

稿号: 2024-0224 (修改稿)

本文亮点介绍: (1) 基于装药体积填充和侵彻爆炸分步耦合技术, 提出了反映钻地武器真实打击过程的三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法, 其可靠性得到已有试验验证; (2) 对比分析了提出方法和传统侵彻静爆法对靶体毁伤效应评估的区别, 即侵彻爆炸应力场的叠加效应以及弹壳约束和断裂破片对靶体损伤的影响; (3) 定量对比了基于提出方法和传统侵彻静爆法得到的三种原型战斗部打击下 NSC 和 UHPC 遮弹层的破坏深度, 进一步给出了相应的临界震塌和临界贯穿厚度, 为遮弹层防护设计提供参考依据。

## 基于战斗部侵彻动爆一体化效应的遮弹层设计\*

吴昊, 岑国华, 程月华, 张瑜

(同济大学土木工程学院, 上海 200092)

**摘要:** 准确评估钻地武器战斗部侵彻和装药运动爆炸(侵彻动爆)的连续作用是对防护结构遮弹层进行可靠设计的前提。首先, 基于装药体积填充和侵彻爆炸分步耦合技术, 提出了三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法。通过与已有的装药运动爆炸试验以及普通混凝土(normal strength concrete, NSC)和超高性能混凝土(ultra-high performance concrete, UHPC)靶体的侵彻静爆试验结果进行对比, 充分验证了提出方法对侵彻爆炸过程中爆炸波传播、靶体内应力峰值和开裂行为及其损伤演化描述的准确性。然后, 基于105mm口径缩比弹体打击NSC靶体工况, 对比了提出方法和传统侵彻静爆法预测靶体损伤破坏的差异, 分析了侵彻爆炸应力场的叠加效应以及弹壳约束和断裂破片的影响, 并基于弹载装药在不同时刻起爆下靶体的破坏特征, 确定了战斗部最不利起爆时刻。最后, 针对SDB、WDU-43/B和BLU-109/B三种原型战斗部打击工况开展数值仿真, 其侵彻动爆作用下NSC和UHPC遮弹层破坏深度分别为1.33m、2.70m、2.35m和0.79m、1.76m、1.70m, 进一步给出了相应的遮弹层临界震塌和临界贯穿厚度。结果表明, 采用侵彻动爆一体化方法计算得到的破坏深度、临界震塌厚度和临界贯穿厚度较传统侵彻静爆法计算结果增大约5%~30%。

**关键词:** 侵彻动爆; 混凝土遮弹层; 临界震塌厚度; 临界贯穿厚度; 防护设计

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303530

文献标识码: A

## Design of shield based on integrated effect of penetration and moving charge explosion of warheads

WU Hao, CEN Guohua, CHENG Yuehua, ZHANG Yu

(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Accurately evaluating the continuous effect of penetration and moving charge explosion of Earth Penetrating Weapons is the premise of reliable design of shield on the protective structure. Firstly, a three-stage integrated projectile penetration and moving charge explosion finite element analysis method was proposed based on the technologies of volume filling of explosive and the two-step coupling in penetration and explosion processes. By conducting the numerical simulations of the existing tests of moving charge explosion, penetration and static charge explosion of normal strength concrete (NSC) and ultra-high performance concrete (UHPC) targets, the accuracy of the proposed method in describing the propagation of explosive waves, peak stress, cracking behavior and damage evolution of target under the penetration and explosion was fully verified. Besides,

\*收稿日期: \_\_\_\_\_; 修回日期: \_\_\_\_\_;

基金项目: 国家自然科学基金(52308522); 工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室开放基金(23kfgk01);

第一作者: 吴昊(1981-), 男, 博士, 教授. E-mail: [wuhaocivil@tongji.edu.cn](mailto:wuhaocivil@tongji.edu.cn);

通信作者: 程月华(1994-), 女, 博士. E-mail: [yhcheng@tongji.edu.cn](mailto:yhcheng@tongji.edu.cn).

based on the scenario of an NSC target against a 105 mm-caliber scaled projectile, the differences of target damage predicted by the proposed finite element analysis method and traditional penetration and static charge explosion method were compared, and the superimposed effect of the penetration and explosion stress field, as well as the influence of shell constraint and fracture fragment were analyzed. Based on the damage characteristics of targets at different detonation time instants of explosive, the most unfavorable detonation time instant of the warhead was determined. Finally, numerical simulations were conducted for the scenarios of three prototype warheads: SDB, WDU-43/B, and BLU-109/B. The destructive depths of NSC and UHPC shields subjected to the penetration and moving charge explosion loadings are 1.33m, 2.70m, 2.35m and 0.79m, 1.76m, 1.70m, respectively. The corresponding scabbing and perforation limits of shields were further given. The results show that the destructive depths, scabbing limits and perforation limits calculated by the integrated penetration and moving charge explosion finite element analysis method are about 5%-30% higher than those calculated by the traditional penetration and static charge explosion method.

**Keywords:** penetration and moving charge explosion; concrete shield; scabbing limit; perforation limit; protective design

防护结构通常在重要部位设置普通混凝土(normal strength concrete, NSC)或超高性能混凝土(ultra-high performance concrete, UHPC)遮弹层以抵抗钻地武器战斗部的侵彻和爆炸作用。合理地设计遮弹层厚度,可以有效保障结构内部人员和装备安全。钻地武器战斗部的打击过程为先侵彻后装药运动爆炸(侵彻动爆)的连续过程,即弹体首先高速侵彻进入靶体内部,然后在预定时刻,依靠弹载引信引爆弹壳内装药。因此,遮弹层的可靠设计必须准确评估战斗部的侵彻动爆一体化效应。

目前研究战斗部侵彻爆炸联合作用的方法主要有“预制孔爆炸法”、“侵彻静爆法”和“侵彻动爆法”。其中,(1)预制孔爆炸法指在靶体中预制开孔以等效弹体的侵彻效应,然后开展装药埋置爆炸。Fan等<sup>[1]</sup>和Lai等<sup>[2]</sup>分别开展了带预制孔的NSC和UHPC靶体装药爆炸试验和相应的数值仿真,分析了靶体的开坑行为和损伤破坏特征;(2)侵彻静爆法指先由惰性弹侵彻靶体,然后将裸药置于侵彻后靶体的隧洞底部进行爆炸。程月华等<sup>[3]</sup>、Yang等<sup>[4]</sup>和赖建中等<sup>[5]</sup>分别开展了NSC和UHPC靶体的侵彻静爆试验,考虑了侵彻和静爆联合作用对靶体损伤破坏的影响。此外,程月华等<sup>[3,6]</sup>采用LS-DYNA软件中的完全重启动技术对弹体侵彻静爆试验进行数值仿真分析,即首先对侵彻过程进行模拟,在侵彻作用结束后删除弹壳,同时增加空气和装药,从而在保留侵彻阶段靶体损伤破坏和应力状态的基础上进行爆炸分析。Yang等<sup>[4]</sup>首先对弹体侵彻阶段的最终深度及对应时刻进行试算,然后重新建立由弹壳、靶体、空气和装药组成的数值仿真模型,其中装药埋置于试算的最大侵彻深度处,在起爆时刻将弹壳移除,同时引爆装药,从而完成侵彻静爆作用分析,结果表明侵彻阶段造成的靶体损伤不容忽视,预制孔爆炸法偏于危险;(3)侵彻动爆法指弹体高速侵彻靶体,并进行不同引爆时刻的带壳装药运动爆炸。李述涛等<sup>[7]</sup>和Wei等<sup>[8,9]</sup>分别开展了侵彻动爆的数值仿真分析,其基于LS-DYNA软件中的体积填充技术,采用关键字\*INITIAL\_VOLUME\_FRACTION\_GEOMETRY将装药填充于弹壳内腔,通过流固耦合算法使装药与弹壳协同运动,并在预定的时刻起爆,从而可以综合考虑侵彻爆炸应力场的叠加效应以及弹壳约束和断裂破片对靶体损伤破坏的影响。

可以看出,已有针对遮弹层抗战斗部侵彻爆炸联合作用的计算与设计工作还存在以下不足:(1)预制孔爆炸法虽考虑了装药的初始埋置深度,即弹体的最终侵彻深度,但忽略了侵彻阶段靶体内部的裂缝扩展及损伤;(2)侵彻静爆法中,由于侵彻和裸药静爆试验间隔开展,忽略了侵彻爆炸应力场叠加效应及爆炸阶段弹壳约束和断裂破片的影响;(3)已有的侵彻动爆方法<sup>[7-9]</sup>耦合关系复杂,仅适用于小尺寸弹体毁伤效应分析,且缺乏对装药运动爆炸波传播、靶体内应力峰值和开裂行为及其损伤演化等方面的充分验证;(4)已有工作集中于缩比弹体的侵彻爆炸效应分析<sup>[7-15]</sup>,对于原型战斗部打击下的侵彻动爆一体化效应及相应的遮弹层设计工作还未见报道。

为了准确评估战斗部的侵彻动爆一体化效应,合理确定遮弹层的设计厚度,本文首先基于LS-DYNA软件的装药体积填充和侵彻爆炸分步耦合技术,提出三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方

法。进一步通过对比装药运动爆炸试验以及 NSC 和 UHPC 靶体侵彻静爆试验的结果，对提出方法的可靠性进行充分验证。其次，对比分析侵彻动爆一体化方法与传统侵彻静爆法的特点，讨论侵彻爆炸应力场叠加效应、弹壳约束和断裂破片以及起爆时刻对靶体损伤破坏的影响。最后，基于验证的侵彻动爆一体化有限元分析方法，对 NSC 和 UHPC 两种典型混凝土遮弹层在 SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 三种原型战斗部打击下的破坏深度，以及相应的临界震塌和临界贯穿厚度进行计算分析，为遮弹层防护设计提供参考依据。

## 1 侵彻动爆一体化有限元分析方法及验证

本节首先基于 LS-DYNA 软件的装药体积填充和侵彻爆炸分步耦合技术，提出三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法。其次，由于缺乏公开的弹体侵彻动爆试验数据，分别对装药运动爆炸试验<sup>[6]</sup>以及 NSC<sup>[3]</sup>和 UHPC<sup>[4]</sup>靶体的侵彻静爆试验进行数值模拟，对比验证提出方法对爆炸波传播、靶体内应力峰值和开裂行为及其损伤演化等预测的准确性。

### 1.1 侵彻动爆一体化有限元分析方法

在侵彻动爆法的数值仿真方面，李述涛等<sup>[7]</sup>和 Wei 等<sup>[8,9]</sup>基于装药体积填充技术和弹壳、靶体、空气及装药四者全程耦合的算法，使弹壳和装药协同运动并在指定时刻起爆，开展侵彻动爆分析。上述方法的耦合关系较为复杂，计算效率偏低，不适用于大尺寸或原型工况的分析。本节提出如图 1 所示的三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法。阶段 I—模型建立，建立弹壳、靶体和空气模型，其中弹壳和靶体设置为拉格朗日 (Lagrange) 单元，空气设置为任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 单元。该阶段与常规建模方法的主要区别为，需要将装药及运动区域的空气网格进行精确划分，以保证装药的准确填充和弹药协同运动过程中两者的界面清晰；阶段 II—弹药协同运动侵彻，采用装药体积填充技术，选取弹壳内腔面的单元作为边界，以空气作为背景物质，通过关键字 \*INITIAL\_VOLUME\_FRACTION\_GEOMETRY 进行装药填充，同时赋予装药与弹壳相同的初始运动速度  $V_0$ ，在该阶段中装药与弹壳相互作用，使二者协同运动且始终保持速度一致，直至装药起爆；阶段 III—带壳装药运动爆炸，由于侵彻过程的流固耦合关系较爆炸过程简单，采用侵彻爆炸分步耦合技术以提高计算效率，通过关键字 \*CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 分别设置“装药-弹壳”和“装药-靶体”之间的流固耦合关系，在侵彻过程仅启用“装药-弹壳”的耦合关系，使其协同运动，在爆炸过程加入“装药-靶体”的耦合关系以充分表征其流固耦合作用，相较于传统全程耦合<sup>[7-9]</sup>，可提高计算效率约 20%。装药在侵彻过程某一时刻起爆，弹壳断裂产生破片，爆炸波与破片共同作用于靶体。弹壳和靶体之间的接触由关键字 \*CONTACT\_ERODING\_SURFACE\_TO\_SURFACE 实现。在侵彻和爆炸作用下，靶体网格可能出现畸变，因此在数值模拟中添加关键字 \*MAT\_ADD\_EROSION 并采用最大主应变准则控制网格删除。为确保数值仿真结果的可靠性，1.2 节对上述侵彻动爆一体化有限元分析方法进行试验验证。

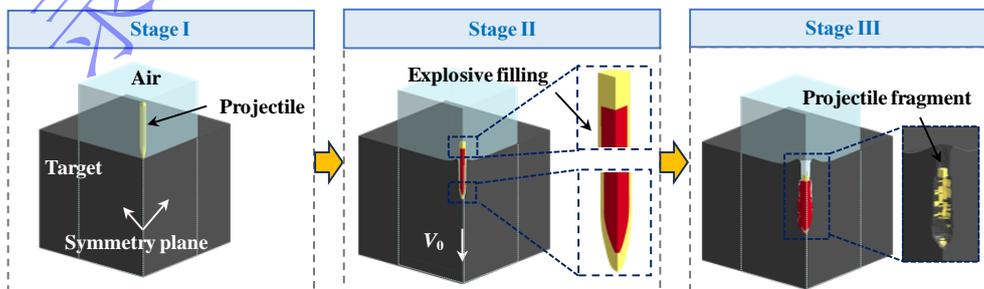


图 1 三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法

Fig.1 Three-stage finite element analysis method of integrated projectile penetration and moving charge explosion

### 1.2 试验验证

### 1.2.1 装药运动爆炸试验

美国弹道研究实验室<sup>[16]</sup>开展了两发编号分别为 No. 582 和 No. 587 的 0.17kg 球形 Pentolite 炸药的空中动爆试验, 装药运动速度为 536.4m/s。如图 2 (a) 所示, 在距离起爆位置 0.8m 处布置了若干传感器以获取不同方位角的爆炸波压力峰值。图 2 (b) 给出了相应的有限元模型和爆炸波压力云图, 考虑到模型的对称性, 1/4 空气域模型尺寸为 1m×2m×3m。装药通过体积填充技术建立于空气域中, 并根据试验工况对其初速度和起爆位置进行设置, 网格尺寸取 8mm。采用 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 材料模型和 \*EOS\_JWL 状态方程对 Pentolite 炸药爆炸过程中压力、单位体积内能和爆轰产物相对体积的关系进行描述:

$$P_{JWL} = A_{JWL} \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B_{JWL} \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega e}{V} \quad (1)$$

式中:  $P_{JWL}$  为装药爆轰压力,  $e$  为装药初始比内能,  $V$  为装药当前相对体积,  $A_{JWL}$ 、 $B_{JWL}$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  和  $\omega$  是与装药性质相关的常数, 取值见表 1。空气采用 \*MAT\_NULL 材料模型和 \*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 状态方程进行描述<sup>[17]</sup>:

$$P_{air} = C_0 + C_1 v + C_2 v^2 + C_3 v^3 + (C_4 + C_5 v + C_6 v^2) E_0 \quad (2)$$

式中:  $P_{air}$  为空气压力,  $C_0 \sim C_6$  为气体有关的常数, 其中  $C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ ,  $C_4 = C_5 = \gamma - 1$ ;  $E_0$  为初始单位体积内能, 取  $2.5 \times 10^5 \text{ J/m}^3$ ;  $\gamma$  为绝热指数, 取 1.4;  $v = \rho / \rho_0 - 1$ , 其中  $\rho$  和  $\rho_0$  分别为当前和初始密度。由爆炸波压力云图可以看出, 与球形装药静爆的爆炸波向周围以球面波均匀传播不同, 动爆的爆炸波以椭球状传播, 呈现沿运动方向前端凸出且后端平滑的现象, 装药运动方向前端冲击波的传播速度和压力高于后端。

表 1 炸药材料模型和状态方程参数

Table 1 Parameters for material model and equation of state of explosives

炸药类型	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	爆速/(m·s <sup>-1</sup> )	爆压/GPa	$A_{JWL}$ /GPa	$B_{JWL}$ /GPa	$R_1$	$R_2$	$\omega$
Pentolite <sup>[18]</sup>	1700	7530	26	541	9.37	4.50	1.1	0.35
TNT <sup>[18]</sup>	1630	6930	21	374	3.75	4.15	0.9	0.35
HMX <sup>[19]</sup>	1891	9110	42	778	7.07	4.20	1.0	0.30
PBXN-109 <sup>[20]</sup>	1660	7600	22	1341	32.70	6.00	2.0	0.20

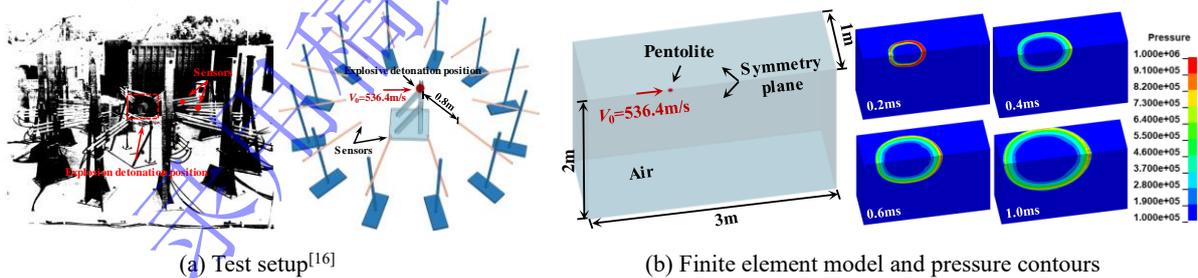


图 2 装药运动爆炸试验布置<sup>[16]</sup>与数值模拟

Fig.2 Moving charge explosion test setup<sup>[16]</sup> and numerical simulations

图 3 对比了两发试验工况中不同方位角入射空气冲击波压力峰值的试验与模拟结果。可以看出: No. 582 试验中 13.8° 和 15.3° 测点的模拟结果与试验值相对误差分别为 -26.1% 和 -25.0%, 其为同一发试验中对称布置的传感器测得, 可能因试验误差导致与模拟结果差别较大。其余测点以及 No. 587 试验中所有测点的误差范围在 20% 以内, 结果吻合较好, 验证了所采用的有限元分析方法对装药运动爆炸波传播和压力峰值预测的可靠性。

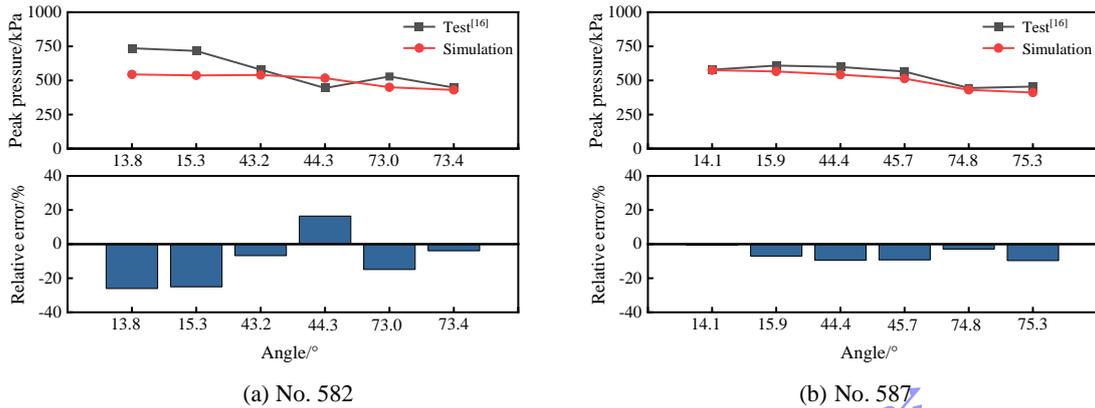


图3 空中入射冲击波峰值的试验<sup>[16]</sup>与数值模拟结果对比

Fig.3 Comparisons of test<sup>[16]</sup> and simulated peak incident shock wave

### 1.2.2 NSC 靶体侵彻静爆试验

程月华等<sup>[3]</sup>开展了 40MPa NSC 靶体的侵彻静爆试验, 其中弹体的直径和质量分别为 105mm 和 20kg, 圆柱形靶体的直径和高度分别为 2500mm 和 2000mm, 圆柱形 TNT 炸药的直径和质量分别为 105mm 和 5kg。图 4 给出了侵彻和静爆试验的布置及其相应的有限元模型, 根据试验中弹壳、装药和靶体的对称性, 建立 1/4 有限元模型并设置对称边界, 弹壳、内部填充物和靶体网格尺寸均取 10mm。试验中弹体未发生明显变形, 因此弹壳和内部填充物选用 \*MAT\_RIGID 材料模型表征。弹壳密度、弹性模量和泊松比分别取 7850kg/m<sup>3</sup>、210GPa 和 0.3, 通过调整内部填充物密度, 使有限元模型中弹体质量与试验保持一致。TNT 炸药采用 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 材料模型和 \*EOS\_JWL 状态方程表征, NSC 靶体采用 \*MAT\_RHT 材料模型表征, 相关参数取值分别见表 1 和表 2。采用 \*MAT\_ADD\_EROSION 关键字控制混凝土靶体单元的删除, 通过试算确定单元最大主应力删除准则阈值为 0.7。

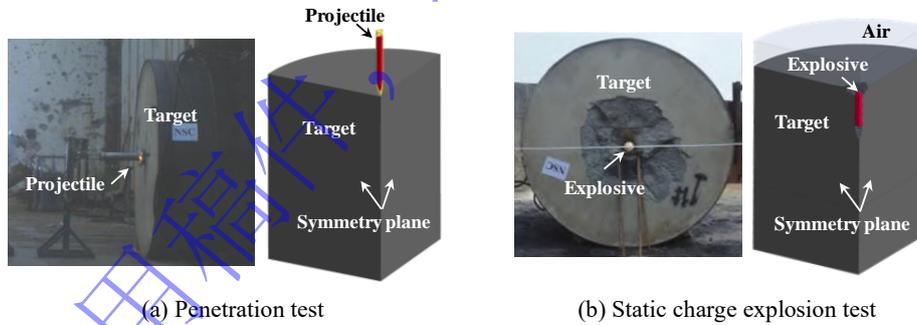


图 4 NSC 靶体侵彻静爆试验<sup>[3]</sup>及有限元模型

Fig.4 Penetration and static charge explosion test<sup>[3]</sup> and finite element models of NSC target

表 2 NSC 的 RHT 模型和状态方程参数<sup>[21]</sup>

Table 2 Parameters for RHT material model and equation of state of NSC<sup>[21]</sup>

参数	取值	参数	取值	参数	取值
单轴压缩强度/MPa	32	残余强度面参数 $A_r$	1.6	Hugoniot 参数 $A_2$ /GPa	39.58
剪切模量/GPa	16.546	残余强度面参数 $n_r$	0.61	Hugoniot 参数 $A_3$ /GPa	9.04
归一化拉伸强度	0.1	损伤参数 $D_1$	0.04	参数 $B_0$	1.22
归一化剪切强度	0.18	损伤参数 $D_2$	1.0	参数 $B_1$	1.22
压缩屈服比 $g_c^*$	0.53	最小残余损伤应变 $\epsilon_p^m$	0.01	参数 $T_1$ /GPa	35.27
拉伸屈服比 $g_t^*$	0.7	初始密度 $\rho_0$ /(kg·m <sup>-3</sup> )	2300	参数 $T_2$ /GPa	0

爆炸与冲击  
Explosion and Shock Waves

剪切模量衰减系数 $\xi$	0.5	初始孔隙度 $\alpha_0$	1.1912	压缩参考应变率 $\dot{\epsilon}_0^c/s^{-1}$	$3 \times 10^{-5}$
失效强度面参数 $A$	1.6	破碎压力 $P_E/MPa$	21.3	拉伸参考应变率 $\dot{\epsilon}_0^t/s^{-1}$	$3 \times 10^{-6}$
失效强度面参数 $n$	0.61	密实压力 $P_C/MPa$	6000	压缩应变率系数 $\beta_c$	0.034
罗德角参数 $Q_0$	0.6805	指数 $N$	3	拉伸应变率系数 $\beta_t$	0.038
罗德角参数 $B$	0.0105	Hugoniot 参数 $A_1/GPa$	35.27		

图 5 (a, b) 分别给出了侵彻和静爆作用下 NSC 靶体纵剖面与迎弹面的损伤云图, 表 3 给出了数值模拟结果与试验值的对比。可以看出, 侵彻和静爆阶段预测得到的 NSC 靶体破坏深度和开坑直径与试验值的相对误差均小于 15%。所采用的有限元分析方法, 包括材料模型、参数取值和数值算法能够同时较好预测侵彻和静爆作用下 NSC 靶体的破坏深度和开坑尺寸。

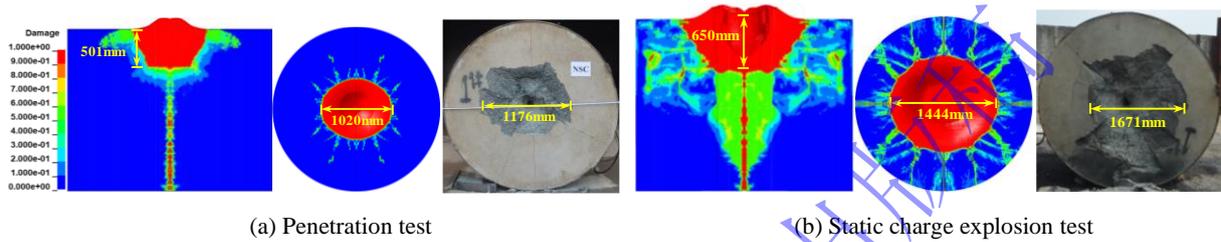


图 5 NSC 靶体侵彻静爆试验<sup>[3]</sup>与数值模拟损伤对比

Fig.5 Comparisons of test<sup>[3]</sup> and simulated damage of NSC target under penetration and static charge explosion

表 3 NSC 靶体试验<sup>[3]</sup>与数值模拟破坏深度和开坑直径对比

Table 3 Comparisons of test<sup>[3]</sup> and simulated destructive depths and cracking diameters of NSC target

试验	破坏深度			开坑直径		
	试验/mm	模拟/mm	相对误差/%	试验/mm	模拟/mm	相对误差/%
侵彻阶段	515	501	-2.72	1176	1020	-13.27
静爆阶段	680	650	-4.41	1671	1444	-13.58

### 1.2.3 UHPC 靶体侵彻静爆试验

Yang 等<sup>[4]</sup>开展了 UHPC 靶体的侵彻静爆试验, 其中弹体的质量和直径分别为 35.67kg 和 100mm, 圆柱形 TNT 炸药的质量、直径和高度分别为 12.8kg、98mm 和 1110mm, 圆柱形 UHPC 靶体的直径和高度分别为 2100mm 和 1400mm, 并在靶体外部设置 16mm 厚的钢箍进行约束。UHPC 的抗压和抗拉强度分别为 133.5MPa 和 6.18MPa, 弹体侵彻初速度为 358m/s。靶体侵彻深度和开坑直径分别为 700mm 和 1040mm, 侵彻后弹体未发生明显变形。爆炸试验中的 TNT 炸药埋置深度为 480mm, 为了记录爆炸作用下靶体内部的应力传播, 在靶体内部布置 4 个 PVDF 传感器(编号分别为 Gauge1\_1、Gauge1\_2、Gauge2\_1 和 Gauge2\_2), 测点位置如图 6 (a) 所示。图 6 (b) 给出了建立的有限元模型, 其中弹壳、钢箍、装药和空气的材料模型参数、网格尺寸和接触算法与 1.2.2 节一致, UHPC 仍采用 \*MAT\_RHT 材料模型进行表征, 参数取值见表 4, 通过试算确定单元最大主应力删除准则阈值为 0.65。

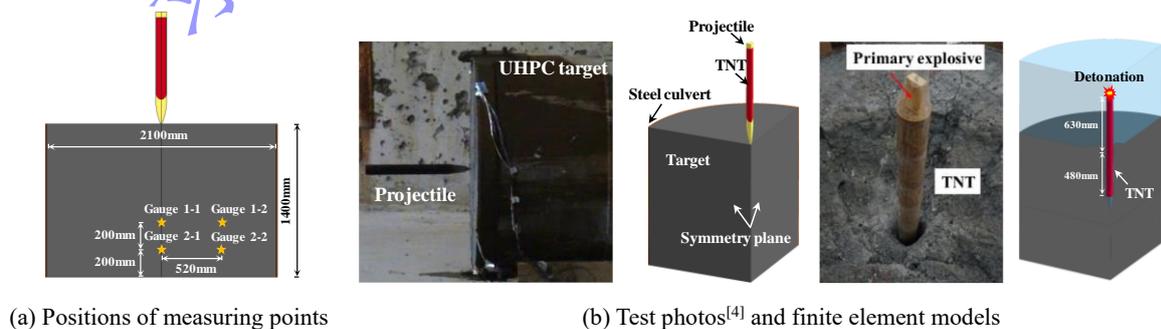


图 6 测点位置以及试验照片<sup>[4]</sup>和有限元模型

Fig.6 Positions of measuring points, test photos<sup>[4]</sup> and finite element models

表 4 UHPC 的 RHT 模型和状态方程参数<sup>[21]</sup>

Table 4 Parameters for RHT material model and equation of state of UHPC<sup>[21]</sup>

参数	取值	参数	取值	参数	取值
单轴压缩强度/MPa	123.5	残余强度面参数 $A_r$	1.75	Hugoniot 参数 $A_2$ /GPa	29.58
剪切模量/GPa	20.9	残余强度面参数 $n_r$	0.52	Hugoniot 参数 $A_3$ /GPa	11.28
归一化拉伸强度	0.0707	损伤参数 $D_1$	0.04	参数 $B_0$	1.22
归一化剪切强度	0.267	损伤参数 $D_2$	1.0	参数 $B_1$	1.22
压缩屈服比 $g_c^*$	0.53	最小残余损伤应变 $\varepsilon_p^m$	0.008	参数 $T_1$ /GPa	44
拉伸屈服比 $g_t^*$	0.7	初始密度 $\rho_0$ /(kg·m <sup>-3</sup> )	2500	参数 $T_2$ /GPa	0
剪切模量衰减系数 $\xi$	0.67	初始孔隙度 $\alpha_0$	1.1912	压缩参考应变率 $\dot{\varepsilon}_0^c$ /s <sup>-1</sup>	$3 \times 10^{-5}$
失效强度面参数 $A$	1.6	破碎压力 $P_E$ /MPa	46.6	拉伸参考应变率 $\dot{\varepsilon}_0^t$ /s <sup>-1</sup>	$3 \times 10^{-6}$
失效强度面参数 $n$	0.61	密实压力 $P_C$ /MPa	6000	压缩应变率系数 $\beta_c$	0.0125
罗德角参数 $Q_0$	0.681	指数 $N$	4	拉伸应变率系数 $\beta_t$	0.0143
罗德角参数 $B$	0.0105	Hugoniot 参数 $A_1$ /GPa	44		

图 7 (a, b) 分别对比了侵彻和爆炸阶段 UHPC 靶体纵剖面与迎弹面的损伤云图, 可以看出数值模拟预测得到的侵彻和爆炸后靶体的破坏形态与试验结果一致。侵彻深度模拟值为 802mm, 与试验值 (700mm) 的误差为 14.6%, 开坑直径的模拟值为 942mm, 与试验值 (1040mm) 的误差为-9.42%。图 7 (c) 对比了爆炸阶段测点的应力时程, 其中测点 Gauge1\_1 受到侵彻试验的影响导致测量数据不可靠<sup>[4]</sup>, 其余三个测点应力峰值误差分别为 10.18%、-11.76%和 20.72%。需要说明的是由于传感器功能限制, 试验仅测得压应力 (正值)。此外, 由于埋置于靶体中的传感器容易受温度、湿度和施工质量等试验条件影响, 预测的荷载作用时间存在一定误差。因此, 所采用的有限元分析方法同样适用于侵彻和静爆作用下 UHPC 靶体侵彻深度、开坑尺寸以及爆炸波传播和应力峰值的预测。

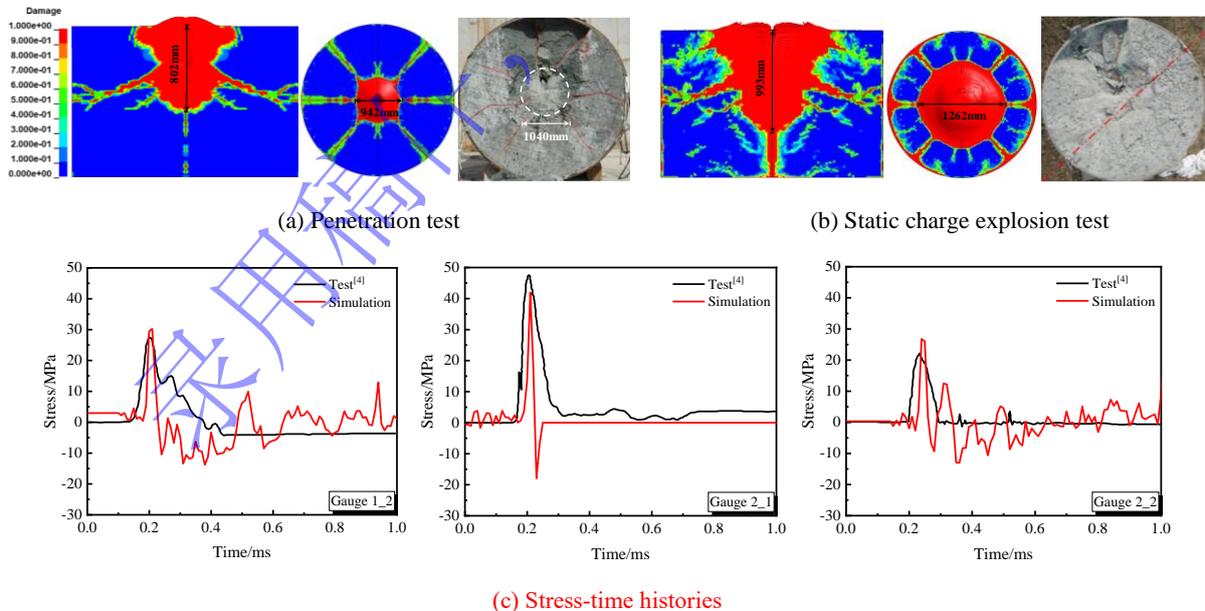


图 7 UHPC 靶体侵彻静爆试验<sup>[4]</sup>和数值模拟结果对比

Fig.7 Comparisons of test<sup>[4]</sup> and simulated results of UHPC target under penetration and static charge explosion

综上, 本节分别开展了装药运动爆炸试验以及 NSC 和 UHPC 靶体侵彻静爆试验的数值仿真分析, 通过对比试验和数值模拟结果, 验证了所采用的有限元分析方法包括材料模型、参数取值、网格尺寸

和数值算法等在预测爆炸波传播、靶体内应力峰值和开裂行为及其损伤演化方面的准确性，可用于原型战斗部侵彻动爆一体化效应分析以及混凝土遮弹层的计算与设计。

## 2 侵彻爆炸作用分析方法对比

为探究传统侵彻静爆法与本文提出的侵彻动爆一体化效应分析方法对于靶体损伤预测的差异，本节以 1.2.2 节试验工况为例，将弹体侵彻初速度设为 450m/s，分别采用上述两种方法开展数值模拟。通过对比靶体破坏深度、开坑直径和内部应力时程，分析侵彻爆炸应力场的叠加效应以及弹壳约束和断裂破片的影响。此外，提出的侵彻动爆一体化方法可实现装药在侵彻过程中任意时刻运动爆炸，通过模拟不同时刻起爆的工况，分析起爆时刻对靶体损伤的影响，确定最不利工况，为后续遮弹层防护设计提供参考。

### 2.1 模拟方法对比

已有研究<sup>[4, 15]</sup>通过对比预制孔爆炸法和侵彻静爆法的计算结果，指出弹体侵彻阶段引起的靶体初始损伤不可忽略，预制孔爆炸法对于防护设计偏于危险。本节进一步开展侵彻动爆法和侵彻静爆法的对比分析。与侵彻动爆法相比，侵彻静爆法一方面忽略了爆炸阶段弹壳的约束耗能作用和断裂破片高速飞散对靶体造成的损伤，另一方面，由于侵彻和爆炸过程不连续，忽略了侵彻和爆炸应力场叠加效应的影响。考虑到讨论工况中弹体速度降为零的时刻约为 5.0ms，为了分析弹壳约束和断裂破片的影响，分别建立侵彻动爆模型（工况 DB-5.0，“DB”指动爆，“5.0”指起爆时刻为 5.0ms）和侵彻静爆模型（工况 JB-5.0，“JB”指静爆），两种工况区别于 JB-5.0 在爆炸阶段将弹壳移除，而 DB-5.0 全程保留弹壳，其余设置均一致。进一步，为了分析侵彻和爆炸应力场叠加效应的影响，增加侵彻应力场基本消散后（约为 6.0ms）起爆的侵彻静爆工况 JB-6.0。弹壳材料采用高强钢 30CrMnSiNi2MoVE，并选用 \*MAT\_JOHNSON\_COOK 材料模型和 \*EOS\_GRUNEISEN 状态方程进行描述，相应的参数取值见表 5，TNT 炸药和靶体的材料参数分别见表 1 和表 2。

表 5 30CrMnSiNi2MoVE 钢的 Johnson-Cook 模型参数<sup>[22]</sup>

Table 5 Johnson-Cook model parameters of 30CrMnSiNi2MoVE steel<sup>[22]</sup>

参数	取值	参数	取值	参数	取值
密度 $\rho$ /(kg·m <sup>-3</sup> )	7800	室温 $T_r$ /K	289	曲线截距 $C$ /(m·s <sup>-1</sup> )	4569
剪切模量 $G$ /GPa	81	比热 $C_v$ /(J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )	477	第一斜度系数 $S_1$	1.49
屈服应力常数 $A$ /MPa	1300	参考应变率 $\dot{\epsilon}_0$ /s <sup>-1</sup>	1×10 <sup>-4</sup>	第二斜度系数 $S_2$	0
应变硬化常数 $B$ /MPa	2483	初始失效应变 $D_1$	0.692	第三斜度系数 $S_3$	0
应变硬化指数 $N$	0.474	指数函数因子 $D_2$	1.581	Grüneisen 系数 $\gamma_0$	2.17
应变率相关系数 $C$	0.009	应力三轴度因子 $D_3$	-3.053	一阶修正系数 $\alpha$	0.46
温度相关指数 $M$	1.07	应变率因子 $D_4$	-0.042		
熔化温度 $T_m$ /K	1793	温度因子 $D_5$	2.98		

图 8 给出了三种工况的靶体最终损伤云图。工况 DB-5.0、JB-5.0 和 JB-6.0 中靶体的最终破坏深度分别为 997mm、949mm 和 932mm，开坑直径分别为 1536mm、1426mm 和 1422mm。上述结果表明，对于本节讨论工况，采用侵彻动爆法的破坏深度和开坑直径比侵彻静爆法分别增大 6.88% 和 7.99%，其中，侵彻爆炸应力场叠加效应使破坏深度和开坑直径分别增大 1.82% 和 0.28%，弹壳约束和断裂破片作用使破坏深度和开坑直径分别增大 5.06% 和 7.71%。进一步对比分析靶体内部应力，如图 9（a）所示，在靶体中沿弹体侵彻方向和垂直侵彻方向布置两个测点（A 和 B），分别距离弹着点 1000mm 和 800mm，大于上述工况的破坏深度和开坑范围。图 9（b，c）给出了三种工况中上述两个测点的应力时程。可以看出：（1）工况 JB-5.0 和 JB-6.0 中测点 A 的应力峰值分别为 35MPa 和 25MPa，测点 B 的应力峰值分别为 23MPa 和 18MPa。即考虑侵彻和爆炸应力场叠加效应时，两测点处的应力峰值虽

分别提高 40%和 28%，但仍与靶体强度水平相当，因此对靶体损伤的影响较小；（2）工况 DB-5.0 和 JB-5.0 中测点 A 的应力峰值分别为 80MPa 和 35MPa，测点 B 的应力峰值分别为 41MPa 和 23MPa。即考虑弹壳约束和断裂破片作用时，两测点处的应力峰值约为不考虑壳体工况的 2.3 倍和 1.8 倍。其原因在于尽管高强钢弹壳约束耗散了部分爆炸能量，将其转化为壳体的内能和动能，然而壳体断裂成破片后以约 800m/s 的速度（图 10）飞散并与周围混凝土发生强烈碰撞。对于本节讨论工况，断裂破片的破坏作用强于弹壳的约束耗能作用，因此靶体损伤更为严重，刘彦等<sup>[23]</sup>通过试验和数值仿真也得到相同结论。

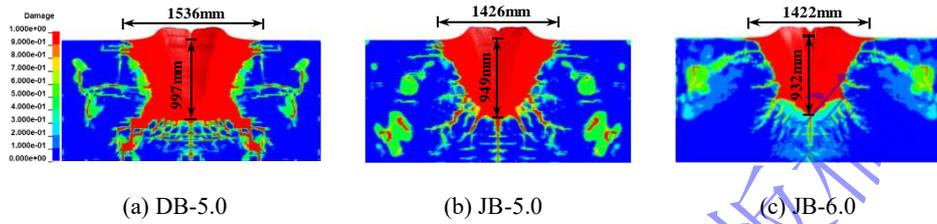


图 8 三种工况下靶体最终损伤云图

Fig.8 Final damage contours of targets under three scenarios

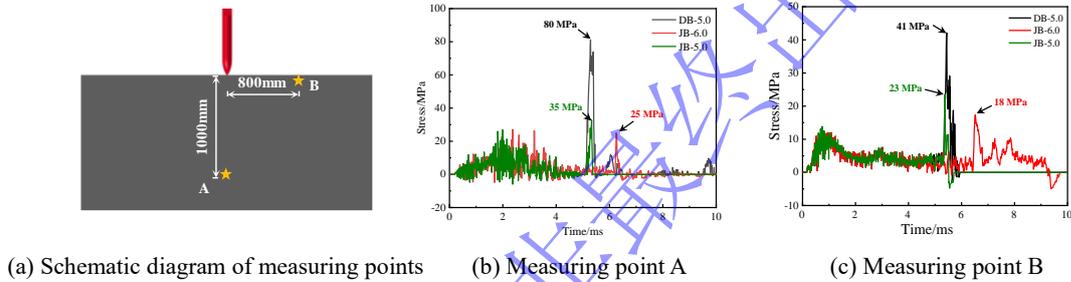


图 9 测点位置示意图及应力历程

Fig.9 Schematic diagram of measuring points and stress-time histories

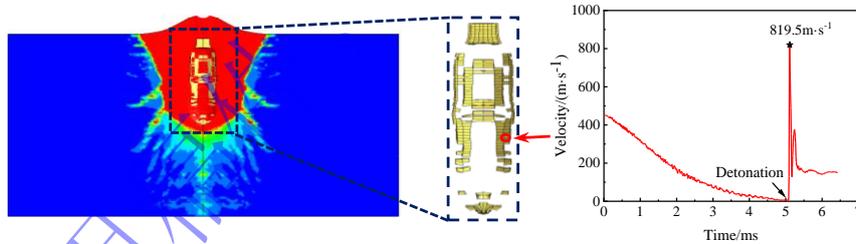


图 10 弹壳断裂及典型破片速度历程

Fig.10 Fracture of projectile casing and typical velocity-time history of fragment

综上，对于本节 105mm 缩比弹体以 450m/s 的速度打击 NSC 靶体的工况，由于考虑了侵彻和爆炸应力场叠加效应和弹壳约束及断裂破片作用，采用侵彻动爆法预测得到的靶体破坏深度和开坑直径较传统侵彻静爆法分别增大 6.88%和 7.99%，且该增幅会随着弹型和装药质量等的不同而产生变化，对于原型战斗部毁伤分析不能忽略（见 3.2 节）。因此，对于原型战斗部打击下的遮弹层须采用侵彻动爆法进行设计。

## 2.2 不同起爆时刻对比

随着控制技术的发展和，目前可根据过载、速度和位移引信等精确控制起爆时刻。在侵彻动爆一体化有限元分析方法中，首先对侵彻阶段进行预模拟，从预模拟结果中读取与研究工况相对应的起爆时刻和起爆点坐标，通过设置\*INITIAL\_DETONATION 关键字参数，可以使侵彻过程中的弹体装药在指定时刻起爆。已有研究<sup>[24]</sup>指出，弹体装药在具有一定速度时起爆会使爆炸应力场分布发生变化，从而引起显著的靶体损伤差异。本节通过对比不同起爆时刻靶体的破坏深度、开坑直径和应力历程，分析

起爆时刻的影响。

基于 2.1 节中的工况 DB-5.0，分别对弹体在头部进入靶体瞬间（工况 DB-0.4）、弹身中部进入靶体瞬间（工况 DB-0.8）、弹尾全部进入靶体瞬间（工况 DB-2.0）和速度降为零瞬间（工况 DB-5.0）起爆的四种工况进行数值模拟。图 11 (a) 给出了四种工况的示意图和各起爆时刻弹体的瞬时速度，图 12 给出了四种工况靶体最终的损伤云图。可以看出：工况 DB-0.4、DB-0.8、DB-2.0 和 DB-5.0 的破坏深度分别为 576mm、746mm、926mm 和 997mm，开坑直径分别为 1502mm、1660mm、2212mm 和 1536mm。图 11 (b, c) 进一步给出了上述四个起爆工况中测点 A 与测点 B 的应力时程。可以看出：随着起爆时刻延迟，开坑直径和垂直侵彻方向的应力先增大后减小，在 2.0ms 起爆达到最大值；破坏深度和沿侵彻方向的应力随起爆时刻延迟不断增大，其中侵彻结束时刻起爆工况 DB-5.0 中破坏深度达到最大值。考虑到厚度为遮弹层的主要设计指标，因此，下文选择侵彻速度降为零的瞬间时刻作为原型战斗部最不利打击工况的起爆时刻。

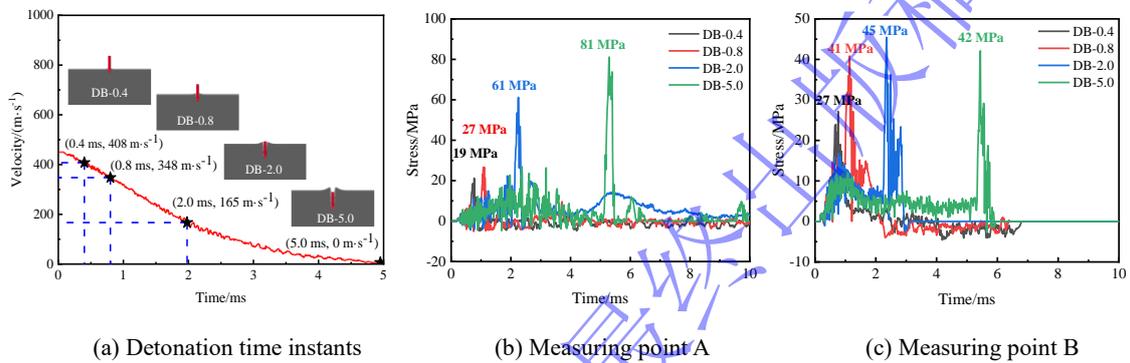


图 11 不同起爆时刻及靶体应力时程

Fig.11 Detonation time instants and stress-time histories of targets

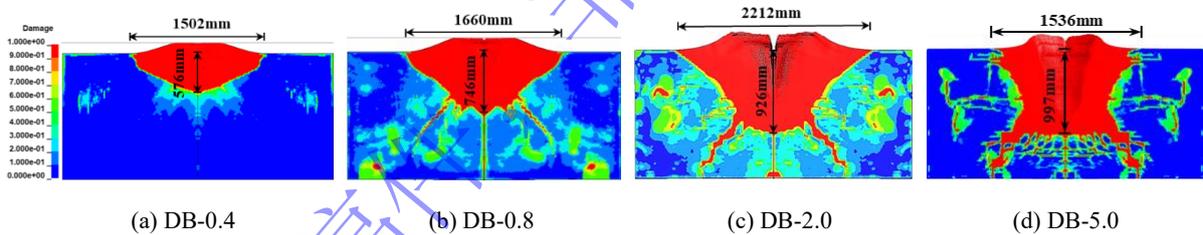


图 12 不同起爆时刻工况中靶体的最终损伤云图

Fig.12 Final damage contours of targets corresponding to different detonation time instants

### 3 遮弹层防护设计

基于上述提出并经验证的战斗部侵彻爆炸一体化有限元分析方法，本节对 NSC 和 UHPC 两种类型遮弹层在三种典型战斗部打击下的破坏深度进行分析，并确定用于工程设计的两类遮弹层临界震塌和临界贯穿厚度。

#### 3.1 典型战斗部

钻地武器战斗部的侵彻爆炸毁伤能力与其质量、直径和装药量密切相关。本节分别选取 250 磅 SDB、1000 磅 WDU-43/B 和 2000 磅 BLU-109/B 作为三种典型战斗部，表 6 给出了三种战斗部的基本参数。需要说明的是，由于战斗部真实壳体材料及其相应的力学性能缺乏公开的资料，因此本节选取目前常用的 1400MPa 级高强钢 30CrMnSiNi2MoVE 作为弹壳材料，并采用 \*MAT\_JOHNSON\_COOK 材料模型和 \*EOS\_GRUNEISEN 状态方程表征其材料特性，相关参数见表 5。弹载装药方面，SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 战斗部内部分别填充 AFX-757、TEX 和 PBXN-109 炸药，由于 AFX-757 和

TEX 炸药的详细爆轰性能和材料模型参数较难获取, 从工程防护角度出发, 选用能量水平更高的单质炸药 HMX<sup>[25]</sup>进行代替。HMX 和 PBXN-109 炸药材料模型和状态方程与 1.2 节一致, 参数取值见表 1。弹体侵彻初速度参考实际打击工况均取 340m/s。图 13 给出了三种典型战斗部的示意图, 其中黄色和阴影区域分别代表弹载装药和电子元器件部分。

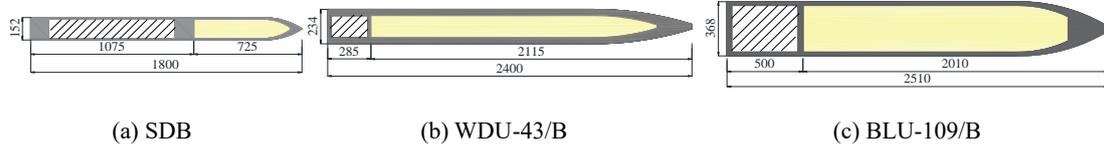


图 13 三种原型战斗部几何尺寸 (单位: mm)

Fig.13 Geometric dimensions of three prototypical warheads (unit: mm)

表 6 三种原型战斗部参数

Table 6 Parameters of three prototypical warheads

战斗部	直径 /mm	总质量 /kg	长度 /mm	弹壳壁厚 /mm	头部曲径比	装药类型	装药质量 /kg	等效 TNT 质量 /kg
SDB	152	113	1800	10.8	3	HMX	15.3	23
WDU-43/B	234	454	2400	41.5	9	HMX	66.7	100
BLU-109/B	368	874	2510	25.4	3	PBXN-109	238	324

### 3.2 遮弹层厚度

基于图 1 建立典型战斗部侵彻 NSC 和 UHPC 遮弹层侵彻动爆有限元计算模型。为减小边界效应的影响, 靶体边长取战斗部直径的 25 倍。综合考虑计算精度和效率, 在 12 倍战斗部直径范围内靶体的网格尺寸与 1.2.2 节一致, 即 10mm, 其余区域网格尺寸逐渐扩大至 20mm。NSC 和 UHPC 靶体材料参数取值分别见表 2 和表 4, 耦合算法、接触算法和删除准则参数取值等均与 1.2 节一致。通过试算, SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 战斗部打击 NSC 靶体的起爆时刻分别为 6.2ms、15.0ms 和 12.0ms, 打击 UHPC 靶体的起爆时刻分别为 2.8ms、12.0ms 和 10.0ms, 起爆点为装药尾端中心位置。以 WDU 打击 UHPC 靶体为例, 图 14 给出了侵彻动爆过程中不同时刻的靶体损伤云图, 0~12ms 为侵彻阶段, 弹壳携带装药侵入靶体, 形成弹洞并产生逐渐向四周发展的裂缝;12~20ms 为动爆阶段, 装药的能量转化为弹壳动能、内能以及靶体内能, 在爆炸波和破片的联合作用下靶体的损伤破坏进一步加剧。

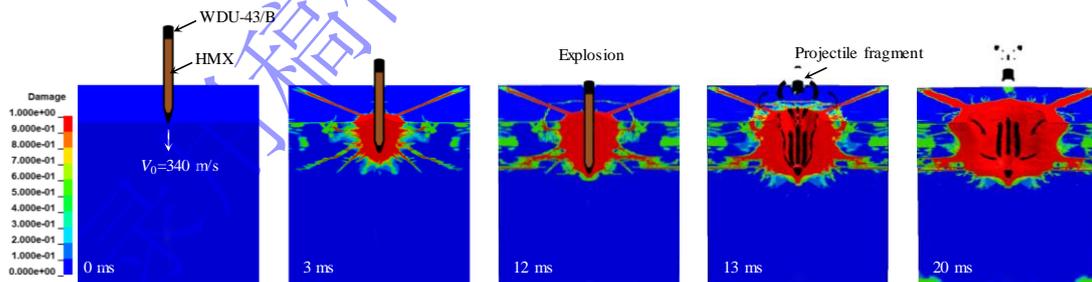


图 14 侵彻动爆过程 UHPC 靶体损伤云图

Fig.14 Damage contours of UHPC target under penetration and moving charge explosion

图 15 和图 16 分别给出了三种典型战斗部打击 NSC 和 UHPC 遮弹层的靶体最终损伤云图。可以得出: SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 战斗部侵彻动爆作用下, NSC 遮弹层的破坏深度分别为 1.33m、2.70m 和 2.35m, UHPC 遮弹层的破坏深度分别为 0.79m、1.76m 和 1.70m。表 7 给出了两种方法的计算结果, 可以看出: 采用侵彻动爆法预测得到的破坏深度大于侵彻静爆法, SDB、WDU-43/B 和 BLU-109 战斗部打击 NSC 靶体的破坏深度分别增大 29.13%、10.20%和 7.71%, 打击 UHPC 靶体的破坏深度分别增大 6.76%、9.50%和 5.06%, 其原因在于侵彻动爆法考虑了侵彻爆炸应力场叠加效应与爆炸阶

段弹壳约束和断裂破片作用的影响，靶体内部应力水平和损伤等级显著增大。此外，UHPC 遮弹层破坏深度的增幅比 NSC 遮弹层小，其原因在于 UHPC 的抗压和抗拉强度较高，叠加效应和断裂破片作用导致的应力增大对其影响相对较小。

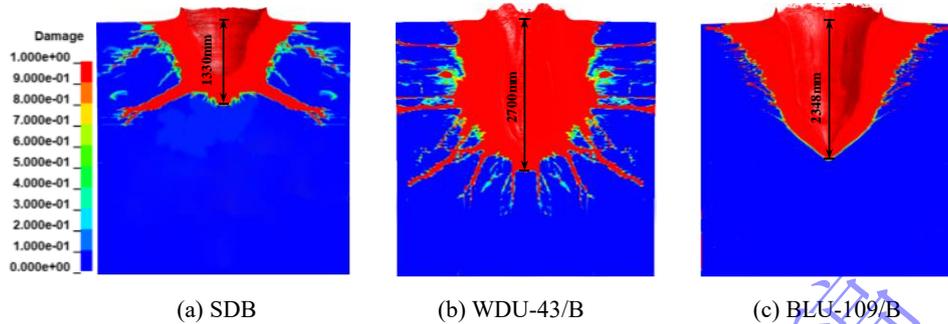


图 15 三种原型战斗部打击 NSC 遮弹层最终损伤云图

Fig.15 Final damage contours of NSC shields against three prototypical warheads

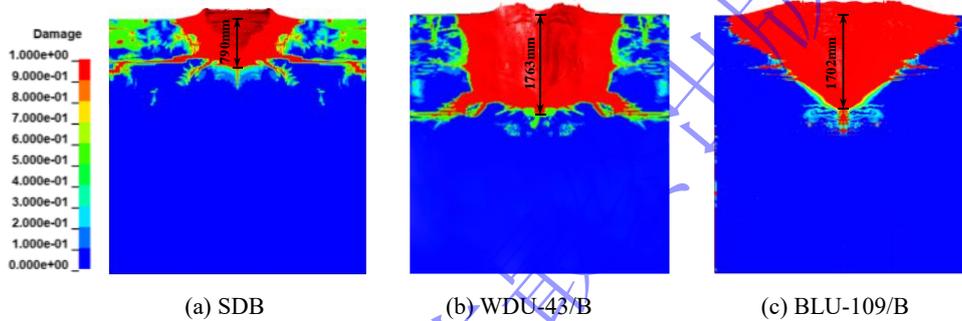
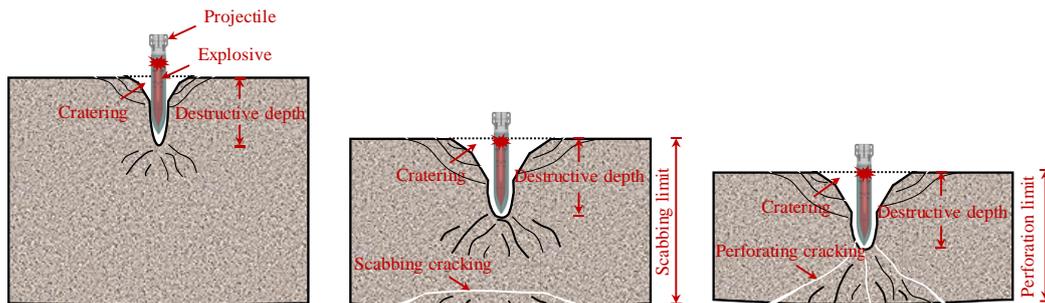


图 16 三种原型战斗部打击 UHPC 遮弹层最终损伤云图

Fig.16 Final damage contours of UHPC shields against three prototypical warheads

如图 17 所示，遮弹层在侵彻爆炸作用下的典型破坏模式包括成坑、震塌和贯穿。遮弹层足够厚时，仅出现“弹坑+隧洞”的成坑现象；当厚度减小，遮弹层下部受拉伸波影响而产生局部拉裂，部分混凝土震塌，恰好出现该现象的厚度为临界震塌厚度；厚度进一步减小时，震塌区逐渐接近弹坑，最终发生贯穿，此时的厚度为临界贯穿厚度。临界震塌厚度和临界贯穿厚度是遮弹层设计的重要参数，通常采用放大系数法进行计算，即将战斗部侵彻爆炸破坏深度分别与相应的临界震塌和临界贯穿厚度系数相乘，可得到相应的临界震塌和临界贯穿厚度。表 7 分别给出了作者<sup>[3, 26]</sup>前期研究中三种典型战斗部打击下 NSC 和 UHPC 遮弹层的临界震塌和临界贯穿厚度系数。通过计算，SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 战斗部侵彻动爆作用下，NSC 遮弹层的临界震塌厚度分别为 4.66m、6.94m 和 8.95m，临界贯穿厚度分别为 1.81m、3.75m 和 4.09m，UHPC 遮弹层的临界震塌厚度分别为 1.82m、4.16m 和 5.26m，临界贯穿厚度分别为 1.39m、2.79m 和 2.72m。表 7 对比可以得出，三种原型战斗部打击 NSC 和 UHPC 遮弹层下，采用侵彻动爆一体化方法预测的临界震塌厚度和临界贯穿厚度较传统侵彻静爆法计算结果增大约 5%~30%。



(a) Cratering                      (b) Critical perforation                      (c) Critical scabbing

图 17 弹体侵彻爆炸作用下遮弹层典型破坏模式

Fig.17 Typical failure patterns of shield under combined effect of penetration and explosion

表 7 三种原型战斗部打击 NSC 和 UHPC 遮弹层计算结果

Table 7 Calculation results of NSC and UHPC shields against three prototypical warheads

战斗部	遮弹层类型	侵彻爆炸破坏深度/m		相对差值/%	临界震塌厚度/m			临界贯穿厚度/m		
		侵彻静爆法 <sup>[3, 26]</sup>	侵彻动爆法		系数 <sup>[3, 26]</sup>	侵彻静爆法 <sup>[3, 26]</sup>	侵彻动爆法	系数 <sup>[3, 26]</sup>	侵彻静爆法 <sup>[3, 26]</sup>	侵彻动爆法
SDB	NSC	1.03	1.33	29.13	3.50	3.60	4.66	1.36	1.40	1.81
	UHPC	0.74	0.79	6.76	2.30	1.70	1.82	1.76	1.30	1.39
WDU-43/B	NSC	2.45	2.70	10.20	2.57	6.30	6.94	1.39	3.40	3.75
	UHPC	1.61	1.76	9.50	2.36	3.80	4.16	1.58	2.55	2.79
BLU-109/B	NSC	2.18	2.35	7.71	3.81	8.30	8.95	1.74	3.80	4.09
	UHPC	1.62	1.70	5.06	3.09	5.00	5.26	1.60	2.60	2.72

## 4 总结与展望

本文通过提出侵彻动爆一体化有限元分析方法，真实再现了战斗部侵彻和带壳运动爆炸的全过程，进一步对三种典型战斗部打击下 NSC 和 UHPC 遮弹层厚度开展了计算分析与设计，主要工作和结论如下：

(1) 基于装药体积填充和侵彻爆炸分步耦合技术，提出了三阶段弹体侵彻动爆一体化有限元分析方法。基于已有的装药运动爆炸试验以及 NSC 和 UHPC 靶体侵彻静爆试验，验证了所采用的弹靶本构模型、参数取值和数值算法对描述爆炸波传播、靶体内应力峰值和开裂行为及其损伤演化的准确性。

(2) 侵彻爆炸应力场叠加效应和弹壳约束及其断裂破片作用导致基于侵彻动爆一体化有限元分析方法预测得到的靶体破坏较传统侵彻静爆法预测结果更为严重。随着弹载装药起爆时刻延迟，开坑直径呈现先增大后减小的趋势，而破坏深度不断增大，并在侵彻速度降为零时刻起爆达到最大破坏深度。针对遮弹层设计，应选择侵彻速度降为零时刻作为原型战斗部最不利打击工况的起爆时刻。

(3) SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 三种原型战斗部侵彻动爆作用下，NSC 遮弹层的破坏深度分别为 1.33m、2.70m 和 2.35m，临界震塌厚度分别为 4.66m、6.94m 和 8.95m，临界贯穿厚度分别为 1.81m、3.75m 和 4.09m；UHPC 遮弹层的破坏深度分别为 0.79m、1.76m 和 1.70m，临界震塌厚度分别为 1.82m、4.16m 和 5.26m，临界贯穿厚度分别为 1.39m、2.79m 和 2.72m。采用侵彻动爆一体化方法计算得到的破坏深度、临界震塌厚度和临界贯穿厚度较传统侵彻静爆法计算结果增大约 5%~30%，传统侵彻静爆法对于遮弹层设计偏于危险。

需要指出的是，对于新型注浆刚玉块石遮弹层，作者<sup>[27]</sup>前期基于侵彻静爆法对其设计方法开展了相应的研究，考虑到刚玉强度高达 2000MPa，战斗部在侵彻阶段会出现严重的变形甚至断裂现象，从而导致侵彻效能降低或装药提前起爆。因此对于刚玉块石混凝土遮弹层，建议采用侵彻静爆法的计算结果<sup>[27]</sup>进行设计。

## 参考文献

[1] FAN Y, CHEN L, YU R Q, et al. Experimental study of damage to ultra-high performance concrete slabs subjected to partially embedded cylindrical explosive charges [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 168: 104298. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104298.

- [2] LAI J Z, GUO X J, ZHU Y Y. Repeated penetration and different depth explosion of ultra-high performance concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 84:1-12. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.05.006.
- [3] 程月华, 周飞, 吴昊. 抗战斗部侵彻爆炸作用的混凝土遮弹层设计 [J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(04): 113-130. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0346.
- CHENG Y H, ZHOU F, WU H. Design of concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(04): 113-130. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0346.
- [4] 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.
- [5] 赖建中, 尹雪祥, 李宏基, 等. 基于功能梯度原理的超高性能混凝土抗侵彻爆炸性能 [J]. *硅酸盐学报*, 2020, 48(08): 1188-1200. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.20200231.
- LAI J Z, YIN X X, LI H J, et al. Anti-penetration and explosion performance of ultra-high performance concrete base on the principle of functional gradient [J]. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2020, 48(08): 1188-1200. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.20200231.
- [6] CHENG Y H, ZHOU F, WU H, et al. Resistance of composite target against combined effects of large caliber projectile penetration and successive charge explosion [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 168: 104288. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104288.
- [7] 李述涛, 魏万里, 陈叶青, 等. 基于体积填充法的弹体侵爆一体毁伤效应研究 [J]. *振动与冲击*, 2023, 42(12): 194-204. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.012.022.
- LI S T, WEI W L, CHEN Y Q, et al. A study on damage effect of projectile penetration and explosion integration based on a volume filling method [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2023, 42(12): 194-204. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.012.022.
- [8] WEI W L, CHEN Y Q, WANG Z Q, et al. Research on damage effect of the concrete target under the penetration and explosion integration [J]. *Structures*, 2023, 47: 1511-1523. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.11.083.
- [9] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104591.
- [10] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(5): 465-476. DOI: 10.1016/0734-743X(95)00048-F.
- [11] 孙传杰, 卢永刚, 张方举, 等. 新型头形弹体对混凝土的侵彻 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(3): 269-275. DOI: 10.11883/10011455(2010)03-0269-07.
- SUN C J, LU Y G, ZHANG F J, et al. Penetration of cylindrical-nose-tip projectiles into concrete targets [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(3): 269-275. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)03-0269-07.
- [12] 王可慧, 周刚, 李明, 等. 弹体高速侵彻钢筋混凝土靶试验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(11): 89-96. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0463.
- WANG K H, ZHOU G, LI M, et al. Experimental study of projectile penetrating reinforced concrete target at high speed [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(11): 89-96. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0463.
- [13] 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.
- [14] 高矗, 孔祥振, 方秦, 等. 混凝土中爆炸应力波衰减规律的数值模拟研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(12): 68-80. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
- GAO C, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical study on attenuation of stress wave in concrete subjected to explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(12): 68-80. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.

- [15] 王银, 孔祥振, 方秦, 等. 弹体对混凝土材料先侵彻后爆炸损伤破坏效应的数值模拟研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(01): 60-73. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.  
WANG Y, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical investigation on damage and failure of concrete targets subjected to projectile penetration followed by explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(01): 60-73. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.
- [16] ARMENDT B F, SPERRAZZA J. Air blast measurements around moving explosive charges, Part III: AD0114950 [R]. Aberdeen: Army Ballistics Research Laboratory, 1956.
- [17] FRANK M, MIKE H. Soil modeling for mine blast simulation [C]// 13th International LS-DYNA User Conference. Dearborn, 2014.
- [18] DOBRATZ B M, CRAWFORD P C. LLNL explosives handbook: properties of chemical explosive simulants: UCRL-52997 [R]. Livermore, California: Lawrence Livermore National Lab, 1981.
- [19] LEE L, FINGER M, COLLINS W. JWL Equation of state coefficients for high explosive: UCID-16189 [R]. Livermore, California: Lawrence Livermore National Lab, 1973.
- [20] LU J P, LOCHERT I J, KENNEDY D L, et al. Simulation of sympathetic reaction tests for PBXN-109 [C]// Proceedings of 13th International Symposium on Detonation. New York, USA, 2006: 1338-1349.
- [21] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]// Proceedings of the 9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg Germany, 1999, 315.
- [22] CHENG Y H, WU H, JIANG P F, et al. Ballistic resistance of high-strength armor steel against ogive-nosed projectile impact [J]. Thin-Walled Structures, 2023. DOI: 10.1016/j.tjimpeng.2024.104912.
- [23] 刘彦, 段卓平, 王新生, 等. 不同厚度壳体装药在混凝土中爆炸的实验研究 [J]. 北京理工大学学报, 2010, 30(7): 771-773. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2010.07008.  
LIU Y, DUAN Z P, WANG X S, et al. Experiments on explosion of explosives with different thickness shells in concrete [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2010, 30(7): 771-773. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2010.07008.
- [24] 陈龙明, 李志斌, 陈荣. 装药动爆冲击波特性研究 [J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(01): 74-82. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0029.  
CHEN L M, LI Z B, CHEN R. Characteristics of dynamic explosive shock wave of moving charge [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(01): 74-82. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0029.
- [25] 欧育湘. 炸药学 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2014: 213-230.
- [26] 程月华, 吴昊, 岑国华, 等. 侵彻爆炸作用下超高性能混凝土遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0061.  
CHENG Y H, WU H, CEN G H, et al. Design of ultra-high performance concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. Explosion and Shock Waves, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0061.
- [27] 吴昊, 张瑜, 程月华, 等. 典型战斗部侵彻爆炸下块石混凝土遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.  
WU H, ZHANG Y, CHENG Y H, et al. Design of rock-rubble concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. Explosion and Shock Waves, 2024. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.

(责任编辑 爆炸与冲击)