] GRISARO H Y, BENAMOU D, MITELMAN A. Field tests of fiber reinforced concrete slabs subjected to close-in and contact detonations of high explosives [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 162: 104136. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104136.

[4] 郑全平, 牛小玲, 汪剑辉, 等. 不同钢纤维掺量 C30 RC 板爆炸震塌试验研究 [J]. 防护工程, 2013, 35(1): 16–20.
DENG Q P, NIU X L, WANG J H, et al. Experimental investigation into explosion spalling of C30 RC plates with different steel fiber content [J]. Protective Engineering, 2013, 35(1): 16–20.

[5] 李晓军, 郑全平, 杨益. 钢纤维钢筋混凝土板爆炸局部破坏效应 [J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(4): 385–389.
LI X J, ZHENG Q P, YANG Y. Local damage effects of steel fiber reinforced concrete plates subjected to contact explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(4): 385–389.

[6] ZHAO X H, JIANG G, YANG L, et al. Experimental study on the damage characteristics of steel fiber reinforced concrete slabs attacked by chloride ion under contact explosion [J]. Applied Ocean Research, 2024, 153: 104270. DOI: 10.1016/j.apor.2024.104270.

[7] 魏久淇, 李磊, 王世合, 等. 超高性能混凝土临空板接触爆炸破坏效应实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(4): 042201. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0174.
WEI J Q, LI L, WANG S H, et al. Experimental study on local damage effect of ultra-high performance concrete slabs under contact explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(4): 042201. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0174.

[8] LI J, WU C Q, HAO H, et al. Experimental investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 93: 62–75. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.02.007.

[9] ZHAO X H, SUN J S, ZHAO H N, et al. Experimental and mesoscopic modeling numerical researches on steel fiber reinforced concrete slabs under contact explosion [J]. Structures, 2024, 61: 106114. DOI: 10.1016/j.istruc.2024.106114.

[10] LUCCIONI B, ISLA F, CODINA R, et al. Effect of steel fibers on static and blast response of high strength concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 107: 23–37. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.04.027.

[11] YANG D P, ZHANG B, LIU G J. Experimental study on spall resistance of steel-fiber reinforced concrete slab subjected to explosion [J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2021, 15(1): 23. DOI: 10.1186/s40069-021-00459-8.

[12] 张永亮. 钢纤维混凝土材料的抗爆抗侵彻性能研究及应力波演化 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2018.
ZHANG Y L. Study on anti explosion and anti penetration properties of SFRC and evolution of stress wave [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2018.

[13] 卢康道, 孙伟. 钢纤维增强混凝土抗爆性能的研究 [J]. 混凝土与水泥制品, 2002(5): 32–34. DOI: 10.19761/j.1000-4637.2002.05.011.
LU K D, SUN W. Study on the resistance of fiber reinforced concrete to exploding [J]. China Concrete and Cement Products, 2002(5): 32–34. DOI: 10.19761/j.1000-4637.2002.05.011.

[14] LUCCIONI B, ISLA F, CODINA R, et al. Experimental and numerical analysis of blast response of high strength fiber reinforced concrete slabs [J]. Engineering Structures, 2018, 175: 113–122. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.08.016.

[15] LIN S H, LIU J, LIU C, et al. Triaxial compressive behaviour of ultra-high performance geopolymer concrete (UHPGC) and its applications in contact explosion and projectile impact analysis [J]. Construction and Building Materials, 2024, 449: 138394. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2024.138394.

[16] GAN L, ZONG Z H, GAO C, et al. Influence of shape of cuboid explosives on response of plates subjected to blast loads [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 174: 109077. DOI: 10.1016/j.tws.2022.109077.

[17] 郝礼楷, 顾文彬, 邹绍昕, 等. 空气中集团装药对混凝土墩接触爆炸毁伤研究 [J]. 兵器装备工程学报, 2022, 43(5): 97–102. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2022.05.016.
HAO L K, GU W B, ZOU S X, et al. Damage study of concrete obstacle caused by air contact explosion of group charge [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2022, 43(5): 97–102. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2022.05.016.

[18] 王琰, 蒋海燕, 韩璐, 等. 柱形装药形状对加筋板架动态响应的影响研究 [J]. 火工品, 2024(3): 77–83. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2024.03.013.
WANG Y, JIANG H Y, HAN L, et al. Study on dynamic response of stiffened plate frame by cylindrical charge shape [J]. Initiators & Pyrotechnics, 2024(3): 77–83. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2024.03.013.

[19] 张强, 余曜, 迟德建, 等. 柱形装药接触爆炸条件下对钢筋混凝土板的毁伤规律研究 [J]. 空天防御, 2020, 3(2): 16–23. DOI: 10.3969/j.issn.2096-4641.2020.02.003.
ZHANG Q, YU Y, CHI D J, et al. Study on the damage effect of cylindrical charge on reinforced concrete slabs [J]. Air & Space Defense, 2020, 3(2): 16–23. DOI: 10.3969/j.issn.2096-4641.2020.02.003.

[20] 方秦, 柳锦春. 地下防护结构 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.

[21] 杨石刚, 罗泽, 许继恒, 等. 侵彻爆炸作用下钢纤维混凝土结构的破坏模式 [J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(1): 015102. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0003.
YANG S G, LUO Z, XU J H, et al. Failure modes of concrete structure under penetration and explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2024, 44(1): 015102. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0003.

[22] CHEN J S, WU C T, YOON S, et al. A stabilized conforming nodal integration for Galerkin mesh-free methods [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001, 50(2): 435–466. DOI: 10.1002/1097-0207(20010120)50:2<435::AID-NME32>3.0.CO;2-A.

[23] CHEN J S, WANG H P, YOON S, et al. Some recent improvements in meshfree methods for incompressible finite elasticity boundary value problems with contact [J]. Computational Mechanics, 2000, 25(2/3): 137–156. DOI: 10.1007/s004660050465.

[24] 尹华伟, 蒋轲, 张料, 等. 钢纤维混凝土板在冲击与爆炸荷载下的 K&C 模型 [J]. 高压物理学报, 2020, 34(3): 034205. DOI: 10.11858/gywlxb.20190853.
YIN H W, JIANG K, ZHANG L, et al. K&C model of steel fiber reinforced concrete plate under impact and blast load [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2020, 34(3): 034205. DOI: 10.11858/gywlxb.20190853.

[25] 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.

[26] CHEN L, XIE P C, FENG B, et al. A modified K&C model for concrete subjected to coupled effect of high temperature and high strain rate [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 181: 104760. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104760.

[27] YANG S, LIANG Z Y, XU X Z, et al. A numerical simulation method for fragments distribution of concrete subjected to blast loading [J]. Engineering Failure Analysis, 2025, 176: 109606. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2025.109606.

[28] 张传爱, 方秦, 陈力. 对 DYNA3D 中 K&C 混凝土模型的探讨 [J]. 工业建筑, 2010, 40(S1): 288–292. DOI: 10.13204/j.gyjz2010.s1.151.
ZHANG C A, FANG Q, CHEN L. Discussion on K&C concrere model for concrte in DYNA3D [J]. Industrial Construction, 2010, 40(S1): 288–292. DOI: 10.13204/j.gyjz2010.s1.151.

[29] 胡金生, 杨秀敏, 王安宝, 等. 纤维混凝土抗接触爆炸性能研究 [C]//第十三届全国结构工程学术会议论文集. 吉安: 中国力学学会结构工程专业委员会, 南昌大学建筑工程学院, 中国力学学会《工程力学》编委会, 清华大学土木工程系, 2004:

56–59.

[30] 袁建虎, 唐建, 吕振坚, 等. 钢丝网高强混凝土抗爆性能试验研究 [J]. 兵工学报, 2012, 33(3): 373–378.
YUAN J H, TANG J, LV Z J, et al. Experimental investigation on anti-explosion performance of steel-wire-net reinforced concretes [J]. Acta Armamentarii, 2012, 33(3): 373–378.

[31] 王德荣, 戴明, 李杰, 等. 钢纤维超高强活性混凝土 (RPC) 遮弹板接触爆炸破坏作用 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(1): 68–75.
WANG D R, DAI M, LI J, et al. Failure effect of steel-fiber reactive power concrete (RPC) shelter plate under contact explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 68–75.

[32] 焦楚杰. 高与超高性能钢纤维混凝土抗冲击和抗爆研究 [D]. 南京: 东南大学, 2005.

[33] 戎志丹, 孙伟, 张云升, 等. 超高性能钢纤维混凝土抗二次接触爆炸性能研究 [J]. 华北水利水电学院学报, 2012, 33(6): 1–4. DOI: 10.19760/j.ncwu.zk.2012.06.001.
RONG Z D, SUN W, ZHANG Y S, et al. Study on the characteristics of ultra-high performance steel fiber reinforced concrete under the second explosion [J]. Journal of North China Institute of Water Conservancy and Hydroelectric Power, 2012, 33(6): 1–4. DOI: 10.19760/j.ncwu.zk.2012.06.001.

(责任编辑　王影)