

DOI: 10.11883/bzycj-2022-0346

# 抗战斗部侵彻爆炸作用的混凝土遮弹层设计\*

程月华, 周 飞, 吴 昊

(同济大学土木工程学院, 上海 200092)

**摘要:** 准确评估战斗部侵彻爆炸作用下混凝土遮弹层的损伤破坏可为防护工程设计提供重要参考。首先基于 Karagozian & Case (K&C) 模型框架建立了新型混凝土动态损伤本构模型, 其中强度面综合考虑了静水压力、Lode 角、应变率和损伤; 独立描述了拉伸和压缩损伤, 并考虑了拉压之间的连续过渡以及剪切变形和体积压缩对损伤的贡献。随后, 开展了半无限厚混凝土靶体的 105 mm 口径弹体侵彻爆炸联合作用试验。进一步通过对上述试验和已有有限厚混凝土靶板的预制孔装置装药爆炸试验进行数值仿真分析, 验证了所建立的本构模型、参数取值和有限元分析方法在描述混凝土动态阻力、损伤演化和开裂行为方面的准确性。最后, 确定了 SDB、WDB-43/B 和 BLU-109/B 三种典型战斗部以声速侵彻爆炸普通混凝土的临界贯穿和临界震塌厚度。结果表明: SDB、WDB-43/B 和 BLU-109/B 战斗部侵彻爆炸作用下混凝土的临界贯穿厚度分别为 1.4、3.4 和 3.8 m, 临界震塌厚度分别为 3.6、6.3 和 8.3 m; 由于携带炸药量的差异, 不同战斗部侵彻爆炸下的临界贯穿和临界震塌厚度与侵彻深度的比值非定值, 相应的比值范围分别为 1.49~2.13 和 2.90~4.66。

**关键词:** 混凝土遮弹层; 侵彻爆炸作用; 临界贯穿厚度; 临界震塌厚度; 防护设计

中图分类号: O385 国标学科代码: 1303530 文献标志码: A

## Design of concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads

CHENG Yuehua, ZHOU Fei, WU Hao

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

**Abstract:** Accurately evaluating the damage and failure of concrete shield subjected to combination of penetration and explosion of warheads can provide an important reference for the design of protective structures. Firstly, based on the frame of Karagozian & Case (K&C) model, a newly dynamic-damage constitutive model was established. The hydrostatic pressure, Lode angle, strain rate, and damage were all considered in strength surface. The tension and compression damages were described separately with a continued transition. Besides, the contribution of shear deformation and hydrostatic compression were also considered. Then, the combined penetration and explosion test of 105-mm-caliber projectile on the semi-infinite concrete target was conducted. The corresponding numerical simulation was conducted to verify the accuracy of the constitutive model, the parameters, and the finite element analysis approach in describing the dynamic resistance of concrete. Furthermore, by conducting the numerical simulations of the existing prefabricated hole charge explosion test on the finite concrete plane, the accuracy of the established constitutive model, parameters, and finite element analysis approach in describing the damage evolution and cracking behavior of concrete was validated. Finally, the perforation limit and scabbing limit of normal strength concrete subjected to the combination of penetration and explosion of three typical warheads at sound velocity were determined. The results show that, the perforation limits of the SDB, WDU-43/B, and BLU-109/B warheads are

\* 收稿日期: 2022-08-09; 修回日期: 2023-01-09

基金项目: 国家自然科学基金(52208500)

第一作者: 程月华(1994—), 女, 博士研究生, [yhcheng@tongji.edu.cn](mailto:yhcheng@tongji.edu.cn)

通信作者: 吴昊(1981—), 男, 博士, 教授, [wuhaocivil@tongji.edu.cn](mailto:wuhaocivil@tongji.edu.cn)

1.4, 3.4 and 3.8 m, respectively. The scabbing limit are 3.6, 6.3 and 8.3 m, respectively. Due to the differences of the explosive mass in warheads, the ratios of perforation limit and scabbing limit under combined penetration and explosion to the depth of penetration are not constant. The corresponding ratio ranges are 1.49–2.13 and 2.90–4.66, respectively.

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

军事坑道和人防工程面临钻地武器战斗部打击的威胁, 其中钻地武器主要通过战斗部侵彻进入目标结构然后引爆内部装药爆炸达到毁伤效果。为保证结构内部人员和装备的安全, 通常在防护工程的结构表面布置遮弹层抵抗战斗部的侵彻爆炸作用, 其设计性能指标主要有侵彻爆炸作用下遮弹层不贯穿和不震塌两种, 对应的遮弹层厚度称为侵彻爆炸临界贯穿厚度和侵彻爆炸临界震塌厚度。

由于原型和大比例尺战斗部试验的成本较高、操作难度大, 且在有限数量内较难实现临界贯穿和震塌破坏模式, 数值模拟成为评估结构损伤破坏和开裂行为的可靠手段。为了准确描述混凝土在侵彻爆炸等极端荷载下的复杂应力状态和损伤演化, Holmquist-Johnson-Cook (HJC)<sup>[1]</sup>、Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT)<sup>[2]</sup> 和 Karagozian & Case (K&C)<sup>[3]</sup> 等模型已得到广泛应用。通过设置合理的单元网格尺寸和侵蚀准则, 上述模型均可较好地模拟弹体冲击下靶体的动态阻力, 但在描述混凝土的开裂行为方面仍存在一定局限。如, HJC 模型忽略了拉伸损伤、Lode 角效应和剪胀效应, 尤其是缺少拉伸损伤的描述导致其无法重现靶面的剥离和靶背的震塌现象<sup>[4]</sup>。RHT 模型作为一种改进的 HJC 模型, 虽然考虑了拉伸损伤, 但所采用的线性拉伸软化模型与试验结果不符, 所采用的三个固定强度面仅在初始和极限强度面中考虑了 Lode 角效应<sup>[5]</sup>, 且同样忽略了剪胀效应。相对而言, K&C 模型较好地描述了混凝土的应变率、Lode 角和剪胀效应, 且考虑了材料的应变硬化和软化。但模型中动态断裂应变随着应变率的增加而增大<sup>[6]</sup>, 与高应变率下动态断裂应变保持不变的试验结论<sup>[7]</sup> 不符。因此, 建立可描述侵彻爆炸荷载作用下混凝土动态阻力、损伤演化和开裂行为的本构模型尤为必要。

此外, 数值模拟中本构模型参数和分析方法的可靠性需通过弹体侵彻爆炸联合作用试验进行验证。然而, 已有对于弹体打击混凝土的试验研究<sup>[8-18]</sup> 主要集中于单一的侵彻试验<sup>[8-15]</sup> 且较多为小口径弹体(12.7~30.5 mm)<sup>[8-12]</sup>。由于尺寸效应的存在<sup>[19-21]</sup>, 相应的试验结论对于原型弹体的适用性尚值得商榷。虽然文献<sup>[16-18]</sup> 中开展了侵彻爆炸联合作用试验, 但弹体直径(20~30 mm)和炸药量(7.85~142 g)均较小, 且靶体均为半无限厚, 相关结论并不适用于有限厚混凝土遮弹层设计。此外, 为了模拟弹体打击后爆炸荷载对混凝土的破坏, 已有试验通常采用预制孔埋置装药爆炸的方式<sup>[22-23]</sup>, 忽略了侵彻作用引起的靶体损伤, 不能真实反映弹体侵彻爆炸联合作用下混凝土的损伤演化。

因此, 为了准确确定原型战斗部侵彻爆炸下混凝土遮弹层的设计厚度, 本文中: 首先, 基于 K&C 模型理论框架, 建立与静水压力、Lode 角、应变率和损伤相关的强度面, 拉伸和压缩损伤独立描述、拉压之间连续过渡以及考虑剪切变形和体积压缩损伤的混凝土动态损伤本构模型; 进一步, 通过开展半无限厚混凝土靶体的 105 mm 口径弹体侵彻爆炸联合作用试验, 并基于已有有限厚混凝土靶板的预制孔埋置装药爆炸试验, 对上述本构模型、参数取值和有限元分析方法在描述混凝土动态阻力、损伤演化和开裂行为等方面的适用性进行验证; 最后, 选取三种口径介于 100~400 mm 的典型战斗部, 开展侵彻爆炸作用下混凝土遮弹层的临界贯穿和临界震塌厚度分析。

## 1 混凝土动态损伤本构模型

为了描述侵彻爆炸荷载作用下混凝土的动态阻力、损伤演化和开裂行为, 基于 K&C 模型<sup>[3]</sup> 框架建立了一个新型混凝土动态损伤本构模型。模型采用了与静水压力、Lode 角、应变率和损伤相关的新型强度面、与 K&C 模型相同的表格式压实状态方程, 以完全解耦的方式对拉、压损伤进行了独立描述, 并通过引入应力状态相关参数提出了拉压损伤连续过渡的新方法, 在损伤累积中考虑了体积压缩对拉、压强度的不同贡献, 采用了非关联新型独立势函数描述剪胀效应。本节对模型的强度面、状态方程、损伤累积和流动法则依次进行介绍。

### 1.1 强度面

根据应力状态, 强度面由拉伸区 ( $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq 0$ )、压缩区 ( $0 \geq \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ ) 和拉-压过渡区 ( $\sigma_1 > 0 > \sigma_3$ ) 组成, 其中  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$  和  $\sigma_3$  为应力张量  $\sigma_{ij}$  的主应力, 以拉为正。强度面方程为

$$Y(p) = \sqrt{3J_2} = \begin{cases} f_{cc} + \frac{p - \frac{2}{3} \cos \theta f_{cc}}{a_{1c} + a_{2c} p} & p > \frac{2}{3} \cos \theta f_{cc} \\ f_{tt} + \frac{p - \frac{2}{3} \cos \left( \frac{2}{3} \pi + \theta \right) f_{tt}}{\frac{2}{3} \cos \theta f_{cc} - \frac{2}{3} \cos \left( \frac{2}{3} \pi + \theta \right) f_{tt}} (f_{cc} - f_{tt}) & \frac{2}{3} \cos \left( \frac{2}{3} \pi + \theta \right) f_{tt} < p \leq \frac{2}{3} \cos \theta f_{cc} \\ \frac{3(p + f_{tt})}{2 \cos \theta} & -f_{tt} \leq p \leq \frac{2}{3} \cos \left( \frac{2}{3} \pi + \theta \right) f_{tt} \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $p = -(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$  为静水压力, 以压为正;  $J_2 = s_{ij}s_{ji}/2$  和  $J_3 = s_{ij}s_{jk}s_{ki}/3$  分别为应力偏张量  $s_{ij} = \sigma_{ij} + p\delta_{ij}$  ( $\delta_{ij}$  为 Kronecker 符号) 的第二和第三不变量;  $\theta$  为 Lode 角 ( $0 \leq \theta \leq \pi/3$ );  $\alpha$  为应力状态参数, 是 Lode 角函数;  $a_{1c}$ 、 $a_{2c}$  和  $f_{cc}$  为压缩区中与  $\theta$  以及损伤相关的参数;  $f_{tt}$  为拉伸区中与  $\theta$  以及损伤相关的参数。参数的具体表达式为

$$\begin{cases} \theta = \frac{1}{3} \arccos \left( \frac{3\sqrt{3} J_3}{2 J_2^{1.5}} \right) \\ \alpha = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_3} \\ a_{1c} = \frac{2}{3} \cos \theta - p_0 \left( \frac{\eta_s \eta_c^v}{f_{cc}} + a_{2c} \right) \\ a_{2c} = \frac{1}{S_{\max} (0.25 + 0.75 \eta_h) - f_{cc}} \\ f_{cc} = f_c^\alpha (0.45 + 0.55 \eta_h) \eta_s \eta_c^v \sqrt{1 + \alpha^2 - \alpha} & f_c^\alpha = f_c \frac{1 - \alpha(1 - 4f_{bc}/f_c)}{(1 + \alpha)^2} \\ f_{tt} = f_t^\alpha \eta_t \eta_l^v \sqrt{1 + \alpha^2 - \alpha} \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $\eta_h$  为压缩区应变硬化函数, 随着塑性应变的累积由 0 单调增加至 1;  $\eta_s$  为压缩区应变软化函数, 在  $\eta_h$  达到 1 时开始累积, 并且随着塑性应变的累积由 1 开始单调递减;  $\eta_c^v$  为高静水围压下体积压缩对单轴压缩强度造成的损伤;  $\eta_t$  为拉伸区应变软化函数,  $\eta_l^v$  是高静水围压下体积压缩对单轴拉伸强度造成的损伤;  $f_c^\alpha$  为双轴压缩包络强度面, 采用 Kupfer 等<sup>[24]</sup> 建议的经验公式计算;  $f_{bc}$  为等双轴压缩强度, 取  $f_{bc} = 1.16f_c$ <sup>[25]</sup>,  $f_c$  为单轴压缩强度;  $f_t^\alpha$  为双轴拉伸包络强度面;  $S_{\max}$  为最大强度面的渐近线值;  $p_0$  为最大强度面与静水压力轴的交点。

强度面压缩区, 即式 (1) 中  $p > 2 \cos \theta f_{cc}/3$  的静水压力范围, 采用一个三维双曲线强度面描述。该强度面与  $\sigma_1 = 0$  平面的交点为  $(p, \sqrt{3J_2}) = (2 \cos \theta f_{cc}/3, f_{cc})$ , 即为压缩区和拉-压过渡区的边界。  $a_{1c}$  和  $a_{2c}$  分别根据假定该三维双曲线强度面在静水压力轴上的闭合点  $(p, \sqrt{3J_2}) = (p_0, 0)$  和静水压力  $p$  趋于正无穷时的渐近线  $\sqrt{3J_2} = S_{\max} (0.25 + 0.75 \eta_h)$  确定。由于该三维双曲线强度面经过三个特征点, 即  $(p, \sqrt{3J_2}) = (p_0, 0)$ 、 $(2 \cos \theta f_{cc}/3, f_{cc})$  和  $(+\infty, S_{\max} (0.25 + 0.75 \eta_h))$ , 因此很好的描述了混凝土材料的 Lode 角效应, 如图 1 所示。  $f_{cc}$  是在  $f_c^\alpha$  的基础上进一步考虑压缩损伤参数 ( $\eta_h$ 、 $\eta_s$  和  $\eta_c^v$ ), 并将  $f_c^\alpha$  由主应力空间投影至  $p - \sqrt{3J_2}$  平面产生的  $\sqrt{1 + \alpha^2 - \alpha}$  项得到的。此外, 由特征点  $(p, \sqrt{3J_2}) = (2 \cos \theta f_{cc}/3, f_{cc})$  和  $(+\infty, S_{\max} (0.25 + 0.75 \eta_h))$  可以看出, 随着静水压力的增加, 压缩区的初始屈服强度与峰值强度的比值由 0.45 逐渐降低至 0.25, 这与 Williams 等<sup>[26]</sup> 开展的混凝土高围压三轴压缩试验结果一致。

强度面拉伸区, 即式 (1) 中  $-f_{tt} \leq p \leq 2 \cos(2\pi/3 + \theta) f_{tt}/3$  的静水压力范围, 采用 Rankine 强度准则 ( $\sigma_1 = f_{tt}$ )<sup>[27]</sup>。将该准则方程与  $\sigma_3 = 0$  平面的交点  $(p, \sqrt{3J_2}) = (2 \cos(2\pi/3 + \theta) f_{tt}/3, f_{tt})$  作为拉伸区和拉-压过渡区的边界。  $f_{tt}$  是在  $f_t^\alpha$  的基础上进一步考虑拉伸损伤参数 ( $\eta_t$  和  $\eta_l^v$ ), 以及将  $f_t^\alpha$  由主应力空间投影至  $p - \sqrt{3J_2}$  平面产生的  $\sqrt{1 + \alpha^2 - \alpha}$  项得到的, 根据 Rankine 强度准则有  $f_t^\alpha = f_t$ ,  $f_t$  为混凝土单轴拉伸强度。

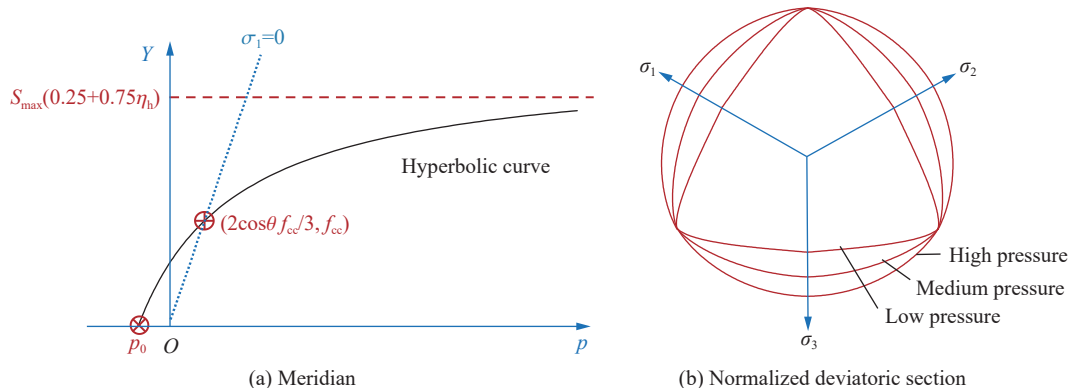


图 1 三维双曲线强度面

Fig. 1 Sketch map of the 3D hyperbolic strength surface

强度面拉-压过渡区, 即式 (1) 中  $2\cos(2\pi/3+\theta) f_{it}/3 < p \leq 2\cos\theta f_{cc}/3$  的静水压力范围, 强度面由边界点  $(p, \sqrt{3J_2}) = (2\cos(2\pi/3+\theta) f_{it}/3, f_{it})$  和  $(2\cos\theta f_{cc}/3, f_{cc})$  之间线性插值得到。

为考虑应变率效应, 模型中动态强度面采用“径向增强”方法确定<sup>[3,6]</sup>

$$Y_{rf}(p_{rf}) = r_f Y(p_{rf}/r_f) \tag{3}$$

式中:  $r_f$  为动态增强因子,  $Y_{rf}$  和  $p_{rf}$  分别为动态荷载下的强度面和静水压力。模型中分别考虑动态拉伸增强因子  $r_{ft}$  和动态压缩增强因子  $r_{fc}$ , 并采用 Xu 等<sup>[28]</sup> 提出的半经验公式进行计算

$$\begin{aligned} r_{ft} &= \{ [\tanh((\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) - W_x) S)] (F_m/W_y - 1) + 1 \} W_y \\ r_{fc} &= (r_{ft} - 1) f_t/f_c + 1 \end{aligned} \tag{4}$$

式中:  $\dot{\epsilon}$  为当前应变率,  $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$  为参考应变率, 其余常数取值分别为:  $F_m = 10$ ,  $W_x = 1.6$ ,  $S = 0.8$  和  $W_y = 5.5$ 。

### 1.2 状态方程

如图 2 所示, 模型采用与 K&C 模型相同的表格格式压实状态方程描述体积应变  $\mu$  与静水压力  $p_{rf}$  之间的关系, 即 LS-DYNA 中的 \*EOS\_TABULATED\_COMPACTION<sup>[29]</sup>。状态方程表达式为

$$\begin{cases} p_{rf} = \frac{\mu - \mu_n}{\mu_{n+1} - \mu_n} (p_{n+1} - p_n) \\ K_u = \frac{\mu - \mu_n}{\mu_{n+1} - \mu_n} (K_{u,n+1} - K_{u,n}) \end{cases} \quad \mu_n < \mu \leq \mu_{n+1} \tag{5}$$

式中:  $K_u$  为卸载体积模量, 下标  $n$  表示相应参数的第  $n$  个值。塑性体积压缩路径由表格格式输入的体积应变点  $\mu_n$  和静水压力点  $p_n$  确定, 弹性加载/卸载路径由表格格式输入的体积模量点  $K_{u,n}$  确定。此外, 混凝土的弹性模量  $E$  采用 Lim 等<sup>[30]</sup> 推荐的经验公式  $E = 4400 \sqrt{f_c} (\rho/2400)^{1.4}$  进行计算,  $\rho$  为密度。混凝土的泊松比取  $\nu = 0.2$ , 可得剪切模量  $G = E/2.4$  和体积模量  $K = E/1.8$ 。

### 1.3 损伤累积

模型同时考虑剪切变形和体积压缩对于损伤的贡献, 其中剪切变形损伤由应力偏张量  $s_{ij}$  引起, 体积压缩损伤由应力球张量引起, 总损伤定义为  $D = 1 - \eta_s^x \eta_s^y \eta_s^z$ 。

拉伸应变软化、压缩应变硬化和压缩应变软化阶段的损伤内变量分别为

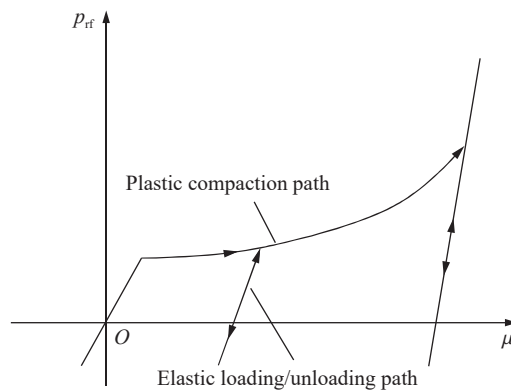


图 2 状态方程示意

Fig. 2 Sketch of equation of state



$$\begin{aligned} \lambda_h &= \sum \frac{\beta \Delta \varepsilon_c^p}{r_i d_1^h [1 + \max(p/f_t, 0)]^{d_2}} \\ \lambda_s &= \sum \frac{\beta \Delta \varepsilon_c^p}{r_i d_1^s [1 + \max(p/f_t, 0)]^{d_2}} \\ \lambda_t &= \sum \frac{(1-\beta) \Delta \varepsilon_1^p}{[1 + \max(p/f_t, 0)]^{d_2}} \end{aligned} \quad (6)$$

式中:  $\Delta \varepsilon_c^p$  为塑性等效应变增量  $\sqrt{2\Delta \varepsilon_{ij}^p \Delta \varepsilon_{ij}^p}/3$ ,  $\Delta \varepsilon_1^p$  为塑性最大主应变增量,  $d_1^s$ 、 $d_1^h$  和  $d_2$  为损伤参数。

对于剪切变形损伤, 每个时间步中产生的塑性应变增量根据应力状态参数  $\beta$  分为拉伸  $\beta_t$  和压缩  $\beta_c$  两个部分, 分别用于计算独立描述的拉伸和压缩损伤

$$\beta = m - m\beta_t + (1-m)\beta_c \quad \begin{cases} \beta_t = \max \left\{ 0, \min \left( 1, \frac{3p}{2 \cos(\theta + 2\pi/3) \sqrt{3J_2}} \right) \right\} \\ \beta_c = \max \left\{ 0, \min \left( 1, \frac{3p}{2 \cos \theta \sqrt{3J_2}} \right) \right\} \end{cases} \quad (7)$$

在拉伸区域 ( $\sigma_3 \geq 0$ ),  $\beta=0$ , 仅累积拉伸损伤; 在压缩区域 ( $\sigma_1 \leq 0$ ),  $\beta=1$ , 仅累积压缩损伤; 在纯剪切状态 ( $p=0$ ),  $\beta=m$ ; 在拉-压过渡区其他应力状态,  $\beta$  在 0,  $m$  和 1 之间进行线性插值得到,  $m$  为损伤分配因子。参考 Continuous Surface Cap 混凝土模型<sup>[31]</sup>, 取  $m=0$ 。

图 3 给出了模型中的应变硬化和软化函数, 其中压缩应变硬化形状函数  $\eta_h$  由单轴压缩试验拟合得到, 压缩软化形状函数  $\eta_s$  采用 Sargin<sup>[32]</sup> 提出的单轴压缩应力-应变曲线经验公式

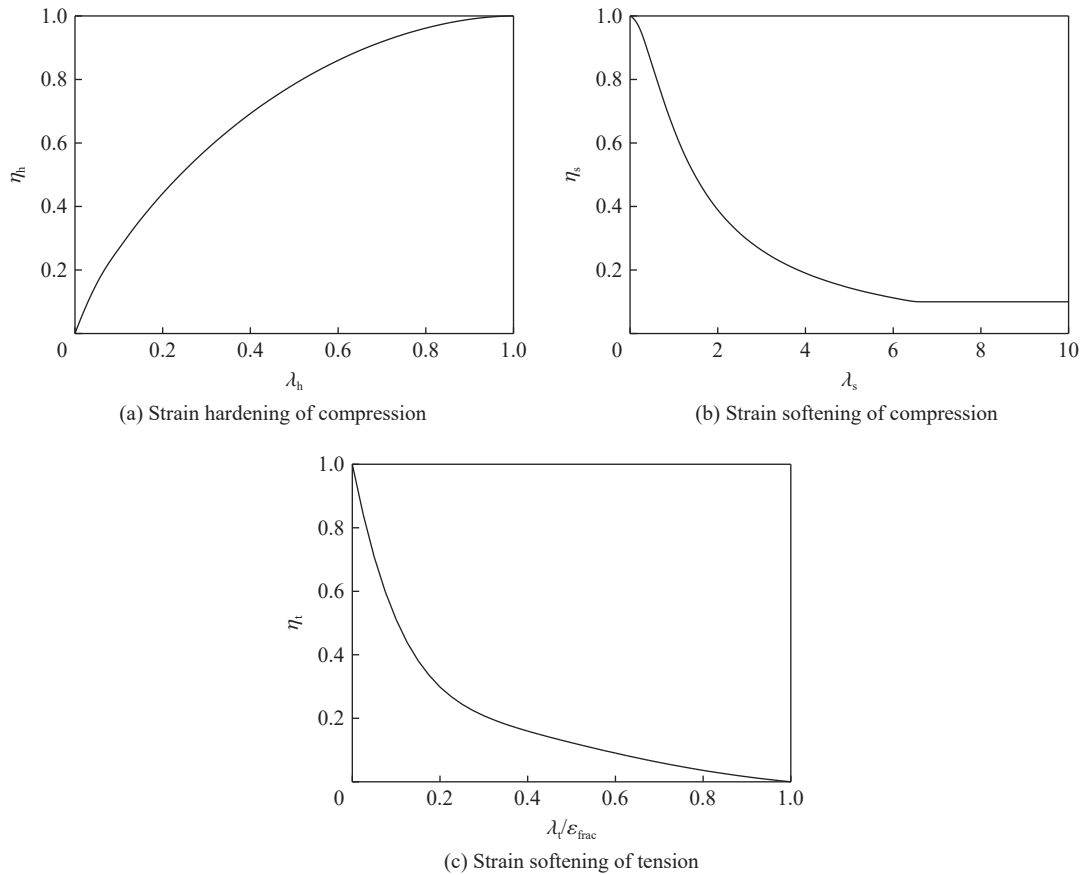


图 3 应变硬化和软化函数

Fig. 3 Strain hardening and softening functions

$$\eta_h = 1 - [1 - \min(\lambda_h, 1)^{0.8}]^{1.8}, \quad \eta_s = \max \left[ \frac{1 + \lambda_s + (A - 1)(1 + \lambda_s)^2}{A(1 + \lambda_s)^2 - \lambda_s}, \frac{f_t}{f_c} \right] \quad (8)$$

式中: 参数  $A$  可调节函数形状。为避免拉-压过渡区强度面出现随压力增加而减小的情况,  $\eta_s$  取值不小于  $f_t/f_c$ 。

为描述拉伸应变软化, 采用 Hordijk<sup>[33]</sup> 提出的指数软化函数

$$\eta_t = \left[ 1 + \left( c_1 \frac{\lambda_t}{\varepsilon_{frac}} \right)^3 \right] \exp \left( -c_2 \frac{\lambda_t}{\varepsilon_{frac}} \right) - \frac{\lambda_t}{\varepsilon_{frac}} (1 + c_1^3) \exp(-c_2) \quad (9)$$

式中:  $\varepsilon_{frac}$  为断裂应变, 对普通混凝土  $c_1=3, c_2=6.93$ 。

如图 4 所示, 由于体积压缩会影响  $f_c$  和  $f_t$ <sup>[34]</sup>, 因此模型中也考虑了体积压缩损伤

$$\eta_c^v = 1 - \sum f_d (r_c^{old} - r_c^{new}) \quad (10)$$

$$\eta_t^v = 1 - \sum f_d (r_t^{old} - r_t^{new}) \quad (11)$$

式中:  $r_c = \max(1, p_{ff}^{max}/f_c)^{-0.007f_c/MPa}$ , 表示损伤后单轴压缩强度与无损伤单轴压缩强度之比;  $r_t = \max(1, p_{ff}^{max}/f_c)^{-0.3f_t/MPa}$ , 表示损伤后单轴拉伸强度与无损伤单轴拉伸强度之比;  $p_{ff}^{max}$  为计算过程中出现的最大静水压力值; 上标 old 和 new 分别表示上一个时间步和当前时间步中相应参数的瞬时值;  $f_d$  为表征应力状态影响的参数

$$f_d = \max \left[ 0, 1 - \frac{\sqrt{3J_2}}{3p/2 \cos \theta} \right] \quad (12)$$

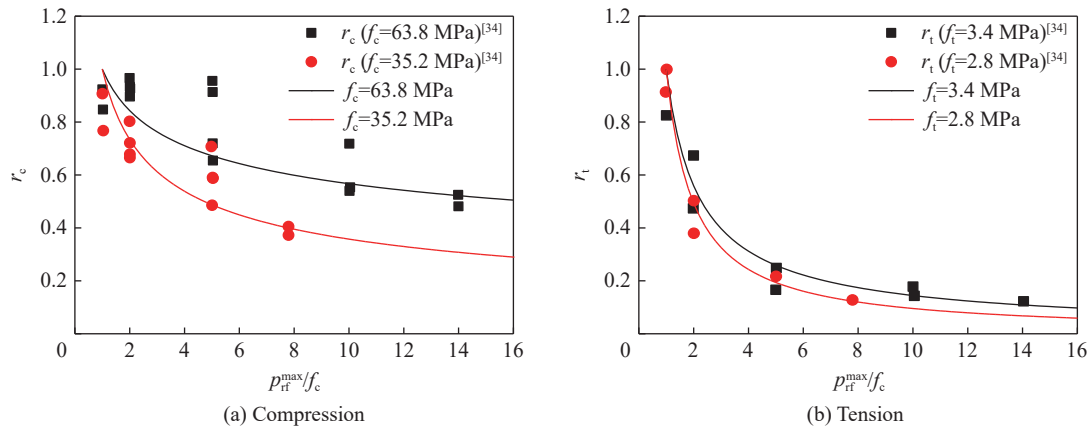


图 4 体积压缩损伤函数

Fig. 4 Damage function of volumetric compaction

### 1.4 流动法则

为描述剪胀效应, 模型采用径向回归算法<sup>[35]</sup>更新应力张量, 并将压缩区的初始屈服三维双曲线强度面 ( $\eta_h=0, \eta_s=1$  和  $\eta_c^v=1$ ) 作为塑性势函数  $g$ 。

塑性势函数  $g$  与塑性应变张量  $\varepsilon_{ij}^p$  之间的关系为

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \Delta u \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} = \sqrt{3J_2} - \left( f_{cc} + \frac{p - 2 \cos \theta f_{cc}/3}{a_{1c} + a_{2c}p} \right) \quad (13)$$

式中:  $\Delta u$  为一致性参数, 满足 Kuhn-Tucker 条件<sup>[35]</sup>

$$Y(\sigma_{ij}, \Delta u) - \sqrt{3J_2} = 0 \quad (14)$$

确定  $\Delta u$  后, 即可得到塑性应变张量  $\Delta \varepsilon_{ij}^p$ 。

塑性等效应变增量  $\Delta\varepsilon_e^p$  和塑性最大主应变增量  $\Delta\varepsilon_1^p$  的计算方法为:

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_e^p &= \sqrt{\frac{2}{3}\Delta\varepsilon_{ij}^p\Delta\varepsilon_{ij}^p} = \sqrt{1 + \frac{2}{9}\left(\frac{dg}{dp}\right)^2} \Delta u \\ \Delta\varepsilon_1^p &= \left(\cos\theta - \frac{1}{3}\frac{dg}{dp}\right) \Delta u \end{aligned} \quad (15)$$

最后, 通过用户自定义子程序接口, 将上述混凝土动态损伤本构模型嵌入至 LS-DYNA 软件, 用于后续混凝土靶体的侵彻爆炸数值仿真分析。

### 1.5 参数确定

上述模型中包含 4 类参数: 基本材料性能、强度面、状态方程和损伤参数。其中基本材料性能参数包括  $\rho$ 、 $f_c$ 、 $f_t$ 、 $G$  和  $K$ , 可直接由试验数据确定。在缺乏试验数据时, 取  $\rho=2400 \text{ kg/m}^3$ ;  $f_t$  采用 K&C 模型<sup>[3]</sup> 建议方法计算, 即  $f_t=0.3f_c^{2/3}$ ;  $G$  和  $K$  依据上文介绍的弹性模量  $E$  经验公式确定。强度面参数为  $S_{\max}=13f_c$  和  $p_0=-0.16f_c$ , 是由假定模型的压缩子午线与 K&C 模型<sup>[3]</sup> 相同得到的。状态方程参数与 K&C 模型<sup>[3]</sup> 相同。对于损伤参数: 在拉伸区, 采用 K&C 模型<sup>[3]</sup> 推荐的裂缝带宽度 25.4 mm 为标准, 单元尺寸  $l < 25.4 \text{ mm}$  时断裂应变  $\varepsilon_{\text{frac}}=0.007$ <sup>[36]</sup>, 单元尺寸  $l > 25.4 \text{ mm}$  时  $\varepsilon_{\text{frac}}=0.007 \times 25.4 \text{ mm}/l$ , 以保证拉伸破坏时不同尺寸网格模拟的裂纹带内断裂能相同; 压缩区参考 HJC 模型<sup>[1]</sup>、RHT 模型<sup>[2]</sup> 和 Wang 等<sup>[37]</sup> 的建议, 设  $d_2=1$ , 通过调整其余三个参数 ( $d_1^h$ 、 $d_1^s$  和  $A$ ) 使得模型预测的单轴压缩应力-应变曲线与 Attard 等<sup>[38]</sup> 的建议曲线相近, 如图 5 所示。表 1 和表 2 列出了本文建立的混凝土动态损伤本构模型相关参数。

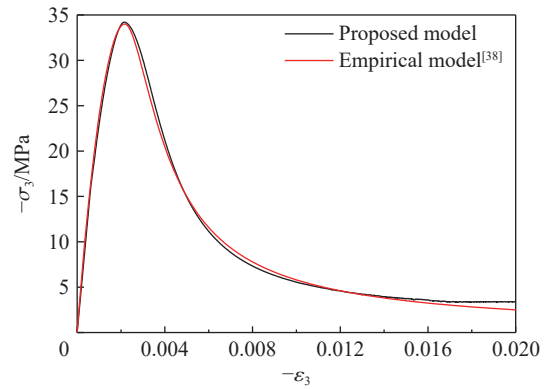


图 5 普通混凝土单轴压缩应力-应变曲线

Fig. 5 Compressive stress-strain relation of normal strength concrete

表 1 动态损伤本构模型中的强度面和损伤参数

Table 1 Parameters of the strength surface and the damage for the dynamic-damage constitutive model

$S_{\max}$	$p_0$	$d_1^h$	$d_1^s$	$d_2$	$\varepsilon_{\text{frac}}$	$A$	$m$
$13f_c$	$-0.16f_c$	0.000 35	0.000 84	1	0.007	1.03	0

表 2 动态损伤本构模型的状态方程参数

Table 2 Parameters of the equation of state for the dynamic-damage constitutive model

$\mu_1$	$\mu_2$	$\mu_3$	$\mu_4$	$\mu_5$	$\mu_6$	$\mu_7$	$\mu_8$	$\mu_9$	$\mu_{10}$
0	0.001 5	0.004 3	0.010 1	0.030 5	0.051 3	0.072 6	0.094 3	0.174 0	0.208 0
$p_1/\mu_2$	$p_2/\mu_2$	$p_3/\mu_2$	$p_4/\mu_2$	$p_5/\mu_2$	$p_6/\mu_2$	$p_7/\mu_2$	$p_8/\mu_2$	$p_9/\mu_2$	$p_{10}/\mu_2$
0	1	2.18	3.50	6.65	10.03	14.23	21.77	127.10	194.40
$K_{u,1}$	$K_{u,2}$	$K_{u,3}$	$K_{u,4}$	$K_{u,5}$	$K_{u,6}$	$K_{u,7}$	$K_{u,8}$	$K_{u,9}$	$K_{u,10}$
1	1	1.014	1.065	1.267	1.470	1.672	1.825	4.107	5.000

## 2 模型验证

本节首先对半无限厚混凝土靶体开展了 105 mm 口径弹体侵彻爆炸联合作用试验和相应的数值仿真分析, 通过对比试验和数值仿真得到的靶体开坑直径和破坏深度, 验证本构模型、参数和有限元分析方法对描述靶体动态阻力和损伤演化的描述准确性。进一步基于已有有限厚混凝土靶板预制孔埋置装药爆炸试验<sup>[23]</sup>, 通过对比靶背震塌尺寸验证上述模型和计算方法对描述混凝土开裂行为的可靠性。

### 2.1 半无限厚混凝土靶体侵彻爆炸联合作用

考虑到已有弹体侵彻爆炸联合作用试验较少, 本节开展 105 mm 口径弹体侵彻爆炸联合作用试验。鉴于操作难度, 试验采用“两步走”方式, 即由 105 mm 口径火炮开展惰性弹侵彻试验后, 在侵彻孔内放置炸药进一步开展爆炸试验。图 6 分别给出了试验中弹体和炸药的几何尺寸, 质量分别为 20 和 5 kg。综合考虑弹体侵彻爆炸下的毁伤作用以及靶体的边界效应, 试验中混凝土浇筑于内径 2 500 mm, 高度 2 000 mm, 厚度 30 mm 的钢箍内, 如图 6(c) 所示, 测试得到混凝土的抗压强度为 40 MPa。

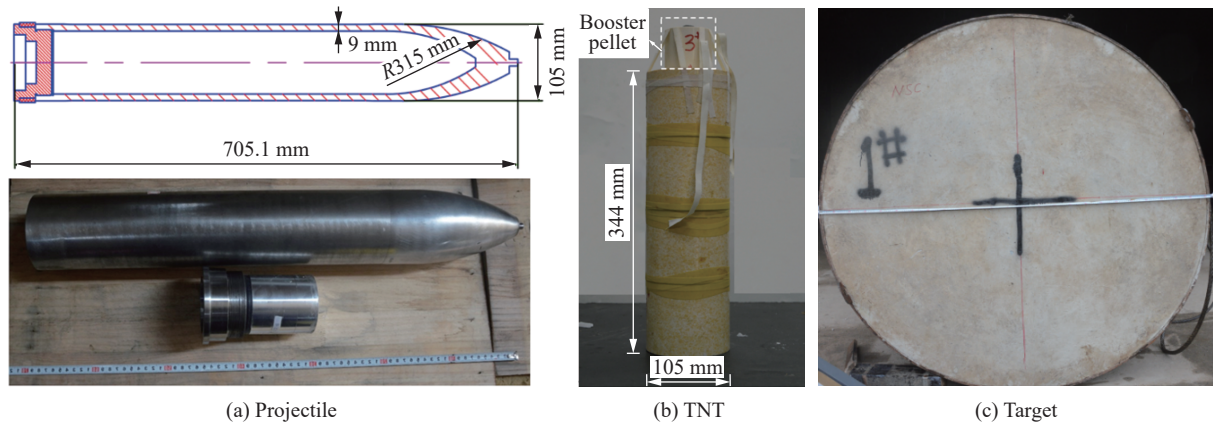


图 6 试验弹体、TNT 炸药和靶体  
Fig. 6 Test projectile, TNT and target

图 7 分别给出了试验现场布置, 以及侵彻和爆炸试验后的回收弹体和损伤靶体照片。由高速摄像和测速靶双重校核得到弹体的侵彻速度为 325 m/s。表 3 列出了侵彻和爆炸试验后测量得到的靶体破坏深度和表面平均开坑直径。可以看出: 侵彻试验中弹体未发生明显变形, 仅表面出现轻微划痕; 爆炸试验后靶体发生更严重的破坏, 破坏深度和开坑直径分别增加了 32.0% 和 42.1%, 即弹体侵彻后的爆炸效应不容忽视。



图 7 侵彻爆炸联合作用试验  
Fig. 7 Combined penetration and explosion test

表 3 试验与数值模拟结果对比

Table 3 Comparisons of test data and simulation results

试验	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	515	519	0.8	1 176	948	-19.4
爆炸	680	648	-4.7	1 671	1 728	3.4



采用显式动力分析软件 LS-DYNA<sup>[29]</sup>, 对上述试验进行数值模拟。考虑到试验中弹体、炸药和靶体的对称性, 建立如图 8 所示的 1/4 有限元模型并设置对称边界。进一步综合考虑试验中弹靶尺寸和计算效率, 弹靶网格尺寸取 15 mm, 单元类型为 3D164。鉴于试验中弹体未发生明显变形, 壳体和内部填充物均选用 \*MAT\_RIGID 材料模型表征: 壳体的密度、弹性模型和泊松比分别取  $7850 \text{ kg/m}^3$ 、210 GPa 和 0.3; 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。钢箍选用 \*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 材料模型表征, 其密度、弹性模型、泊松比和屈服强度分别为  $7850 \text{ kg/m}^3$ 、210 GPa、0.3 和 400 MPa, 且不考虑材料的失效。靶体由第 1 节建立的动态损伤本构模型表征, 其中基本材料性能参数  $\rho$ 、 $f_c$ 、 $f_t$ 、 $G$  和  $K$  分别为  $2400 \text{ kg/m}^3$ 、32 MPa、3 MPa、10.4 GPa 和 13.8 GPa; 损伤、强度面和状态方程参数取值参照表 1 和表 2。弹靶之间接触由关键字 \*CONTACT\_ERODING\_SURFACE\_TO\_SURFACE 实现。当有限元模型中网格尺寸远大于裂缝宽度时, 常用的由删除网格表征靶体的剥离和震塌会造成严重的能量损失, 因此本文模型基于损伤显示的方式表征混凝土成坑区的开裂破坏。考虑到混凝土的剥离和震塌主要由拉伸应力波引起, 模型中通过历史变量记录完全拉伸破坏 ( $\lambda_t > \varepsilon_{\text{frac}}$ ,  $\eta_t = 0$ ) 的单元, 用于表征混凝土成坑区的开裂破坏。

由于弹体侵彻作用下混凝土结构内会出现隧道区, 因此数值模拟中添加 \*MAT\_ADD\_EROSION 关键字并采用最大和最小主应变控制隧道区单元的删除。采用试算方法确定当最大和最小主应变分别为 0.5 和 -0.25 时模拟得到的侵彻深度与试验值接近, 相应的模拟结果见表 3。图 9(a) 给出了弹体侵彻作用下靶体纵剖面的损伤云图。图 9(b) 采用灰度显示的方式呈现靶体表面的成坑区开裂破坏, 并确定开坑直径, 即图中的灰色区域。由表 3 可以看出, 本文建立的本构模型、参数取值和有限元分析方法可同时较好预测弹体侵彻深度和靶体开坑尺寸。

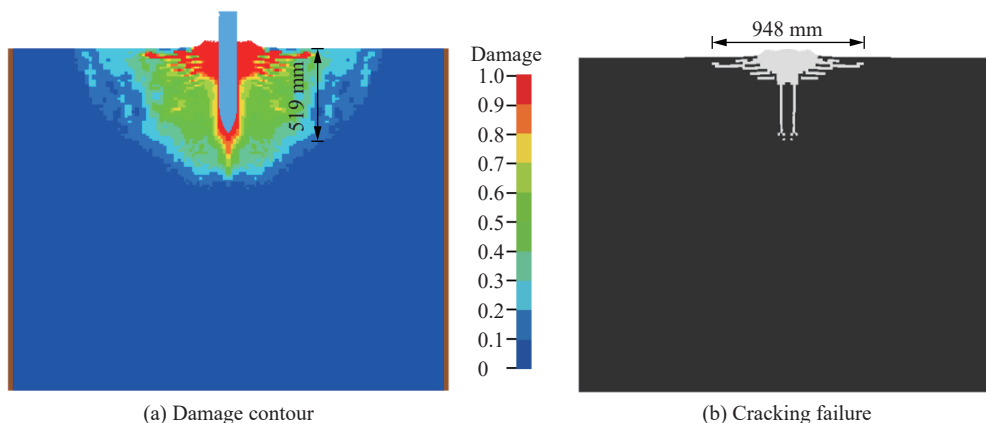


图 9 侵彻试验模拟结果

Fig. 9 Simulation results of penetration test

采用完全重启动技术, 在侵彻作用结束后删除弹体, 增加空气和炸药, 建立如图 10 所示的爆炸作用有限元模型。通过使用关键字 \*STRESS\_INITIALIZATION 将侵彻作用结束时靶体的损伤破坏以及应力状态继承为爆炸初始阶段靶体的状态。模型中 TNT 炸药和空气采用欧拉网格划分并进行共节点处理,

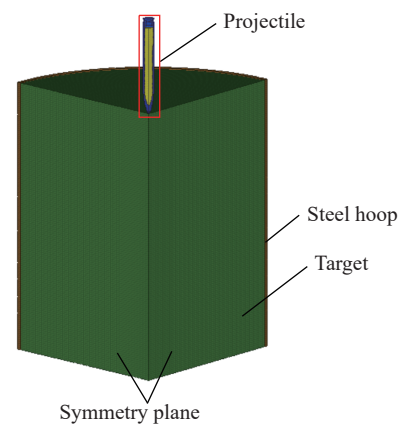


图 8 侵彻作用有限元模型

Fig. 8 Finite element model of penetration

网格尺寸分别为 15 和 30 mm, 通过多物质 ALE 算法 \*ALE\_MULTI\_MATERIAL\_GROUP 对两者进行耦合。进一步由关键字 \*CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 实现 TNT、空气欧拉网格和靶体拉格朗日网格之间的流固耦合。使用关键字 \*INITIAL\_DETONATION 设置 TNT 的起爆点为装药顶部中央, 与试验工况一致。

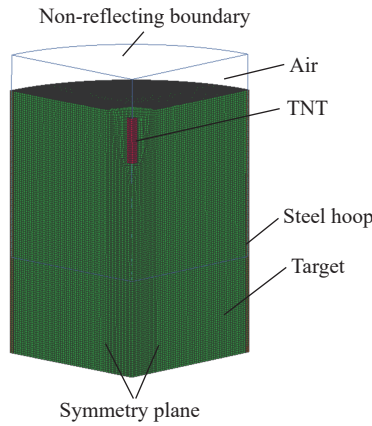


图 10 爆炸作用有限元模型

Fig. 10 Finite element model of explosion

有限元模型中靶体材料模型和参数与侵彻阶段保持一致。使用 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 材料模型表征 TNT 装药并使用 \*EOS\_JWL 状态方程描述装药爆炸过程中压力与爆轰产物相对体积之间的关系:

$$p_1 = A_{JWL} \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B_{JWL} \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega e}{V} \quad (16)$$

式中:  $p_1$  为装药爆轰压力,  $e$  和  $V$  分别为装药初始比内能和相对体积,  $A_{JWL}$ 、 $B_{JWL}$ 、 $R_1$ 、 $R_2$ 、 $\omega$  为与炸药性质相关的常数。

空气使用 \*MAT\_NULL 材料模型和 \*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 线性多项式状态方程描述

$$p_2 = C_0 + C_1 v + C_2 v^2 + C_3 v^3 + (C_4 + C_5 v + C_6 v^2) E_0 \quad (17)$$

式中:  $C_0 \sim C_6$  为与气体有关的常数, 且有  $C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ ,  $C_4 = C_5 = \gamma - 1$ ;  $E_0$  为初始单位体积内能;  $\gamma$  为绝热指数, 对空气而言有  $\gamma = 1.4$ ;  $v = \rho / \rho_0 - 1$ , 其中  $\rho$  和  $\rho_0$  分别为当前和初始密度。上述材料模型和状态方程参数取值见表 4 和表 5。

表 4 TNT 炸药的模型和状态方程参数

密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	爆速/(m·s <sup>-1</sup> )	CJ爆压/GPa	$A_{JWL}$ /GPa	$B_{JWL}$ /GPa	$R_1$	$R_2$	$\omega$
1630	6930	21	374	375	4.15	1.0	0.35

表 5 空气的模型和状态方程参数

$\rho$ /(kg·m <sup>-3</sup> )	$C_4$	$C_5$	$E_0$ /Pa
1.29	0.4	0.4	$2.5 \times 10^5$

图 11 分别给出了爆炸后靶体纵剖面的损伤云图和开裂破坏。可以看出, 与侵彻作用相比, 爆炸荷载作用下靶体损伤进一步加重, 且损伤范围不仅局限于弹道附近。此外, 由表 3 可以看出数值模拟得到的靶体破坏深度和开坑直径均与试验值较接近, 相对误差分别为 -4.7% 和 3.4%。

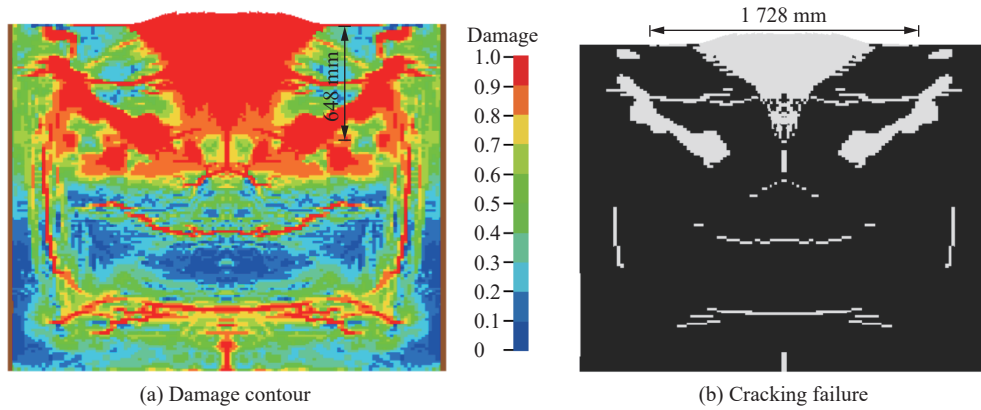


图 11 爆炸试验模拟结果

Fig. 11 Simulation results of explosion test

### 2.2 有限厚混凝土靶板预制孔埋置装药爆炸

考虑到防护结构遮弹层为有限厚度, 在弹体侵彻爆炸作用下可能出现贯穿或震塌破坏。进一步基于 Fan 等<sup>[23]</sup>开展的有限厚普通混凝土靶板预制孔埋置装药爆炸试验, 通过对比靶背的震塌尺寸验证本构模型和参数在描述混凝土开裂行为方面的准确性。

根据图 12(a) 给出的试验现场布置, 考虑到靶体和炸药的对称性, 建立图 12(b) 所示的 1/4 有限元模型。靶体平面尺寸为 3 000 mm×3 000 mm, 厚度为 620 mm; 预制孔直径和深度分别为 150 mm 和 310 mm; 炸药直径、高度和质量分别为 122 mm、112.2 mm 和 10.165 kg。此外, 依据试验工况, 采用 \*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 模型表征直径 8 mm 的 HRB400 钢筋, 屈服强度为 400 MPa, 失效应变为 0.14。混凝土靶体的单元尺寸、类型和材料模型均与 2.1 节保持一致, 其中基本材料性能参数  $\rho$ 、 $f_c$ 、 $f_t$ 、 $G$  和  $K$  分别为 2 400 kg/m<sup>3</sup>、51.7 MPa、4.2 MPa、15.0 GPa 和 20.0 GPa; 其余参数取值参照表 1 和表 2。TNT 和空气的单元尺寸和类型、材料模型和参数以及耦合算法均与 2.1 节一致。

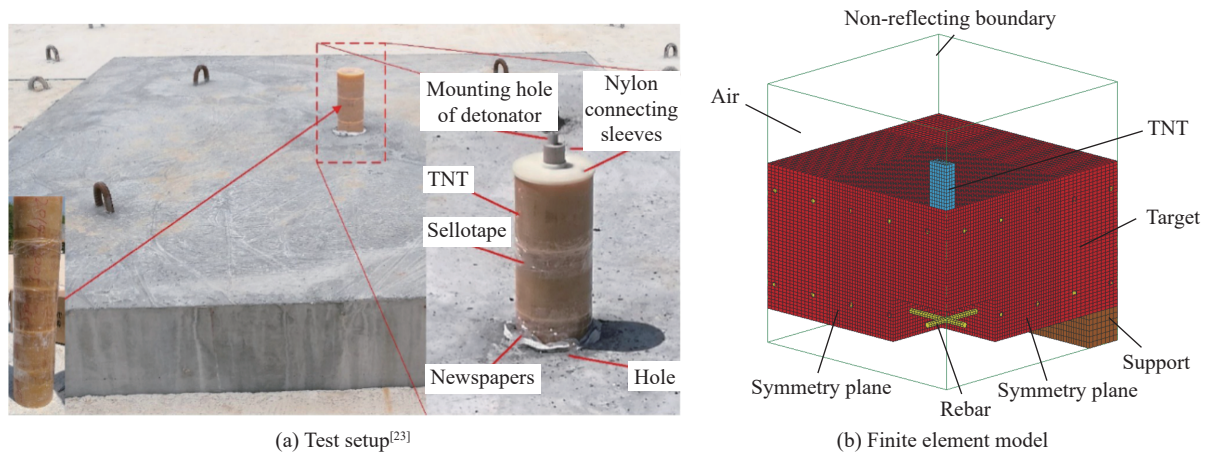


图 12 预制孔装药爆炸试验

Fig. 12 Prefabricated hole charge explosion test

图 13 对比了试验与数值模拟得到的靶体正面、背面和纵剖面的损伤和开裂破坏。可以看出, 数值模拟得到的靶体表面和背面的成坑形态试验结果接近, 靶背的震塌直径与试验值相对误差为 13.7%。

综上, 通过对比半无限厚混凝土靶体的侵彻爆炸联合作用试验以及有限厚混凝土靶板的预制孔埋置装药爆炸试验, 验证了所建立的本构模型、参数取值和有限元分析方法在描述靶体动态阻力、损伤演化和开裂行为方面的准确性, 可用于后续原型战斗部侵彻爆炸作用下混凝土遮弹层的临界贯穿和临界震塌厚度分析。



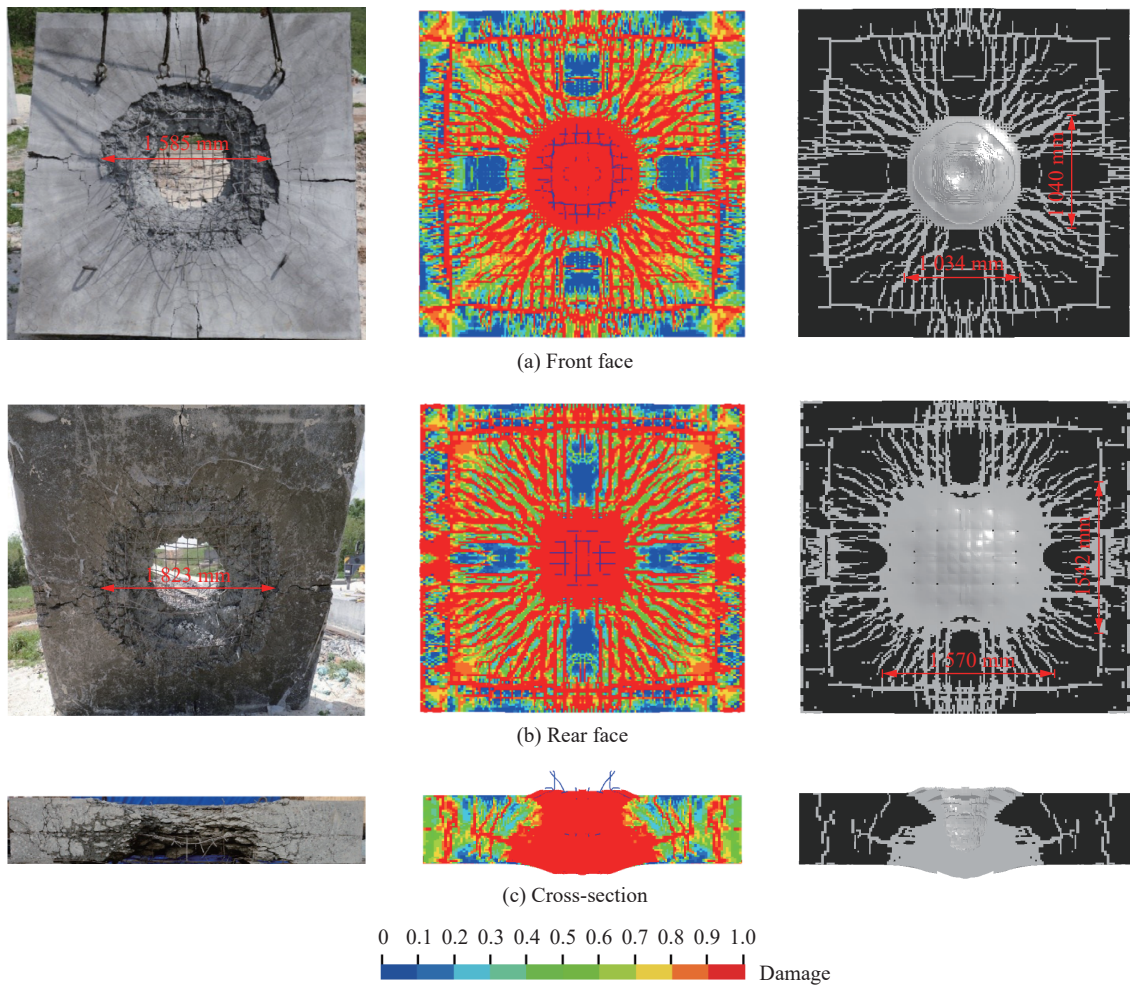


图 13 试验<sup>[23]</sup>与数值模拟结果对比  
 Fig. 13 Comparisons of test<sup>[23]</sup> and numerical simulation results

### 3 典型战斗部侵彻爆炸分析

#### 3.1 典型战斗部参数

考虑到典型钻地武器的战斗部直径多为 100~400 mm, 因此本节选取弹径为 152 mm(SDB)、234 mm(WDU-43/B)和 368 mm(BLU-109/B)的三种典型战斗部进行侵彻爆炸下混凝土靶体的临界贯穿和临界震塌厚度分析, 其中混凝土抗压强度取 40 MPa, 弹体侵彻速度取 340 m/s。表 6 给出了三种战斗部的基本参数。

表 6 三种战斗部参数

Table 6 Parameters of three warheads

战斗部	直径/ mm	总质量/ kg	长度/ mm	壁厚/ mm	头部曲 径比	等效TNT 质量/kg
SDB	152	113	1800	10.8	3	23
WDU-43/B	234	454	2400	41.5	9	100
BLU-109/B	368	874	2510	25.4	3	324

#### 3.2 侵彻爆炸临界贯穿厚度

首先以 SDB 战斗部为例阐述侵彻爆炸临界贯穿厚度的确定方法。图 14(a) 给出了战斗部侵彻混凝土靶体的有限元模型。为减小边界效应的影响, 靶体的边长取为弹体直径的 25 倍, 即 3800 mm。综合考虑计算精度和效率, 在弹体直径 15 倍范围内靶体的网格尺寸与第 2 节一致, 即 15 mm, 其余区域网格尺寸取 30 mm。对应于抗压强度为 40 MPa 的混凝土, 基本材料性能参数  $\rho$ 、 $f_c$ 、 $f_t$ 、 $G$  和  $K$  分别为 2400 kg/m<sup>3</sup>、40 MPa、3.6 MPa、11.6 GPa 和 15.5 GPa, 其余参数取值参照表 1 和表 2。考虑到钻地弹打击



普通混凝土时基本不发生变形, 因此弹体选用 \*MAT\_RIGID 材料模型, 弹靶的接触算法和删除准则等均与 2.1 节保持一致。弹体侵彻作用结束后, 装药爆炸作用的有限元模型如图 14(b) 所示, 其中炸药简化为直径与战斗部外径一致的圆柱体, 高度依据等效 TNT 质量和密度确定。此外, 炸药的放置位置依据侵彻阶段隧道区的形状和尺寸, 使药柱底端尽可能接近隧道区底部。设置起爆点为药柱顶端中央。靶体的材料模型和参数与侵彻作用阶段一致。空气和炸药的材料模型和参数以及流固耦合算法与第 2 节相同。

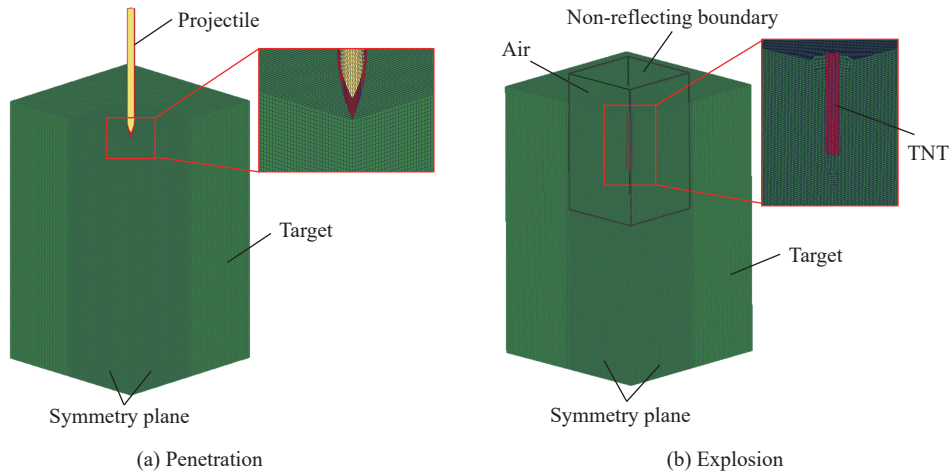


图 14 有限元模型

Fig. 14 Finite element model

通过调整靶体厚度, 可确定战斗部侵彻爆炸作用下混凝土靶体的临界贯穿厚度。图 15 给出了靶体厚度分别为 1.35、1.40 和 1.50 m 时, 靶体纵剖面开裂破坏的灰度示意图。可以看出: 靶体厚度为 1.35 和 1.40 m 时, 靶体背部由于拉伸波作用完全拉伸破坏的单元与隧道区连通, 可认为靶体发生了贯穿破坏; 而当靶体厚度增大至 1.50 m 时, 完全拉伸破坏的单元几乎未与隧道区连通, 因此可判定 1.40 m 为靶体的临界贯穿厚度。

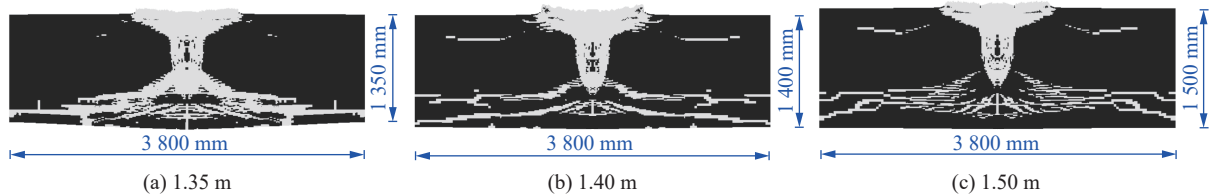


图 15 三种厚度靶体的开裂破坏

Fig. 15 Cracking failure of targets with three thicknesses

对于发生临界贯穿破坏的靶体, 图 16 分别给出了三种战斗部侵彻作用后(左)以及侵彻爆炸联合作用后(右)靶体纵剖面的损伤云图。表 7 进一步列出了上述两个作用阶段靶体的破坏深度、开坑直径, 以及靶体临界贯穿厚度分别与侵彻阶段破坏深度和爆炸后破坏深度的比值, 即  $D_1$  和  $D_2$ 。可以看出, 经历爆炸荷载作用后靶体的破坏深度、开坑直径以及损伤分布范围均明显增加, 其中三种弹体的开坑直径较

表 7 三种战斗部打击下的模拟结果

Table 7 Simulation results of three warheads

战斗部	侵彻作用		侵彻爆炸联合作用		临界贯穿厚度/m	$D_1$	$D_2$	临界震塌厚度/m	$D_3$	$D_4$
	深度/m	开坑直径/mm	深度/m	开坑直径/mm						
SDB	0.94	1066	1.03	1656	1.4	1.49	1.36	3.6	3.83	3.50
WDU-43/B	2.17	1806	2.45	2180	3.4	1.57	1.39	6.3	2.90	2.57
BLU-109/B	1.78	2554	2.18	3556	3.8	2.13	1.74	8.3	4.66	3.81

侵彻阶段分别增加了 55.3%、20.7% 和 39.2%; 破坏深度分别增加了 9.6%、12.9% 和 22.5%。由于 SDB 战斗部的侵彻深度较小, 在爆炸阶段炸药的末端靠近靶体的表面, 导致开坑直径增加明显。而 BLU-109/B 战斗部携带炸药量较大导致爆炸阶段破坏深度增加明显。此外, 由于携带炸药量的差异, 不同战斗部侵彻爆炸作用下靶体的临界贯穿厚度与侵彻深度的比值非定值, 范围为 1.49~2.13。

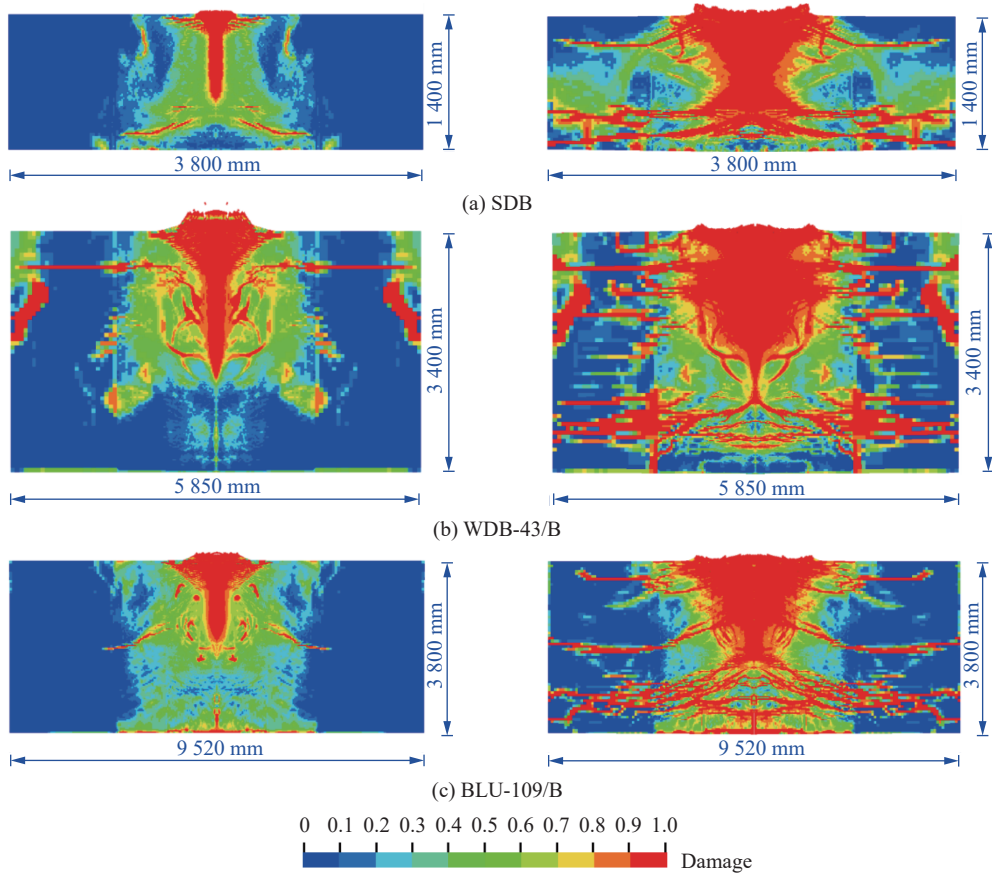


图 16 三种战斗部打击下混凝土靶体的损伤云图

Fig. 16 Damage contours of concrete targets subjected to three warheads

### 3.3 侵彻爆炸临界震塌厚度

同样以 SDB 战斗部为例阐述侵彻爆炸临界震塌厚度的确定方法。对于本文建立的动态损伤本构模型, 判定依据为靠近靶体背部完全拉伸破坏的单元未贯通整个靶体。图 17 分别给出了 3.55、3.60 和

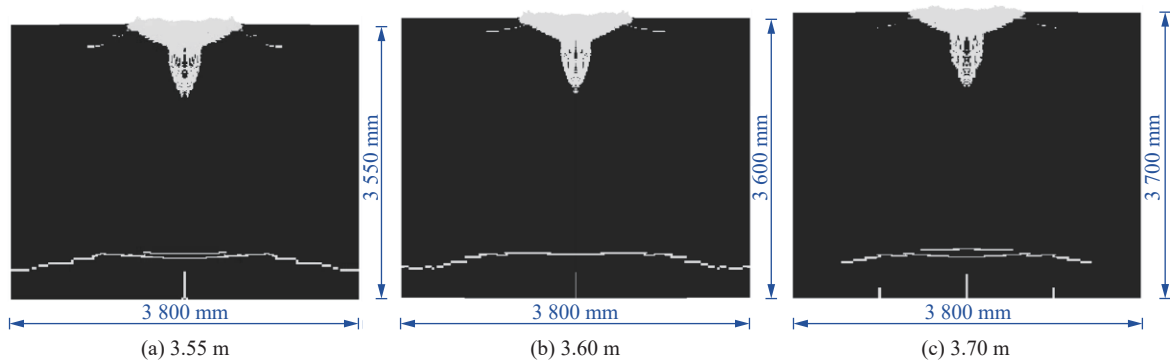


图 17 三种厚度靶体的开裂破坏

Fig. 17 Cracking failure of targets with three thicknesses

3.70 m 厚的靶体纵剖面中完全拉伸破坏的单元。可以看出: 靶体厚度为 3.55 和 3.60 m 时, 完全损伤单元贯穿靶体的横截面, 可认为发生了震塌破坏; 当靶体厚度增大至 3.70 m 时, 完全损伤单元未贯穿靶体的横截面, 因此判定 3.60 m 为靶体的临界震塌厚度。

对于靶体出现临界震塌破坏的工况, 图 18 分别给出了三种战斗部侵彻作用后(左)以及侵彻爆炸联合作用后(右)靶体纵剖面的损伤云图。表 7 进一步给出了临界震塌厚度分别与侵彻阶段破坏深度和爆

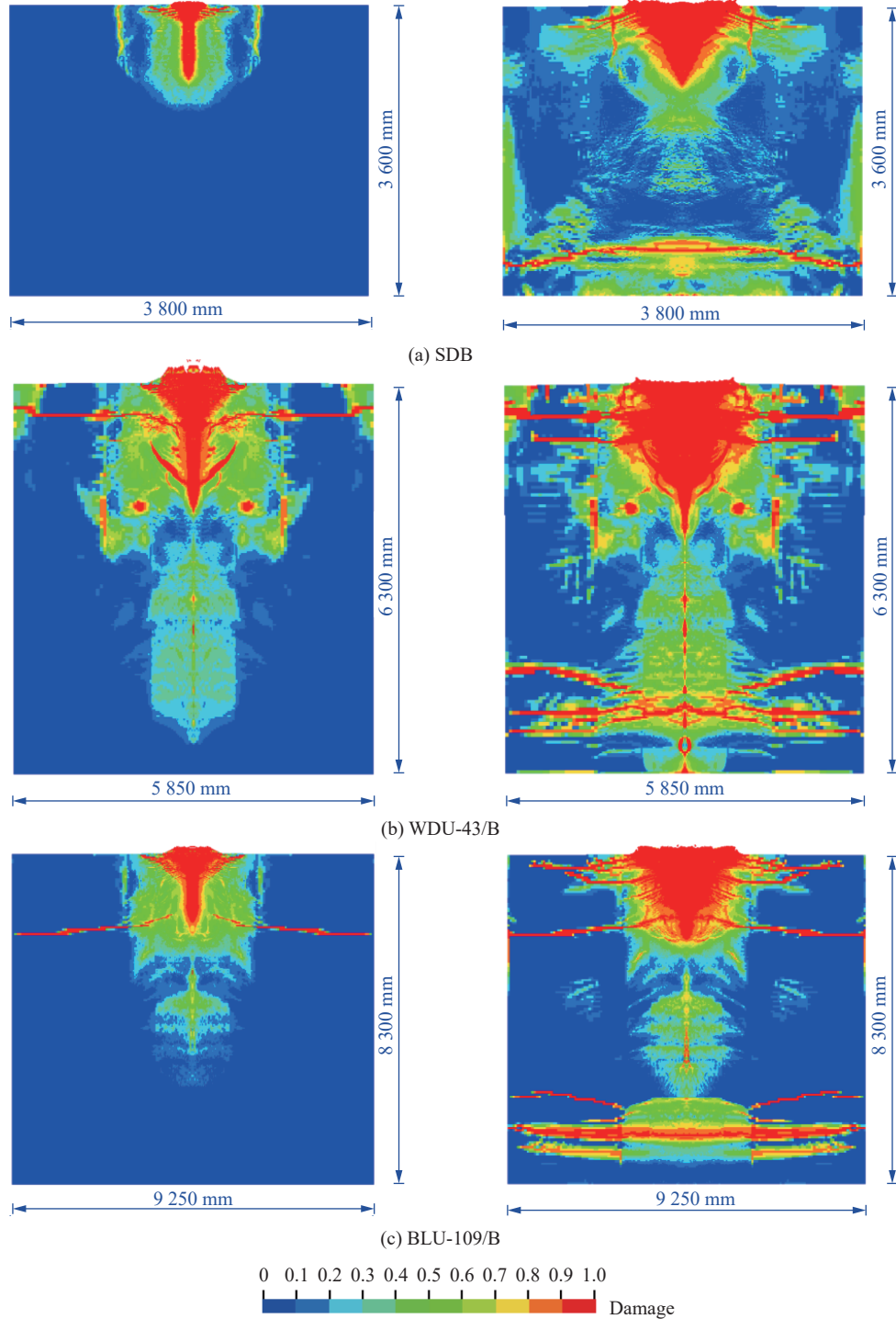


图 18 三种战斗部打击下混凝土靶体的损伤云图

Fig. 18 Damage contours of concrete targets subjected to three warheads

炸后破坏深度的比值, 即  $D_3$  和  $D_4$ 。可以看出: 为使靶体不发生震塌破坏, 靶体厚度需明显增大; 相较于临界贯穿厚度, 对应于三种战斗部的靶体厚度分别增加了 157.1%、85.3% 和 118.4%; 不同战斗部打击下, 由于携带炸药量的差别, 靶体的临界震塌厚度与侵彻深度的比值范围为 2.90~4.66。需要指出的是, 对应于三种战斗部所确定的临界贯穿和临界震塌厚度均未考虑结构中钢筋的作用, 这对防护结构遮弹层设计更偏保守。此外, 由于尚不清楚战斗部外壳钢材的力学性能, 本文爆炸分析中未考虑其影响。已有研究表明, 考虑弹壳约束时爆坑直径减小约 1.5 倍弹径, 深度增加约 5%<sup>[39]</sup>。

## 4 总结与展望

本文采用试验和数值模拟的手段开展了三种典型战斗部侵彻爆炸作用下混凝土遮弹层的临界贯穿和临界震塌厚度分析。主要工作和结论如下。

(1) 基于 K&C 模型框架建立了新型混凝土动态损伤本构模型, 其中强度面综合考虑了静水压力、Lode 角、应变率和损伤; 将拉伸和压缩损伤进行了独立描述, 并考虑了拉压之间的连续过渡以及剪切变形与体积压缩对损伤的贡献。

(2) 基于本文开展的半无限厚混凝土靶体的侵彻爆炸联合作用试验, 以及已有有限厚混凝土靶板的预制孔埋置装药爆炸试验, 验证了所建立的本构模型、参数取值和有限元分析方法在描述侵彻爆炸荷载作用下靶体动态阻力、损伤演化和开裂行为方面的准确性。

(3) 确定了 SDB、WDU-43/B 和 BLU-109/B 原型战斗部以声速打击普通混凝土靶体的临界贯穿厚度分别为 1.40、3.40 和 3.80 m, 临界震塌厚度分别为 3.60、6.30 和 8.30 m。由于战斗部携带炸药量的差异, 临界贯穿厚度和临界震塌厚度与侵彻深度的比值范围分别为 1.49~2.13 和 2.90~4.66。

需要指出的是, 本文仅分析了普通混凝土遮弹层, 后续可对高抗力防护结构, 如超高性能混凝土和块石遮弹层等提出相应的设计方法。

## 参考文献:

- [1] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates and high pressures [C]// Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics, 1993.
- [2] 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 Interaction of the Effect of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg, 1999.
- [3] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(9/10): 847–873. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00023-7.
- [4] KONG X Z, FANG Q, WU H, et al. Numerical predictions of cratering and scabbing in concrete slabs subjected to projectile impact using a modified version of HJC material model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 95: 61–71. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.04.014.
- [5] TU Z G, LU Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(1): 132–146. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.010.
- [6] KONG X Z, FANG Q, LI Q M, et al. Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 217–228. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.
- [7] WEERHEIJM J, VAN DOORMAAL J C A M. Tensile failure of concrete at high loading rates: new test data on strength and fracture energy from instrumented spalling tests [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(3): 609–626. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.01.005.
- [8] 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.
- [9] 陈小伟, 张方举, 杨世全, 等. 动能深侵彻弹的力学设计 (III): 缩比实验分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2006, 26(2): 105–114. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)02-0105-10.



- CHEN X W, ZHANG F J, YANG S Q, et al. Mechanics of structural design of EPW (III): Investigations on the reduced-scale tests [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(2): 105–114. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)02-0105-10.
- [10] 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.
- [11] FREW D J, HANCHAK S J, GREEN M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1998, 21(6): 489–497. DOI: 10.1016/S0734-743X(98)00008-6.
- [12] 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: 10.11883/1001-1455(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.
- [13] 黄蒙, 欧卓成, 段卓平, 等. 刚性弹体侵彻混凝土的相似性研究 [J]. *兵工学报*, 2016, 37(S2): 176–180.
- HUANG M, OU Z C, DUAN Z P, et al. A study of similarity Analysis of hard projectile penetrating into concrete [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(S2): 176–180.
- [14] 邓勇军, 陈小伟, 钟卫洲, 等. 弹体正侵彻钢筋混凝土靶的试验及数值模拟研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(2): 023101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0001.
- DENG Y J, CHEN X W, ZHONG W Z, et al. Experimental and numerical study on normal penetration of a projectile into a reinforced concrete target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(2): 023101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0001.
- [15] 马天宝, 武珺, 宁建国. 弹体高速侵彻钢筋混凝土的实验与数值模拟研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(10): 103301. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0275.
- MA T B, WU J, NING J G. Experimental and numerical study on projectiles' high-velocity penetration into reinforced concrete [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(10): 103301. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0275.
- [16] 左魁, 张继春, 曾宪明, 等. BLU-109B 模型弹在岩石介质中成坑效应试验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2007, 26(S1): 2767–2671. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2007.z1.027.
- ZUO K, ZHANG J C, ZENG X M, et al. Experimental study on formation of craters in rock with BLU-109B earth penetrating model projectiles [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2007, 26(S1): 2767–2671. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2007.z1.027.
- [17] GENG H, LU H, SUN S Z, et al. Experimental study and damage effect analysis of concrete structures under the combined loadings of penetration and explosion [J]. *Shock and Vibration*, 2020, 2020: 2137945. DOI: 10.1155/2020/2137945.
- [18] SUN S Z, LU H, YUE S L, et al. The composite damage effects of explosion after penetration in plain concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 153: 103862. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103862.
- [19] WU H, LI Y C, FANG Q, et al. Scaling effect of rigid projectile penetration into concrete target: 3D mesoscopic analyses [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 208: 506–524. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.03.040.
- [20] 彭永, 卢芳云, 方秦, 等. 弹体侵彻混凝土靶体的尺寸效应分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(11): 113301. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0402.
- PENG Y, LU F Y, FANG Q, et al. Analyses of the size effect for projectile penetrations into concrete targets [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(11): 113301. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0402.
- [21] 程月华, 姜鹏飞, 吴昊, 等. 考虑尺寸效应的典型钻地弹侵彻混凝土深度分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(6): 063302. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0373.
- CHENG Y H, JIANG P F, WU H, et al. On penetration depth of typical earth-penetrating projectiles into concrete targets considering the scaling effect [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(6): 063302. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0373.
- [22] 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.
- [23] 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.
- [24] GERSTLE K B, ZIMMERMAN R M, WINKLER H, et al. Behavior of concrete under multiaxial stress states [J]. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 1980, 106(6): 1383–1403. DOI: 10.1061/JMCEA3.0002671.

- [25] KUPFER H B, GERSTLE K H. Behavior of concrete under biaxial stresses [J]. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 1969, 99(4): 853–866. DOI: 10.1061/JMCEA3.0001789.
- [26] WILLIAMS E M, AKERS S A, REED P A. Laboratory characterization of fine aggregate cementitious material: ERDC/GSL TR-05-16 [R]. Vicksburg, MS: Geotechnical and Structures Laboratory, US Army Engineer Research and Development Center, 2005.
- [27] RANKINE W J M. Manual of applied mechanics [M]. London: Griffin, 1876.
- [28] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 60: 76–81. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.04.005.
- [29] LS-DYNA. Keywords user's manual. version 971 [M]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2012.
- [30] LIM J C, OZBAKKALOGLU T. Stress-strain model for normal- and light-weight concretes under uniaxial and triaxial compression [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 71: 492–509. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.08.050.
- [31] MURRAY Y D. User manual for LS-DYNA concrete material model 159 [M]. Washington DC: US Department of Transportation, 2007. FHWA-HRT-05-062.
- [32] SARGIN M. Stress-strain relationships for concrete and the analysis of structural concrete sections [M]. Waterloo: Solid Mechanics Division, University of Waterloo, 1971.
- [33] HORDIJK D A. Local approach to fatigue of concrete [D]. Delft: Delft University of Technology, 1991.
- [34] CUI J, HAO H, SHI Y C, et al. Experimental study of concrete damage under high hydrostatic pressure [J]. *Cement and Concrete Research*, 2017, 100: 140–152. DOI: 10.1016/j.cemconres.2017.06.005.
- [35] SIMO J C, HUGHES T J R. Computational inelasticity [M]. New York: Springer, 1998. DOI: 10.1007/b98904.
- [36] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 91: 116–125. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.003.
- [37] WANG Y, KONG X Z, FANG Q, et al. Modelling damage mechanisms of concrete under high confinement pressure [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 150: 103815. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103815.
- [38] ATTARD M M, SETUNGE S. Stress-strain relationship of confined and unconfined concrete [J]. *Material Journal*, 1996, 93(5): 432–442. DOI: 10.14359/9847.
- [39] 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(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.
- WANG Y, KONG X, 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(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.

(责任编辑 王小飞)