

DOI: 10.11883/bzycj-2024-0279

装配式混凝土遮弹层抗弹体侵彻的 数值模拟和工程设计方法*

杨耀宗, 孔祥振, 汤俊杰, 方 秦

(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 210007)

摘要: 为更好地将湿接缝+短钢筋装配式混凝土遮弹层应用于防护工程中, 首先, 基于已有弹体侵彻整体式和装配式靶体的试验, 利用 Kong-Fang 混凝土材料模型和 LS-DYNA 中的光滑粒子伽辽金算法建立了相应的数值模型, 并得到了验证; 然后, 基于验证的数值模型, 系统探讨了装配块尺寸、湿接缝宽度、短钢筋锚固长度、短钢筋间距和短钢筋直径对装配式靶体抗侵彻性能的影响, 给出了装配式混凝土遮弹层的工程设计方法; 最后, 采用该方法设计了抗 2 种典型战斗部侵彻的装配式高性能混凝土遮弹层。数值模拟结果表明: 装配块尺寸对装配式靶体的抗侵彻性能影响较小, 而增加湿接缝宽度能够有效提升装配式靶体的抗侵彻性能, 即湿接缝宽度越大, 装配率越低, 靶体整体性就越好。短钢筋是加强装配块与湿接缝连接的有效措施, 与增加短钢筋直径相比, 增加短钢筋锚固长度和减小短钢筋间距能更显著地提升装配式靶体的抗侵彻性能。

关键词: 侵彻; 混凝土; 装配式遮弹层; 工程设计

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303520

文献标志码: A

Numerical simulation and engineering design method for prefabricated concrete bursting layer subjected to projectile penetration

YANG Yaozong, KONG Xiangzhen, TANG Junjie, FANG Qin

(State Key Laboratory of Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact,

PLA Army Engineering University, Nanjing 210007, Jiangsu, China)

Abstract: Prefabricated concrete bursting layer has a very important application prospect in the field of protective engineering attributed to its technical advantages including high construction efficiency and construction quality. However, compared with the monolithic cast-in-situ concrete bursting layer, the impact resistance of the prefabricated concrete bursting layer may be significantly reduced because of the interfaces between the prefabricated blocks and the cast-in-situ part. Therefore, it is important for engineers to reasonably design the prefabricated concrete bursting layer to make its penetration resistance comparable to the monolithic one. To this end, a kind of prefabricated bursting layer connected by wet joints and rebars was proposed in our previous study. In order to apply the prefabricated bursting layer in protective engineering, a series of numerical models were developed to further study its penetration resistance. Firstly, based on the Kong-Fang model and smoothed particle Galerkin (SPG) method, the numerical models were developed and validated against the experimental data of projectile penetrating monolithic and prefabricated targets. Then, the validated numerical models were further used to investigate the influences of prefabricated block size, wet joint width and anchorage length, spacing and diameter of rebars on the penetration resistance of prefabricated targets. Numerical results indicate that increasing the width of wet joints, reducing

* 收稿日期: 2024-08-11; 修回日期: 2024-09-30

基金项目: 国家自然科学基金(52178515)

第一作者: 杨耀宗(1998—), 男, 博士研究生, yyz542968@163.com

通信作者: 孔祥振(1988—), 男, 博士, 副教授, ouckxz@163.com

the spacing between rebars, and extending the anchorage length of rebars can significantly enhance the penetration resistance of prefabricated targets. After clarifying the influences of these parameters, an engineering design method for a prefabricated concrete bursting layer was proposed. Finally, based on this method, two prefabricated high performance concrete targets subjected to two typical types of warhead penetration were designed. Numerical results show that the penetration resistances of two prefabricated targets were comparable to monolithic targets. The proposed engineering design method can provide a reference for engineering applications of prefabricated concrete bursting layers connected by the wet joints and rebars.

Keywords: penetration; concrete; prefabricated bursting layer; engineering design

装配式结构具有施工效率高、质量控制好等优点,被广泛应用于民用结构中,近年来也逐渐应用于军民用防护结构的混凝土遮弹层中。与整体现浇式(以下简称整体式)混凝土遮弹层相比,装配式混凝土遮弹层抗常规武器侵彻性能显著降低。因此,如何合理设计装配式混凝土遮弹层,使其抗常规武器侵彻性能与整体现浇式相当,是其应用于实际工程中的重点问题。

装配式遮弹层内部存在许多界面,而界面是影响装配式遮弹层抗侵彻性能的主要因素。一般而言,装配式遮弹层内部存在 2 种界面,即与弹体侵彻方向垂直的水平界面(图 1(b)中的黄色虚线)和与弹体侵彻方向平行的竖向界面(图 1(b)中的蓝色虚线)。对于混凝土靶体,有较多的研究关注水平界面的分层效应。Ben-Dor 等^[1]基于一系列半经验公式,对水平分层靶体(也称堆叠靶体)的抗侵彻性能进行了系统的比较分析,发现相同厚度情况下,分层堆叠靶体的抗侵彻性能弱于整体式靶体,且抗侵彻性能随着靶体分层数的增加而降低。Wu 等^[2]对整体靶体和堆叠靶体开展了 25 发缩比弹的贯穿试验,并基于弹体残余速度定量比较了 2 种靶体的抗侵彻性能,发现堆叠靶体的抗侵彻性能不如整体式靶体,且分层数越多,抗侵彻性能越差,与 Ben-Dor 等^[1]的结论一致。Bisht 等^[3]基于 ABAQUS 软件和 HJC(Holmquist Johnson Cook)材料模型,开展了多层混凝土堆叠靶体抗弹体侵彻的数值模拟研究,得到的结论与 Wu 等^[2]的试验结果一致。Zukas 等^[4]对分层堆叠靶体的抗弹体侵彻性能进行了系统的数值模拟研究,根据单层靶板厚度与弹体直径的比值将堆叠靶体分为薄、中和厚 3 类,并发现薄靶和中靶的抗侵彻性能明显弱于整体靶,而厚靶与整体靶相差不大。对于装配式靶体中的竖向界面对抗侵彻性能影响的研究还少见报道。Ong 等^[5]基于仿生学设计了一种由若干六边形混凝土装配块组装而成的蜂窝状装配式靶体,并采用直径为 8 mm 的子弹开展了抗侵彻性能的试验研究,结果表明,直接组装的装配式靶体的抗侵彻性能比整体靶下降约 12%,若采取胶粘的方式组装,抗侵彻性能下降约 10%。Booker 等^[6]也指出利用勾缝剂胶粘的分层靶体,能够降低分层效应,提高靶体的抗侵彻性能。

上述研究均证实了装配式靶体中的界面会显著降低其抗侵彻性能,而如何通过一定措施使得装配式靶体的抗侵彻性能与整体式靶相当,目前鲜有研究。近期, Yang 等^[7-8]提出了一种湿接缝+短钢筋的混凝土靶体的装配方法,并开展了 100 mm 口径弹体侵彻装配式靶体和整体式靶体的对比实验和数值模拟,较为系统地探讨了水平界面和竖向界面对装配式靶体抗侵彻性能的影响,试验和数值模拟结果表明:竖向界面是影响装配式靶体抗侵彻性能的关键因素;湿接缝+短钢筋的装配方法能够显著提升装配式靶体的抗侵彻性能,且能与整体式靶体相当。

在上述的湿接缝+短钢筋的装配方法中,装配块尺寸、湿接缝宽度以及短钢筋间距和直径等因素是其应用于实际工程中的主要参数,而 Yang 等^[8]并未给出相关建议。为解决该问题,本文中,首先基于文献[7-8]开展的 100 mm 口径弹体侵彻整体式靶体和装配式靶体的试验,利用近年开发的 Kong-Fang 混凝土材料模型,结合 LS-DYNA 软件中的光滑粒子伽辽金(smoothed particle Galerkin, SPG)算法,建立装配式遮弹层抗弹体侵彻的数值模型。然后,基于验证的数值模型,系统分析装配块尺寸、湿接缝宽度、短钢筋锚固长度、短钢筋间距和短钢筋直径对装配式遮弹层抗侵彻性能的影响,给出装配式遮弹层的工程设计建议。最后,基于该建议,设计抗 2 种典型战斗部的装配式高性能混凝土遮弹层,并进行数值模拟的验证。

1 数值模型及验证

近期, Yang 等^[7-8]开展了 2 发弹体侵彻整体式和装配式高性能混凝土靶体的试验, 并测得弹体侵彻深度和靶体开坑尺寸。本节首先简要介绍试验的基本情况和结果, 然后采用 LS-DYNA 软件中的 SPG 算法和 Kong-Fang 混凝土材料模型^[9]建立试验的数值模型, 最后基于试验数据对数值算法和材料参数进行验证, 为装配式靶体抗侵彻性能的数值模拟研究奠定基础。

1.1 试验介绍

图 1 给出了整体现浇式靶体^[7]和装配式靶体^[8]的剖面示意图。整体式靶体直径为 2.1 m, 靶体厚 1.4 m; 装配式靶体直径为 2.3 m, 靶体厚 1.5 m。整体式靶体是由设计抗压强度 120 MPa 的高性能混凝土 (UHPC120) 现场一体浇筑而成, 而装配式靶体则是由装配块和湿接缝组装而成。装配块内有若干短钢筋用于增强装配块与湿接缝之间的连接, 其由工厂预制, 现场组装。湿接缝采用 UHPC120 材料, 现场浇筑, 其余详细信息参见文献 [7-8]。试验弹体直径约为 0.1 m, 弹体总长约为 1.023 m, 尖卵形弹头长约为 0.227 m, 质量约为 35.6 kg。对 2 类靶体分别开展了 2 发重复性试验, 本研究各选取 1 发侵彻试验对数值模型进行对比验证, 表 1 给出了这 2 发试验的详细数据, 其中: D_h 和 D_v 分别为水平方向和竖直方向的开坑直径, D_1 和 D_2 为 2 个斜 45° 方向的开坑直径, D_m 为平均开坑直径。

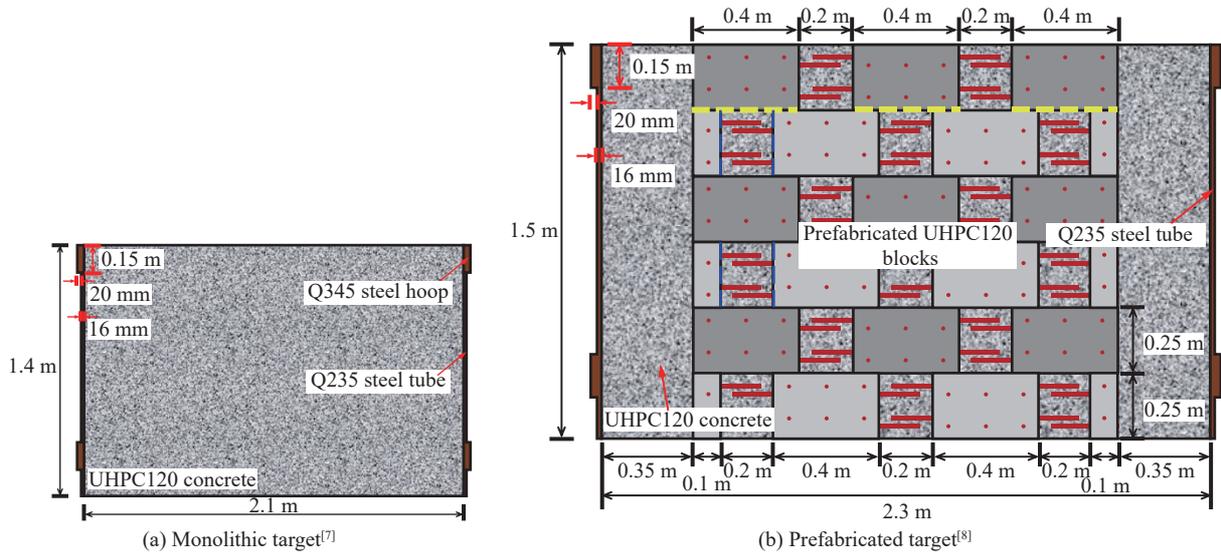


图 1 整体式靶体^[7]和装配式靶体^[8]的剖面图

Fig. 1 Cross-sectional views of monolithic target^[7] and prefabricated target^[8]

表 1 侵彻试验结果^[7-8]

Table 1 Experimental results for penetration tests^[7-8]

试验编号	弹体质量/kg	侵彻速度/(m·s ⁻¹)	侵彻深度/m	D_h /m	D_v /m	D_1 /m	D_2 /m	D_m /m
ZT-1	35.58	365	0.75	1.04	1.06	1.05	1.15	1.08
ZP-2	35.66	359	0.74	0.43	0.54	0.69	0.69	0.59

从表 1 中的试验数据可知, 弹体侵彻整体式靶体 (ZT-1) 和装配式靶体 (ZP-2) 的速度分别为 365 和 359 m/s, 侵彻深度分别为 0.75 和 0.74 m, 较为接近。这说明由装配块、湿接缝以及短钢筋组装而成的装配式靶体的抗侵彻性能与整体式靶体相当。此外, 装配式靶体中界面的存在抑制了开坑破坏的发展, 其开坑平均尺寸 (0.59 m) 明显小于整体式靶体 (1.08 m)。

1.2 数值模型

图 2 给出了弹体侵彻整体式和装配式靶体的数值模型, 模型尺寸与试验完全一致。整体式靶体由

弹体、UHPC120 混凝土和钢箍组成; 装配式靶体则由弹体、UHPC120 混凝土装配块、湿接缝、短钢筋和钢箍组成。混凝土在侵彻过程中会发生大变形, 因此采用 SPG 粒子离散, 粒子间距为 20 mm; 弹体和钢箍在试验后的变形较小, 因此采用有限元网格离散以提高计算效率, 网格尺寸为 20 mm; 装配式靶体中的短钢筋采用梁单元描述, 网格尺寸也为 20 mm。

弹体与混凝土靶体之间采用自动点面接触, 混凝土靶体与钢箍之间采用自动面面接触。从试验中可观察到, 短钢筋与混凝土装配块之间未发生相对滑移, 故短钢筋与混凝土之间采用流固耦合的方法进行接触。此外, 侵彻试验结束后, 观察到装配块与后浇湿接缝之间存在一定的缝隙, 故装配块之间、装配块与湿接缝之间均采用自动面面接触, 静摩擦因数为 0.6^[10]。

1.3 材料模型及参数

高性能混凝土材料采用 Kong-Fang 流体弹塑性损伤模型描述, 该模型由 Kong 等^[9] 针对普通混凝土材料提出, 近年来逐渐应用于岩石^[11]、UHPC^[12]、RPC^[13] 和 G-HPC^[14] 等材料, 得到了广泛应用与认可。侵彻试验中, UHPC120 高性能混凝土的实测抗压强度为 133.5 MPa, Gao 等^[15] 基于已有试验数据, 对 UHPC120 的 Kong-Fang 材料模型参数进行了详细标定, 并成功用于弹体侵彻^[7] 和装药内爆炸^[16-17] 的数值模拟。本文的 Kong-Fang 材料模型参数详见文献 [15]。

因弹体、钢箍以及短钢筋未发生较大的破坏变形, 所以均采用理想弹塑性模型进行描述。弹体材料为 30CrMnSiNi2MoVE, 其屈服度为 1200 MPa; 钢箍得材料为 Q235 钢, 短钢筋的材料为 HRB400 钢, 其屈服强度分别为 235 和 400 MPa。

1.4 对比验证

图 3 对比了弹体侵彻深度和靶体开坑损伤破坏的试验和数值模拟结果。从图 3(a) 可以看出: 弹体侵彻整体式靶体时, 数值模拟的侵彻深度为 0.708 m, 实测深度为 0.750 m, 比试验数据小 5.6%; 开坑形状近似为圆形, 与试验吻合较好。从图 3(b) 可以看出: 弹体侵彻装配式靶体时, 数值模拟的侵彻深度为 0.710 m, 实测深度为 0.740 m, 比试验数据小 4.1%; 开坑形状近似为矩形, 同样与试验结果吻合较好。

综上所述, 采用 SPG 方法和 Kong-Fang 模型能较准确地预测弹体侵彻整体式靶体和装配式靶体的侵彻深度, 为相关的参数分析奠定了良好的基础。

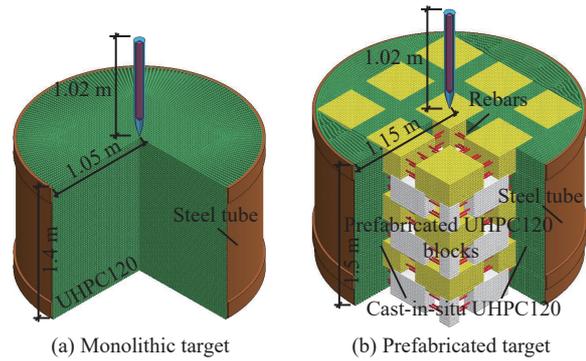
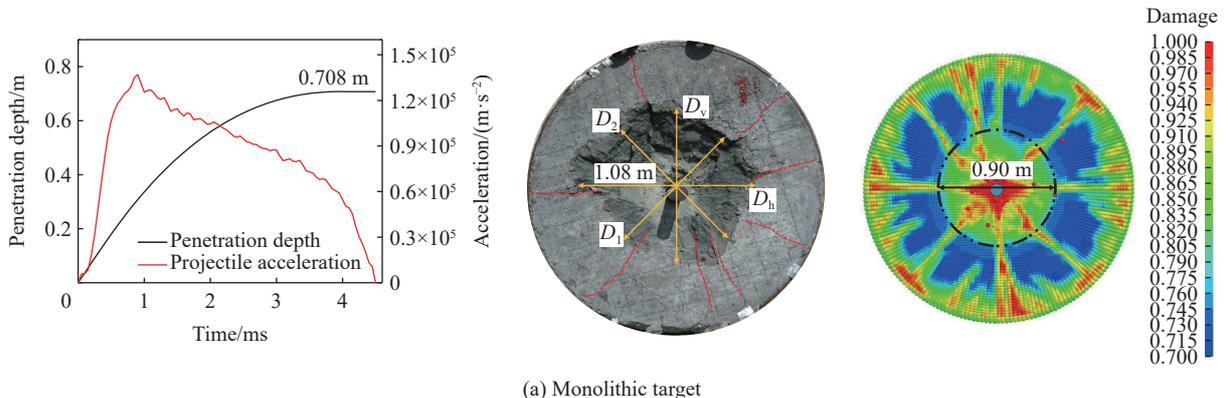


图 2 整体式靶体和装配式靶体的数值模型
Fig. 2 Numerical models for monolithic target and prefabricated target



(a) Monolithic target

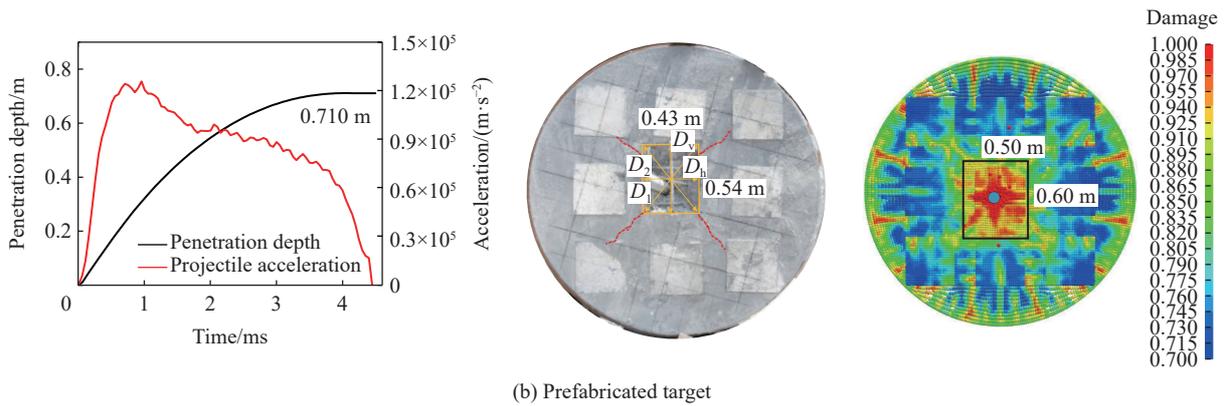


图 3 侵彻深度、靶体开坑损伤破坏的数值模拟结果与试验值的对比

Fig. 3 Comparisons of numerically predicted penetration depth and damage contour at frontal surfaces with test data

2 参数分析

靶体内部界面会减弱装配式靶体的抗侵彻性能, 但由 1.1 节中的侵彻试验结果可知, 采用湿接缝+短钢筋的连接措施后, 装配式靶体的抗侵彻性能与整体式靶体相当。装配块尺寸、湿接缝宽度以及短钢筋等因素会影响装配式靶体的抗侵彻性能。为了阐明上述因素对装配式靶体抗侵彻性能的影响规律, 基于验证的数值模型, 对装配块尺寸、湿接缝宽度以及短钢筋锚固长度、间距和直径等因素开展一系列的数值模拟研究, 旨在为装配式靶体的工程应用提供直接参考。

为了对比分析, 需设置基准工况, 基准工况需反映弹体侵彻半无限靶体的侵彻深度。靶体尺寸为 3.4 m(长)×3.4 m(宽)×1.5 m(厚), 且靶体侧面为自由边界、靶体底面为透射边界时, 侵彻深度与半无限靶体侵彻深度相当^[8], 因此本文中基准工况的靶体尺寸为 3.4 m×3.4 m×1.5 m。需要指出的是, 边界设置主要有以下 2 方面的考虑: (1) 装配式靶体内部构造复杂, 侧面采用透射边界无法反映其真实情况; (2) 水平界面对于装配式靶体抗侵彻性能的影响较小, 因此底面可设置为透射边界以模拟半无限情况。

图 4 给出了基准工况的数值模型和侵彻后靶体的损伤破坏情况, 弹体的侵彻深度为 0.616 m。靶体损伤主要可分为 3 个区域, 即靶体迎弹面的开坑破坏(开坑区)、弹道附近混凝土孔隙压实产生的压碎破坏(破碎区)以及弹道四周因混凝土材料径向移动产生环向应力引起的径向裂纹破坏(径向裂纹区)。

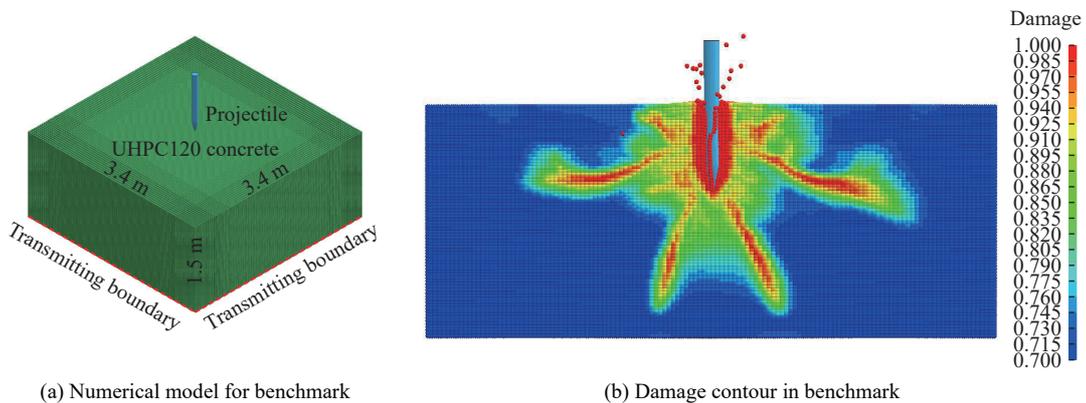


图 4 基准工况的数值模型及模拟结果^[8]

Fig. 4 Numerical model and results for benchmark^[8]

2.1 装配块尺寸

为研究装配块尺寸对靶体抗侵彻性能的影响规律, 在基准工况的基础上, 建立了相应的数值模型,

如图 5 所示, 其中: V 为装配块边长, d 为弹径。因装配块尺寸的不同, 在 $3.4\text{ m} \times 3.4\text{ m}$ 范围内布置装配块时, 其边界会有所差异, 为了避免该差异对侵彻深度的影响, 每边均增加 0.2 m 厚的混凝土, 如图 5(a) 中外围的白色部分所示。数值模型中, 湿接缝宽度与试验保持一致 (0.2 m), 且不含短钢筋, 其余参数及条件与试验的数值模型保持一致。另外, 文献 [8] 的研究表明, 当装配块错缝堆叠时, 弹体侵彻在不同位置处的侵彻深度差异较小。故在本文的数值模拟中, 若无特别说明, 弹体侵彻位置均为靶体中心。

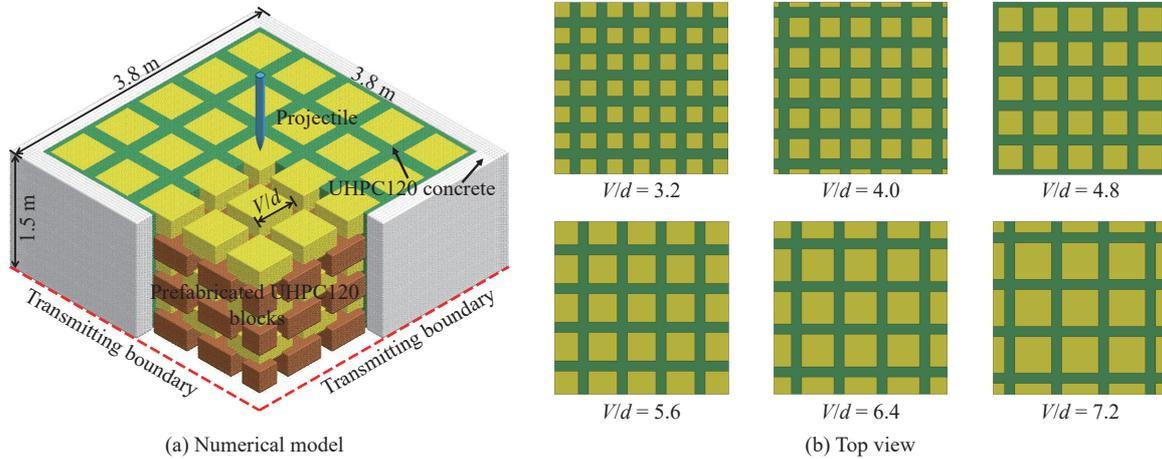


图 5 不同装配块尺寸的靶体数值模型

Fig. 5 Numerical models for prefabricated targets with various sizes of prefabricated blocks

研究装配块尺寸的影响时, 需要同时考虑厚度和边长 2 个因素。水平界面对装配式靶体抗侵彻性能的影响较小, 且当水平堆叠靶体中单块靶板的厚度超过 $2d$ 时, 侵彻深度相较于整体式靶体仅深约 7%^[8]。此外, 基于试验中高速摄像的观察, Teland 等^[18] 发现尖卵形弹体侵彻过程中阻力首先线性上升, 当弹头长度 l 完全侵入靶体后, 侵彻阻力达到最大值, 进入恒定阻力阶段; 而 Forrestal 等^[19] 认为侵彻阻力线性上升阶段对应于靶体开坑深度, 并假定开坑深度为 $2d$ 。因此, 当装配块的厚度大于 $2d$ 或弹头长度 l 时, 水平界面对抗侵彻性能的影响较小, 可不考虑装配块厚度变化的影响。数值模型中, 弹体直径 d 约为 0.1 m , 弹头长度 l 约为 0.227 m , 本小节的装配块厚度为 0.25 m 。

图 5(b) 给出了 6 种不同边长 (V 取 0.32 、 0.40 、 0.48 、 0.56 、 0.64 和 0.72 m) 的装配块靶体数值模型的顶部示意图。以弹径 d 为基准对装配块边长归一化 ($V^* = V/d$), 即 V^* 分别为 3.2 、 4.0 、 4.8 、 5.6 、 6.4 和 7.2 。数值模拟预测的弹体侵彻深度和靶体损伤云图列于表 2, 其中 h^* 为无量纲侵彻深度, 即实际侵彻深度 h 与基准工况侵彻深度的比值, 装配率为装配块体积与靶体体积的比值。

表 2 不同装配块尺寸工况下弹体侵彻深度和靶体损伤云图

Table 2 Numerically predicted penetration depth and damage contours in prefabricated targets with various block sizes

V^*	装配率/%	h^*	损伤云图	V^*	装配率/%	h^*	损伤云图
3.2	39	1.176		5.6	54	1.167	
4.0	46	1.174		6.4	57	1.172	
4.8	50	1.174		7.2	63	1.162	

从靶体损伤破坏模式上来看, 装配式靶体和整体式靶体存在较大区别。对于整体式靶体而言, 其损伤破坏主要体现在迎弹面的开坑区、弹道附近的破碎区和弹道四周的径向裂纹区(图 4)。从表 2 中的装配式靶体损伤破坏云图可看出, 虽然装配式靶体的损伤破坏也主要是这 3 个区域, 但存在几点不同: 首先, 装配式靶体迎弹面的开坑不再是倒“八”字形裂缝, 而是集中在与弹体直接作用的装配块上, 与试验观察到的现象一致; 其次, 弹道四周的径向裂纹也不再是连续的“八”字形径向裂纹, 而是分布在湿接缝中不连续的径向裂纹, 这主要是由于装配式靶体内部界面抑制了径向裂纹的发展演化; 另外, 随着装配块边长的增加, 其开坑区和破碎区的范围也逐渐增加, 进一步证明了靶体内部界面对损伤破坏发展演化的抑制作用。

图 6 给出了弹体无量纲侵彻深度 h^* 随无量纲装配块边长 V^* 变化的曲线和弹体加速度时程曲线。从图 6(a) 可以看出, 随着装配块边长的增加, 弹体侵彻深度的变化较小, 整体比基准工况深约 17%, 从图 6(b) 中的弹体加速度时程曲线也可发现这一规律。这一现象可从装配块尺寸和装配率 2 个方面解释: 装配块尺寸较小时, 其装配率较小, 对应靶体的整体性也就较好; 随着装配块尺寸的增加, 虽然单块抗侵彻性能增强, 但装配率增加, 靶体整体性便会降低。因此, 单纯地增加装配块尺寸并不能达到增加靶体抗侵彻性能的目的, 需要综合考虑实际情况选择合适的装配块尺寸。结合文献 [8] 中的竖向堆叠靶体抗侵彻性能的数值模拟结果, 发现当单块靶板宽度在 $4d \sim 5d$ 之间时, 其侵彻深度相较于整体式靶体增加程度可控制在 20% 左右。

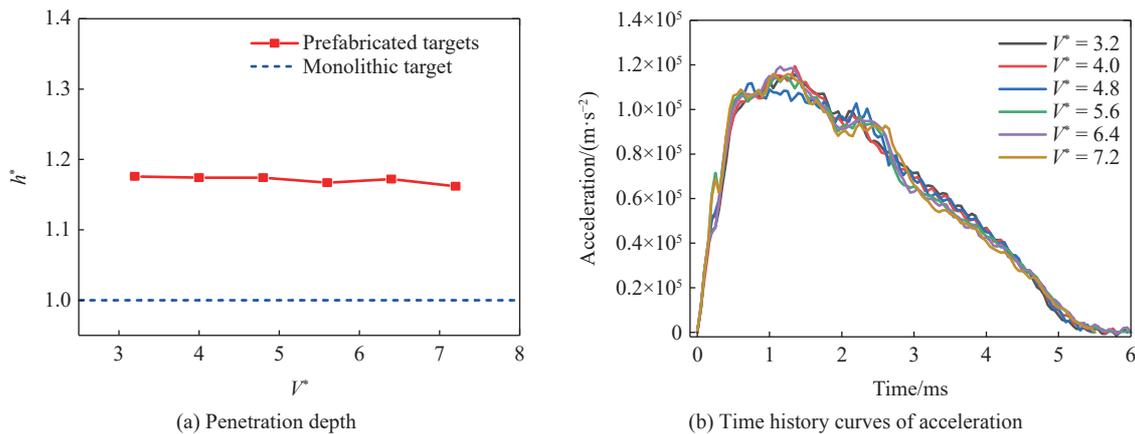


图 6 不同装配块尺寸工况下弹体的侵彻深度及加速度时程曲线

Fig. 6 Penetration depth and time history curves of projectile acceleration for cases with various block sizes

综上所述, 对于装配式混凝土靶体工程设计而言, 装配块的厚度宜大于 $2d$ 或弹头长度 l , 装配块的边长则宜控制在 $4d \sim 5d$ 范围内。

2.2 湿接缝宽度

为研究湿接缝宽度对装配式靶体抗侵彻性能的影响规律, 共设置了 8 种不同湿接缝宽度的数值工况, 湿接缝宽度 S 分别为 0.08、0.12、0.16、0.20、0.24、0.28、0.32 和 0.40 m, 如图 7 所示。以弹径 d 为基准对湿接缝宽度归一化 ($S^* = S/d$), 即 S^* 分别为 0.8、1.2、1.6、2.0、2.4、2.8、3.2 和 4.0。装配块大小与试验保持一致 ($0.4 \text{ m} \times 0.4 \text{ m} \times 0.25 \text{ m}$), 且不含短钢筋, 其余参数及条件与试验的数值模型保持一致。

表 3 给出了不同湿接缝宽度工况下数值模拟预测的弹体侵彻深度和靶体损伤云图, 图 8 则给出了侵彻深度随湿接缝宽度变化的曲线和弹体加速度时程曲线。从损伤破坏的角度上看, 不同湿接缝宽度工况下, 装配式靶体的损伤破坏特点与 2.1 节中的描述基本一致, 但是随着湿接缝宽度的增加, 靶体损伤区域和内部不连续的径向裂纹逐渐减少, 损伤破坏模式更趋近于整体式靶体。从侵彻深度角度上看, 随着湿接缝宽度的增加, 装配式靶体的无量纲侵彻深度逐渐减小, 对应的弹体加速度幅值则增大, 这是由于湿接缝宽度越大, 则对应的装配率越小, 即装配式靶体的整体性越好, 抗侵彻性能越优。

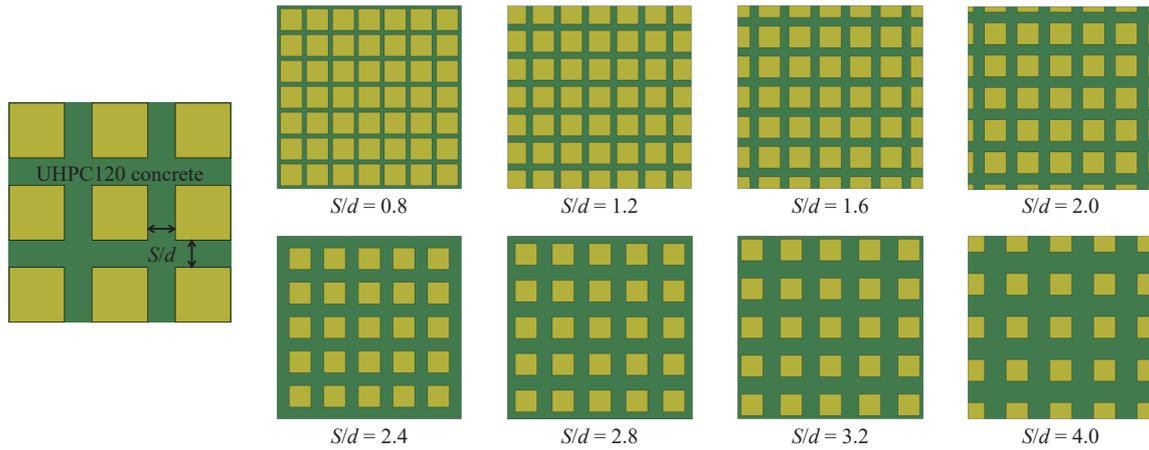


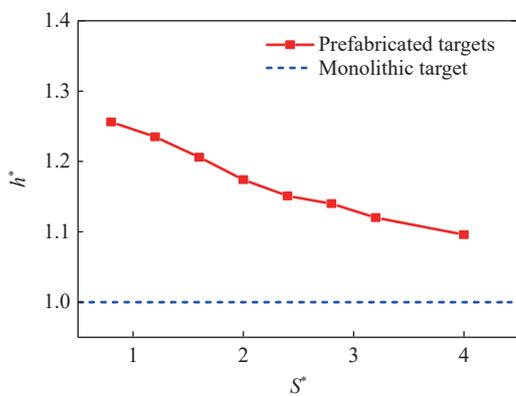
图 7 不同湿接缝宽度的靶体数值模型

Fig. 7 Numerical models for prefabricated targets with various widths of wet joints

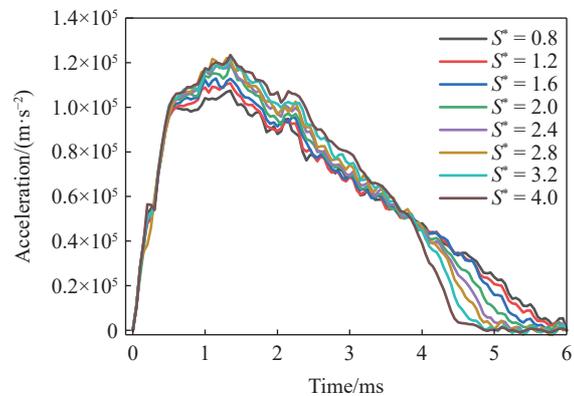
表 3 不同湿接缝宽度工况下弹体侵彻深度和靶体损伤云图

Table 3 Numerically predicted penetration depth and damage contours in prefabricated targets with various widths of wet joints

S^*	装配率/%	h^*	损伤云图	S^*	装配率/%	h^*	损伤云图
0.8	69	1.256		2.4	39	1.151	
1.2	59	1.235		2.8	35	1.140	
1.6	50	1.206		3.2	32	1.120	
2.0	46	1.174		4.0	26	1.096	



(a) Penetration depth



(b) Time history curves of acceleration

图 8 不同湿接缝宽度工况下弹体侵彻深度及加速度时程曲线

Fig. 8 Penetration depth and time history curves of projectile acceleration for cases with various widths of wet joints

增加湿接缝宽度可有效提高装配式靶体的抗侵彻性能,但湿接缝宽度过大,会降低装配率。因此,在工程中应当充分考虑实际情况,选择合适的湿接缝宽度,建议湿接缝宽度不小于 0.2 m,以便于工程施工。

2.3 短钢筋的影响

2.1 和 2.2 节中的参数分析均未考虑短钢筋的影响,而已有研究表明钢筋对混凝土靶体抗侵彻性能有显著影响。如楼建锋等^[20]的研究表明,钢筋越粗越密,靶体抗侵彻性能越好,且当弹体直径大于钢筋间距时效果更显著;朱擎等^[21]的研究表明,采用小间距和小直径的钢筋比大间距和大直径的钢筋对提升靶体抗侵彻性能的效果更好。考虑到本文提出的装配方法中含有短钢筋,为阐明短钢筋对装配式靶体抗侵彻性能的影响规律,本小节针对不同短钢筋的锚固长度、间距和直径开展数值模拟研究,为装配式靶体内部的短钢筋布置提供参考。需要指出的是,不特殊说明的参数及条件与试验的数值模型保持一致。

2.3.1 短钢筋锚固长度

在本文提出的湿接缝+短钢筋的装配式方法中,短钢筋主要用于连接装配块与湿接缝,因此其与装配块和湿接缝之间的锚固长度是关键影响因素。为研究锚固长度对抗侵彻性能的影响,在图 5(a)中的数值模型基础上添加短钢筋,其中装配块尺寸为 0.48 m×0.48 m×0.25 m,湿接缝宽度为 0.2 m。短钢筋间距约为 0.18 m,直径为 16 mm,选用与试验一致的 HRB400 钢筋。如图 9 所示,考虑 4 种不同的短钢筋锚固长度,短钢筋长度分别为 0.1、0.2、0.3 和 0.4 m,在湿接缝和装配块内部锚固长度均为短钢筋长度的一半,即锚固长度 M 分别为 0.05、0.10、0.15 和 0.20 m,以短钢筋直径 d_0 为基准对短钢筋锚固长度进行归一化($M^*=M/d_0$),即 M^* 分别为 3.125、6.250、9.375 和 12.500。图 10 给出了 $M^*=9.375$ 工况下短钢筋在预制块内的分布情况。

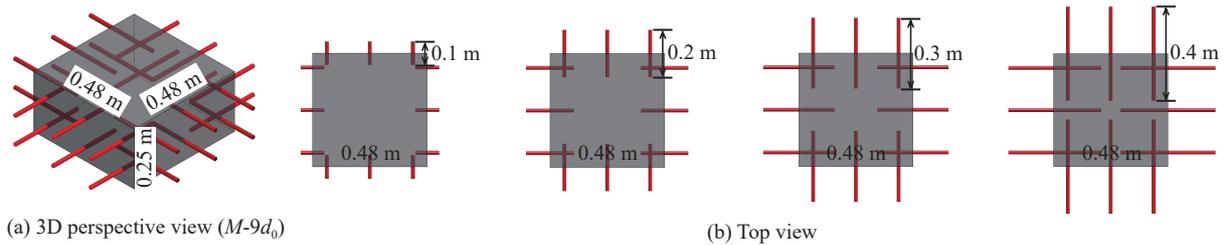


图 9 不同短钢筋锚固长度的装配块

Fig. 9 Prefabricated blocks with different anchorage lengths of rebars

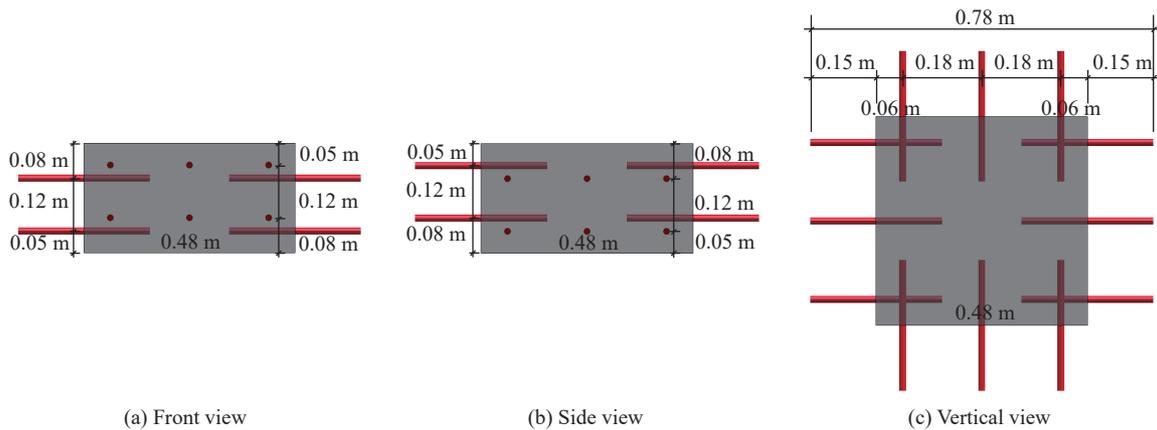


图 10 预制块内短钢筋的布置($M^*=9.375$)

Fig. 10 Layout of rebars inside prefabricated block ($M^*=9.375$)

表 4 给出了不同短钢筋锚固长度工况下数值模拟预测的弹体无量纲侵彻深度 h^* 和靶体损伤云图。从损伤云图上来看,增加短钢筋后装配式靶体损伤模式和 2.1 节中不含短钢筋靶体基本一致,即增加短

钢筋对于靶体损伤破坏模式的影响较小。从侵彻深度方面来看, 增加短钢筋的锚固长度, 弹体无量纲侵彻深度 h^* 逐渐减小。图 11 给出了 $M^*=3.125$ 和 $M^*=12.500$ 工况下钢筋的等效塑性变形云图。可见, 相较于 $M^*=3.125$, $M^*=12.500$ 时, 短钢筋产生的塑性变形较大, 短钢筋通过弯曲塑性变形吸收弹体侵彻过程中的能量更多, 故弹体无量纲侵彻深度较小。因此, 增加短钢筋锚固长度能够加强装配块与湿接缝之间的连接, 从而有效提升装配式靶体的抗侵彻性能。

表 4 不同短钢筋锚固长度工况下弹体侵彻深度和靶体损伤云图

Table 4 Numerically predicted penetration depth and damage contours in targets for different anchorage lengths of rebars

M^*	配筋率/%	h^*	损伤云图	M^*	配筋率/%	h^*	损伤云图
0	0	1.174		9.375	1.18	1.098	
3.125	0.40	1.132		12.500	1.57	1.083	
6.250	0.81	1.115					

增加短钢筋的锚固长度能够有效增强装配式靶体的抗侵彻性能, 但随着短钢筋锚固长度的增加, 其增强程度降低。因此, 应当合理设置短钢筋的锚固长度, 建议锚固长度宜大于 $10d_0$, 且根据工程实际情况, 不宜过长。

2.3.2 短钢筋间距

减小短钢筋间距能有效增强靶体破坏时的约束效应, 可提高靶体的抗侵彻性能^[22]。为研究短钢筋间距对装配式靶体抗侵彻性能的影响, 设置 5 种工况 (图 12), 即每个装配块上分别有 1、2、3、4 和 5 根短钢筋, 短钢筋间距 J 约为 0.44、0.36、0.18、0.12 和 0.09 m, 短钢筋材料及直径与试验保持一致 (直径为 16 mm 的 HRB400 钢筋), 装配块尺寸为 $0.48\text{ m} \times 0.48\text{ m} \times 0.25\text{ m}$, 湿接缝宽度为 0.2 m, 短钢筋锚固长度均为 $9.375d_0$ 。以弹径 d 为基准对短钢筋间距进行归一化 ($J^*=J/d$), 即 J^* 分别为 4.4、3.6、1.8、1.2 和 0.9。上述工况中, 弹体均不会直接打在短钢筋上, 避免弹体与短钢筋直接作用对弹体侵彻深度产生影响^[23]。

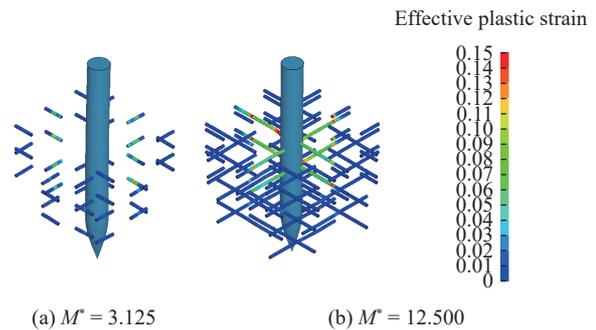


图 11 $M^*=3.125$ 和 $M^*=12.500$ 工况下靶体内钢筋等效塑性应变云图

Fig. 11 Numerically predicted effective plastic strain contour of rebars for Case $M-3d_0$ and $M-12d_0$

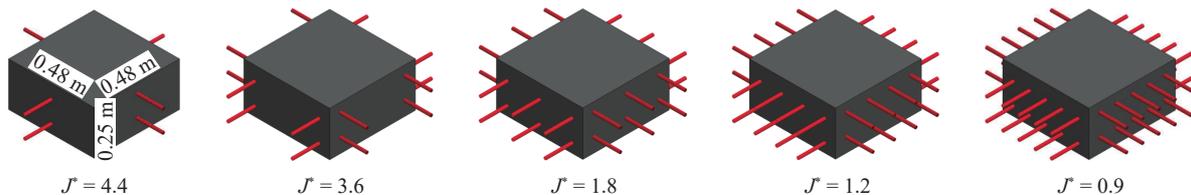


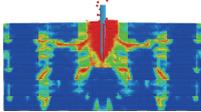
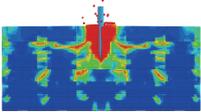
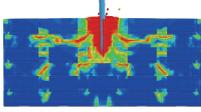
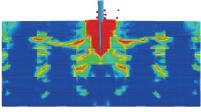
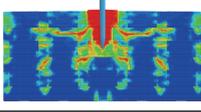
图 12 不同短钢筋间距的装配块

Fig. 12 Prefabricated blocks with various spacing of rebars

表 5 给出了不同短钢筋间距工况下数值模拟预测的弹体无量纲侵彻深度 h^* 和靶体损伤云图。从损伤云图上看, 减小短钢筋间距对于靶体损伤破坏模式的影响较小。从侵彻深度方面来看, 减小短钢筋间距, 弹体无量纲侵彻深度 h^* 逐渐减小。另外, 当 $J^*=1.2$ 时, 弹体侵彻装配式靶体的侵彻深度相比于整体式靶体而言增加约 10%; 当继续减小短钢筋间距, 装配式靶体的体积配筋率将达到 2.00%, 但侵彻深度减小幅度有限。

表 5 不同短钢筋间距工况下弹体侵彻深度和靶体损伤云图

Table 5 Numerically predicted penetration depth and damage contours in targets for different spacing of rebars

J^*	配筋率/%	h^*	损伤云图	J^*	配筋率/%	h^*	损伤云图
4.4	0.37	1.152		1.2	1.63	1.098	
3.6	0.82	1.129		0.9	2.00	1.083	
1.8	1.18	1.098					

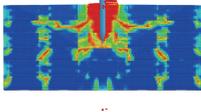
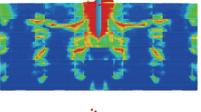
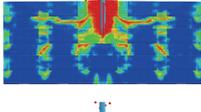
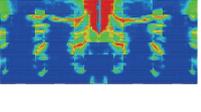
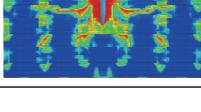
减小短钢筋间距对于靶体的抗侵彻性能也有积极的影响, 但过密的短钢筋间距对靶体抗侵彻性能的增加程度有限。对于工程设计而言, 短钢筋间距应与弹体直径相当, 约为 $0.8d \sim 1.2d$, 建议略小于弹体直径。

2.3.3 短钢筋直径

钢筋直径也有可能影响装配式靶体的抗侵彻性能, 为研究钢筋直径对装配式靶体抗侵彻性能的影响, 参考工程中常用的钢筋直径, 共设置了 5 种工况, 短钢筋直径 d_0 分别为 6、12、16、22 和 25 mm。此外, 装配块尺寸为 $0.48 \text{ m} \times 0.48 \text{ m} \times 0.25 \text{ m}$, 湿接缝宽度为 0.2 m, 短钢筋的锚固长度为 $9.375d_0$ 、间距约为 0.18 m。表 6 给出了不同短钢筋直径工况下数值模拟预测的弹体无量纲侵彻深度 h^* 和靶体损伤云图。

表 6 不同短钢筋直径工况下弹体侵彻深度和靶体损伤云图

Table 6 Numerically predicted penetration depth and damage contours in targets for different diameters of rebars

d_0/mm	配筋率/%	h^*	损伤云图	d_0/m	配筋率/%	h^*	损伤云图
6	0.17	1.142		22	2.24	1.085	
12	0.67	1.135		25	2.89	1.082	
16	1.18	1.098					

从损伤云图上看, 改变短钢筋直径对于靶体损伤破坏的影响较小; 从侵彻深度上看, 增加短钢筋直径, 弹体无量纲侵彻深度 h^* 逐渐减小, 但当短钢筋直径超过 16 mm 时, h^* 的减小幅度不再显著。因此, 单

纯的增加短钢筋直径对于提高装配式靶体的抗侵彻性能较为有限, 在工程设计中不宜采用该方法提高靶体的抗侵彻性能, 建议选用更合理且经济的短钢筋直径。

2.4 小 结

装配块尺寸、湿接缝宽度以及短钢筋锚固长度、间距和直径均会影响装配式靶体的抗侵彻性能。其中装配块尺寸对装配式靶体的抗侵彻性能的影响较小, 主要是因为装配率与装配块尺寸成反比变化, 故在一定范围内改变装配块尺寸, 弹体侵彻深度变化不大。增加湿接缝宽度可有效提高装配式靶体的抗侵彻性能, 但随着湿接缝宽度增加, 装配率降低。因此, 合理确定装配块尺寸、布局和湿接缝宽度十分重要。

另一方面, 短钢筋能显著提高装配式靶体的抗侵彻性能效果, 但不同措施的增强效果有所不同。2.3 节中, 以锚固长度为 $9.375d_0$ 、短钢筋间距为 $1.8d$ 以及短钢筋直径为 16 mm 为对照工况, 当增加短钢筋锚固长度至 $12.500d_0$ 或减小短钢筋间距至 $0.9d$ 或增加短钢筋直径至 22 mm 时, 侵彻深度均减小了约 1.37%, 但相应工况的体积配筋率分别为 1.57%、2.00% 和 2.24%。即上述 3 种措施对提高装配式靶体抗侵彻性能的效费比不同。

基于上述讨论, 需对装配式靶体进行合理设计, 以同时达到较优的抗侵彻性能和效费比。根据第 2 节中的参数分析, 装配式靶体设计应当满足下列 6 点要求:

- (1) 装配块的厚度宜大于 $2d$ 或弹头长度 l , 装配块的边长则宜控制在 $4d \sim 5d$ 范围内;
- (2) 在确保 50% 以上装配率的前提下, 选择合适的湿接缝宽度, 但应不低于 0.2 m;
- (3) 短钢筋锚固长度可参照《混凝土结构设计规范》^[24] 要求, 宜大于 $10d_0$, 同时不宜过长;
- (4) 短钢筋间距应当与弹体直径相当, 约为 $0.8d \sim 1.2d$, 建议略小于弹体直径;
- (5) 短钢筋直径对装配式靶体的抗侵彻性能影响较小, 选择合理且常见的钢筋型号即可, 建议钢筋直径在 15 mm 左右;
- (6) 装配式遮弹层施工过程中, 上下两层装配块应当错缝堆叠, 尽量较少出现贯通湿接缝。

3 抗典型战斗部侵彻的装配式高性能遮弹层设计

第 2 节针对影响装配式靶体抗侵彻性能的关键参数进行了一系列数值模拟研究, 并给出了装配式混凝土遮弹层的工程设计方法。为了进一步说明该方法的实用性, 本小节针对 2 种典型战斗部的打击, 基于上述设计方法设计装配式混凝土遮弹层, 并建立相应的数值模型, 对比分析 2 种典型战斗部侵彻整体式和装配式遮弹层的侵彻深度, 以期为装配式混凝土遮弹层在防护工程中的应用提供直接参考。

3.1 装配式遮弹层

选择 2 类较为典型的钻地弹, 即小直径炸弹 SDB 和大口径钻地弹 BLU-109/B, 战斗部有限元模型如图 13 所示, CRH 为弹头曲径比, 其他关键参数^[25-26] 列于表 7, 假定弹体垂直侵彻, 侵彻速度为 350 m/s。

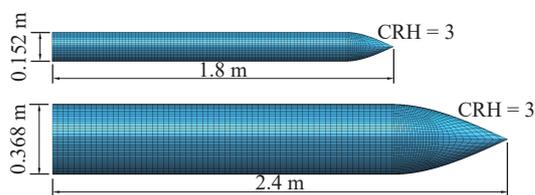


图 13 战斗部的有限元模型

Fig. 13 Numerical models for two warheads

表 7 2 种战斗部参数^[25-26]

Table 7 Parameters of two warheads^[25-26]

战斗部	直径/ m	质量/ kg	长度/ m	壁厚/ mm	头部 曲径比
SDB	0.152	113	1.8	10.8	3
BLU-109/B	0.368	874	2.4	25.4	3

根据 2.4 节中的装配式混凝土遮弹层工程设计方法, 设计了如图 14 所示的 2 种装配块, 分别对应上述 2 种典型战斗部。其中, 小直径炸弹 SDB 对应的装配块尺寸为 $0.8 \text{ m} \times 0.8 \text{ m} \times 0.3 \text{ m}$; BLU-109/B 战斗部对应的装配块尺寸为 $1.8 \text{ m} \times 1.8 \text{ m} \times 0.8 \text{ m}$; 装配块材料和布置方式与 1.1 节的试验一致, 错缝堆叠, 湿接缝宽度取为 0.2 m。短钢筋均采用直径为 16 mm 的 HRB400 钢筋, 短钢筋锚固长度为 0.2 m, 短钢筋间距约

为 0.2 m, 短钢筋的详细布置如图 14 所示。单块装配块的质量分别约为 0.5 和 6.6 t, 利用起吊机完成装配式靶体的现场装配。

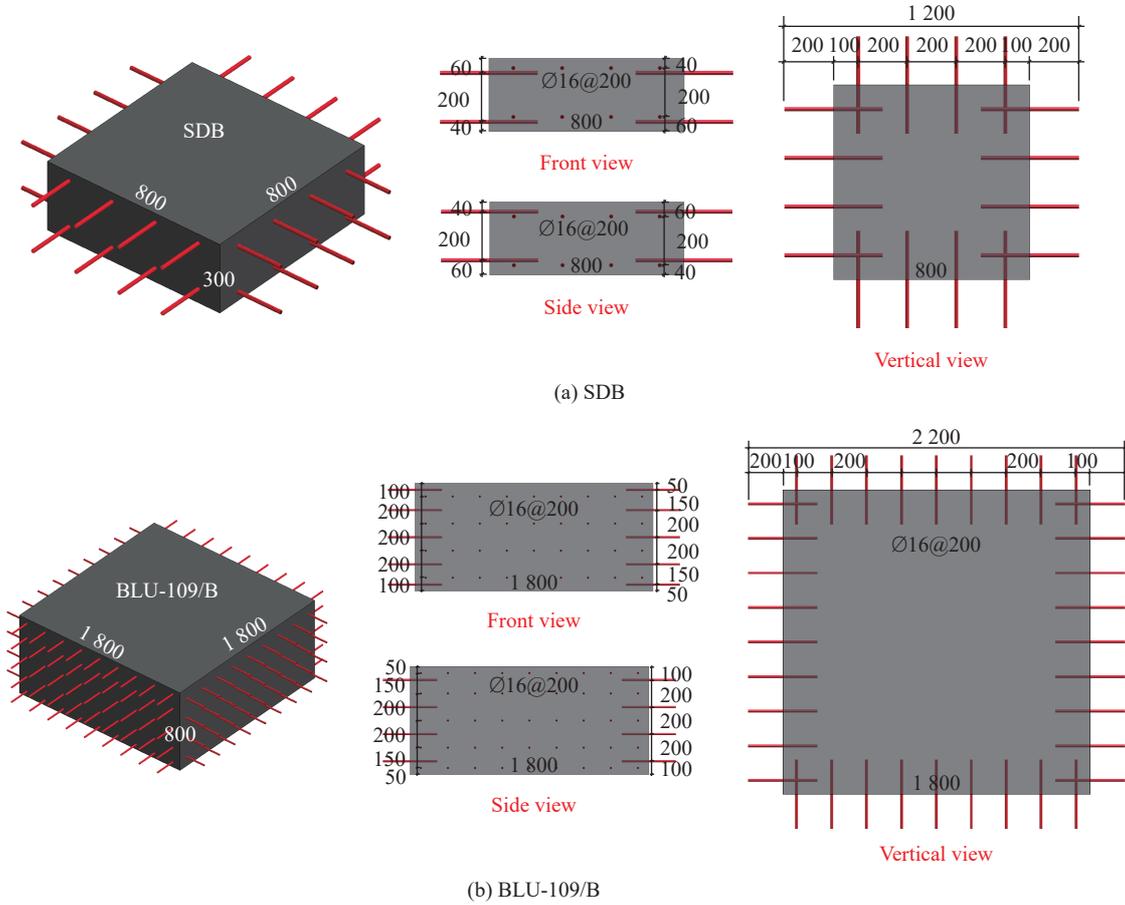


图 14 装配块的尺寸信息(单位: mm)

Fig. 14 Dimensions of prefabricated blocks for two warheads (unit: mm)

3.2 数值模拟验证

考虑到 BLU-109/B 战斗部对应的装配式靶体尺寸较大, 若直接采用 1.2 节的数值模型进行模拟, 计算成本过大。因此, 本小节将基于经验公式计算侵彻深度, 进一步验证数值模型, 其中材料模型参数仍与 1.3 节保持一致。

根据文献 [27] 中的侵彻深度计算模型, 可得 SDB 的侵彻深度为 0.96 m, BLU-109/B 的侵彻深度为 1.49 m。然后参考第 2 节的思路, 确定靶体尺寸和模型参数, 对数值模型进行验证。经过数值模拟计算, 得到 SDB 靶体尺寸为 4.6 m×4.6 m×1.2 m, 粒子间距为 20 mm, 数值模拟得到的侵彻深度为 0.892 m; BLU-109/B 靶体尺寸为 11.0 m×11.0 m×3.2 m, 粒子间距为 55 mm, 数值模拟得到的侵彻深度为 1.368 m。与计算模型相比, 数值模拟预测的侵彻深度偏差分别约为 7% 和 8%, 验证了数值模型的可靠性。

基于此, 建立如图 15 所示的装配式靶体数值模型, 其中 SDB 装配式靶体的装配率约为

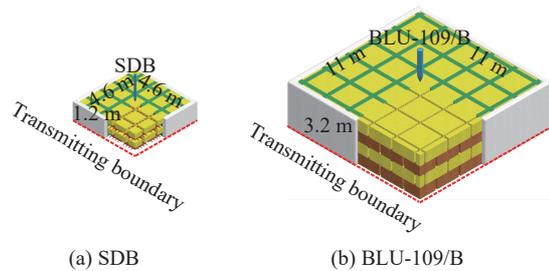


图 15 2 种装配式靶体的数值模型

Fig. 15 Numerical models for two prefabricated targets

61%, 配筋率为 0.66%; BLU-109/B 的装配率约为 78%, 配筋率为 0.42%。数值模拟得到的 2 种战斗部侵彻装配式靶体侵彻深度分别为 0.957 和 1.456 m, 与整体式相当(仅分别偏深约 7% 和 6%)。图 16 给出了 2 种战斗部侵彻装配式靶体的损伤破坏云图, 其损伤破坏特点基本与第 2 节中的描述一致, 即损伤集中在与弹体直接作用的装配块开坑、破碎损伤, 以及分布在湿接缝内不连续的径向裂纹损伤。

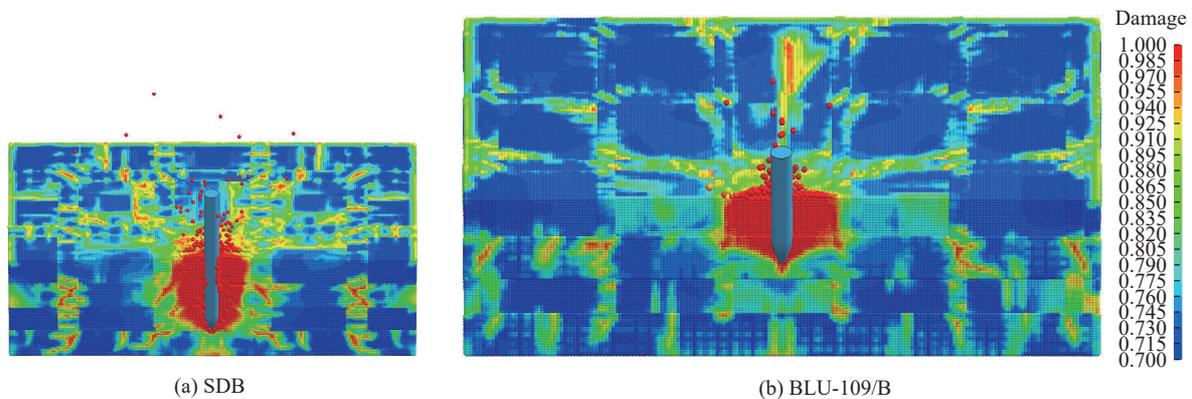


图 16 2 种装配式靶体损伤破坏云图

Fig. 16 Damage contours in two prefabricated targets

4 结 论

为更好地将湿接缝+短钢筋装配式遮弹层应用于防护工程中, 首先基于已有的弹体侵彻整体式靶体和装配式靶体的试验数据, 采用 Kong-Fang 材料模型和 SPG 算法, 建立了数值模型并得到了验证; 然后, 基于验证的数值模型, 系统探讨了装配块尺寸、湿接缝宽度、短钢筋锚固长度、短钢筋间距和短钢筋直径对装配式靶体抗侵彻性能的影响规律, 在此基础上给出了装配式混凝土遮弹层的工程设计方法; 最后, 采用该方法设计了抗 2 种典型战斗部打击的装配式高性能混凝土遮弹层, 并进行了数值模拟的验证, 得到以下主要结论。

(1) 装配块尺寸对装配式靶体的抗侵彻性能影响较小, 主要由于增加装配块尺寸(单个装配块抗侵彻性能提升)的同时会使装配率增加(整体性能下降)。在实际工程中, 装配块的厚度宜大于 $2d$ (d 为弹体直径)或弹头长度 l , 装配块的边长宜控制在 $4d \sim 5d$ 范围内。

(2) 增加湿接缝宽度能够有效提升装配式靶体的抗侵彻性能, 主要由于湿接缝宽度越大, 装配率就越低, 靶体整体性就越好。实际工程中应当选择合适的湿接缝宽度, 至少应大于 0.2 m, 且同时确保 50% 以上的装配率。

(3) 短钢筋是加强装配块与湿接缝连接的有效措施。与增加短钢筋直径相比, 增加短钢筋锚固长度和减小短钢筋间距能更显著地提升装配式靶体的抗侵彻性能。建议实际工程中选择合理且常见的钢筋型号, 短钢筋直径(d_0)宜在 15 mm 左右; 锚固长度宜大于 $10d_0$, 但不宜过长; 间距应与弹体直径相当, 约为 $0.8d \sim 1.2d$, 建议略小于弹体直径。

(4) 基于提出的装配式混凝土遮弹层工程设计方法, 给出了抗 2 种典型战斗部侵彻的装配式高性能混凝土遮弹层设计方案, 数值模拟结果表明, 其抗侵彻性能与整体式相当, 为装配式混凝土遮弹层应用于防护工程提供了直接参考。

参考文献:

- [1] BEN-DOR G, DUBINSKY A, ELPERIN T. Ballistic properties of multilayered concrete shields [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2009, 239(10): 1789–1794. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2009.05.015.
- [2] WU H, FANG Q, PENG Y, et al. Hard projectile perforation on the monolithic and segmented RC panels with a rear steel

- liner [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 76: 232–250. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.10.010.
- [3] BISHT M, IQBAL M A. Numerical study on single and multi-layered concrete target against steel projectile impact [J]. *Mechanics of Solids*, 2023, 58(1): 189–201. DOI: 10.3103/S0025654422600982.
- [4] ZUKAS J A, SCHEFFLER D R. Impact effects in multilayered plates [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38(19): 3321–3328. DOI: 10.1016/S0020-7683(00)00260-2.
- [5] ONG C W R, ZHANG M H, DU H J, et al. Cellular cement composites against projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 86: 13–26. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.06.020.
- [6] BOOKER P M, CARGILE J D, KISTLER B L, et al. Investigation on the response of segmented concrete targets to projectile impacts [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(7): 926–939. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.10.006.
- [7] YANG Y Z, FANG Q, KONG X Z. Failure mode and stress wave propagation in concrete target subjected to a projectile penetration followed by charge explosion: experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 177: 104595. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104595.
- [8] YANG Y Z, KONG X Z, TANG J J, et al. Experimental and numerical investigation on projectile penetration resistance of prefabricated concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2024, 193: 105053. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105053.
- [9] KONG X Z, FANG Q, CHEN L, et al. A new material model for concrete subjected to intense dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 120: 60–78. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.05.006.
- [10] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-05) and commentary (ACI 318R-05) [R]. Farmington Hills, Michigan: American Concrete Institute, 2004.
- [11] HUANG X P, KONG X Z, CHEN Z Y, et al. A computational constitutive model for rock in hydrocode [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 145: 103687. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103687.
- [12] YANG S B, KONG X Z, WU H, et al. Constitutive modelling of UHPCC material under impact and blast loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 153: 103860. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103860.
- [13] XU S L, WU P, LI Q H, et al. Experimental investigation and numerical simulation on the blast resistance of reactive powder concrete subjected to blast by embedded explosive [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2021, 119: 103989. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2021.103989.
- [14] YUAN P C, XU S C, LIU J, et al. Experimental and numerical study of blast resistance of geopolymer based high performance concrete sandwich walls incorporated with metallic tube core [J]. *Engineering Structures*, 2023, 278: 115505. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115505.
- [15] GAO C, KONG X Z, FANG Q. Experimental and numerical investigation on the attenuation of blast waves in concrete induced by cylindrical charge explosion [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 174: 104491. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104491.
- [16] 方秦, 高矗, 孔祥振, 等. 主体结构荷载可控的新型组合式防护结构 (I): 抗爆机制 [J]. *爆炸与冲击*, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
- FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on controllability of blast load on structure layer (I): blast resistance mechanism [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
- [17] 方秦, 高矗, 孔祥振, 等. 主体结构荷载可控的新型组合式防护结构 (II): 影响因素及设计理念 [J]. *爆炸与冲击*, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0463.
- FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on controllability of blast load on structure layer (II): influence factors and design concept [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0463.
- [18] TELAND J A, SJØL H. Penetration into concrete by truncated projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(4): 447–464. DOI: 10.1016/S0734-743X(03)00073-3.
- [19] FORRESTAL M J, ALTMAN B S, CARGILE J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1994, 15(4): 395–405. DOI: 10.1016/0734-743X(94)80024-4.
- [20] 楼建锋, 王政, 朱建士, 等. 含筋率和弹着点对钢筋混凝土抗侵彻性能的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(2): 178–182. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)02-0178-05.
- LOU J F, WANG Z, ZHU J S, et al. Effects of reinforcement ratio and impact position on anti-penetration properties of

- reinforced concrete [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(2): 178–182. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)02-0178-05.
- [21] 朱擎, 李述涛, 陈叶青. 配筋对超高性能混凝土抗侵彻性能的影响 [J]. *工程力学*, 2023, 40(S1): 62–73, 91. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.05.S046.
- ZHU Q, LI S T, CHEN Y Q. Influence of reinforcement on anti-penetration resistance of ultra-high-performance concrete [J]. *Engineering Mechanics*, 2023, 40(S1): 62–73, 91. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.05.S046.
- [22] LEE S, KIM C, YU Y, et al. Effect of reinforcing steel on the impact resistance of reinforced concrete panel subjected to hard-projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 148: 103762. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103762.
- [23] 刘志林, 孙巍巍, 王晓鸣, 等. 卵形弹丸垂直侵彻钢筋混凝土靶的工程解析模型 [J]. *弹道学报*, 2015, 27(3): 84–90. DOI: 10.3969/j.issn.1004-499X.2015.03.016.
- LIU Z L, SUN W W, WANG X M, et al. Engineering analytical model of ogive-nose steel projectiles vertically penetrating reinforced concrete target [J]. *Journal of Ballistics*, 2015, 27(3): 84–90. DOI: 10.3969/j.issn.1004-499X.2015.03.016.
- [24] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010.
- [25] 甄建伟, 曹凌宇, 孙福. 弹药毁伤效应数值仿真技术 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2018.
- ZHEN J W, CAO L Y, SUN F. Numerical simulation of ammunition damage effect [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2018.
- [26] 严平, 谭波, 苗润, 等. 战斗部及其毁伤原理 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2020.
- [27] 洪智捷, 杨耀宗, 孔祥振, 等. 刚性弹侵彻/贯穿混凝土靶体的工程实用化计算模型 [J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(8): 083302. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0482.
- HONG Z J, YANG Y Z, KONG X Z, et al. Practical engineering calculation models for rigid projectile penetrating and perforating into concrete target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(8): 083302. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0482.

(责任编辑 王晓双)