

混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度计算方法*

高矗¹, 王亦杨¹, 彭健¹, 杨耀宗², 孔祥振²

(1. 江汉大学 精细爆破全国重点实验室, 湖北 武汉 430056;
2. 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: 钻地弹通过精确制导系统侵彻至预定位置, 而后引爆柱形装药对防护结构进行毁伤破坏, 混凝土遮弹层作为成层式防护结构中的“牺牲层”, 其侵彻爆炸贯穿临界厚度是最为重要的设计控制指标。在将钻地弹侵彻和爆炸联合作用合理简化为预制孔装药爆炸的基础上, 首先给出钻地弹侵彻深度计算方法; 然后, 分别建立柱形装药正下方混凝土中爆炸压缩波峰值应力计算公式和爆炸压缩波波长解析模型; 在此基础上, 分别提出钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度计算方法; 最后, 建立基于迭代算法的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法, 并通过搜集不同侵彻速度、装药埋深、装药质量、装药长径比、混凝土强度和遮弹层厚度的各类爆炸试验数据, 对实用化计算方法进行全面验证, 结果表明: 基于实用化计算方法的计算结果与各类试验结果均吻合良好, 具有较高的可靠性和广泛的适用性。利用经验证的实用化计算方法, 给出了 5 种典型钻地弹以 300~400m/s 的初速度打击抗压强度为 30~150MPa 的混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度, 可为防护结构抗钻地弹打击和毁伤评估提供参考。

关键词: 钻地弹; 混凝土遮弹层; 侵彻; 爆炸; 临界厚度

中图分类号: O382

国标学科代码: 1303520

文献标识码: A

Critical thickness calculation for concrete shelter subjected to projectile penetration followed by charge explosion

GAO Chu¹, WANG Yiyang¹, PENG Jian¹, YANG Yaozong², KONG Xiangzhen²

(1. State Key Laboratory of Precision Blasting, Jiangnan University, Hubei Wuhan 430056, China;

2. State Key Laboratory of Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact, Army Engineering University of PLA, Jiangsu Nanjing 210007, China)

Abstract: The earth penetrating weapon (EPW) employs a precision guidance system to achieve accurate emplacement at a predetermined depth, after which a cylindrical explosive charge is detonated to induce damage and failure to the protective structure. Within a layered protective structure, the concrete shelter serves as a sacrificial layer; consequently, the critical perforation thickness, i.e., the minimum thickness required to prevent complete penetration followed by catastrophic failure under combined projectile impact and subsequent charge detonation, constitutes the primary design control parameter. To enable engineering-level prediction, the coupled penetration-explosion process induced by EPW was rationally idealized as a pre-drilled charge explosion. Building upon this simplification, a computational method for predicting the penetration depth of the penetrator prior to detonation was first formulated; then, the calculation formula for the peak stress of the blast wave in the concrete beneath the cylindrical charge and the analytical model for the wavelength of the blast wave were established, respectively; on this basis, corresponding calculation methods for the crushed depth and spall depth of the concrete shelter induced by the charge explosion

*收稿日期: 2026-04-15; 修回日期: 2026-07-20

基金项目: 国家自然科学基金 (52478524, 52522814); 湖北省自然科学基金 (2025AFB632); 工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室开放基金 (25kfck06); 博士科研启动基金 (PBSKL-2024-QD-01)

第一作者: 高矗 (1988—), 男, 博士, 副教授. E-mail: gaochu0617@163.com

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

of EPW were proposed; finally, a practical and iterative calculation framework for determining the critical perforation thickness of the concrete shelter subjected to projectile penetration followed by charge explosion was developed and rigorously validated against a comprehensive database of controlled blast experiments. Variations in striking velocity, depth of burial, charge mass, charge length-to-diameter ratio, concrete compressive strength and shelter thickness were encompassed by the validation. Results demonstrate strong agreement between model predictions and experimental measurements across all test configurations, confirming the method's reliability and broad applicability. Leveraging the validated framework, critical perforation thicknesses were systematically determined for five representative EPWs impacting concrete shelters across a compressive strength range of 30–150 MPa and initial striking velocities of 300–400 m/s. The research results can provide an important reference for the design of protective structures against EPWs.

Keywords: earth penetrating weapon; concrete shelter; penetration; explosion; critical thickness

军民防护结构面临新型钻地弹高精度、深侵彻、大当量打击的严峻威胁。钻地弹通过精确制导系统侵彻至预定位置，而后引爆柱形装药对防护结构进行毁伤破坏。如何提高防护结构抗侵彻和爆炸能力，满足“侵不穿、炸不坏”的要求，是防护工程领域关注的热点问题^[1]。

为同时抵抗钻地弹侵彻和爆炸毁伤破坏效应，防护结构宜采用成层式结构，主要包括遮弹层、分配层和主体结构层^[2]。其中，遮弹层常采用普通混凝土和超高性能混凝土等材料，主要用于抵抗钻地弹侵彻，并迫使装药在该层爆炸，以避免下部主体结构层发生局部破坏，确保人员和设备安全。混凝土遮弹层作为成层式防护结构中的“牺牲层”，其最重要的设计控制指标为侵彻和爆炸联合作用下遮弹层不贯穿，对应的遮弹层厚度称为侵彻爆炸贯穿临界厚度。对防护工程设计而言，考虑遮弹层在钻地弹侵爆作用下的最不利情况，即钻地弹先沿遮弹层法向侵彻混凝土（正侵彻）^[3]，如图1所示，此时侵彻爆炸贯穿临界厚度由钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻深度、侵彻破坏深度和爆炸破坏深度决定。目前，对于钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻破坏效应，已取得了较为系统的研究成果，可直接由相关的实用化计算公式确定侵彻贯穿临界厚度（又称侵彻不贯穿厚度）^[4,5]。而对于侵彻爆炸贯穿临界厚度（又称侵彻爆炸不贯穿厚度），是在先期侵彻过程产生的预损伤（简称侵彻预损伤）的基础上，进一步考虑钻地弹后续装药爆炸引起的下方混凝土破坏深度的增加，目前未见相关理论与方法。因此，如何确定钻地弹装药爆炸对混凝土遮弹层的破坏效应，是计算侵彻爆炸贯穿临界厚度的关键。

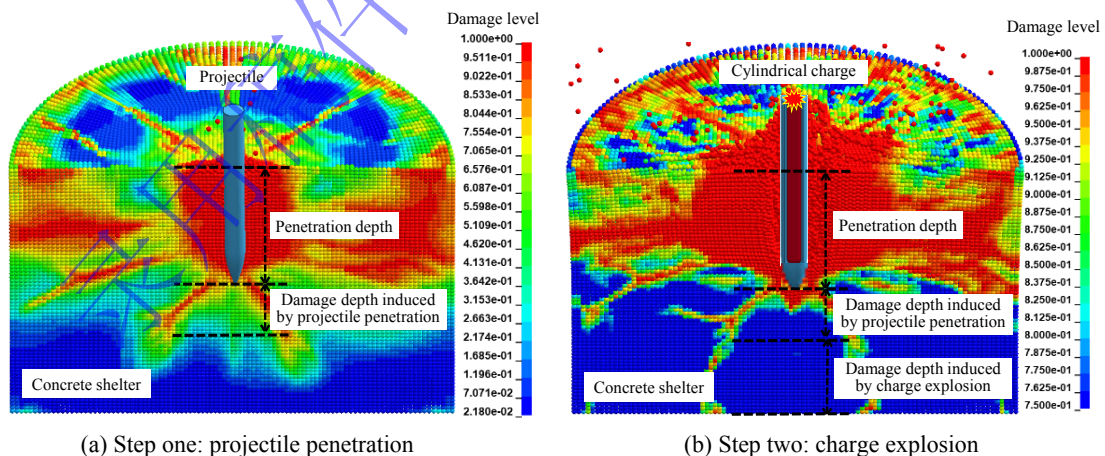


图1 钻地弹先侵彻后爆炸对混凝土遮弹层造成的损伤破坏^[3]

Fig.1 Failure mode in concrete shelter target subjected to projectile penetration followed by charge explosion

钻地弹实弹打击混凝土遮弹层试验实施难度大且安全风险高，国内外鲜见公开报道。为通过试验模拟钻地弹先侵彻后爆炸的联合作用，部分学者提出利用“两步走”的钻地弹缩比试验方法，首先进行惰性（无装药）弹体侵彻试验，结束后将弹体取出，然后在弹坑内填充装药（裸药），进行爆炸试验。基于此方法，Cheng等^[6]对半无限厚混凝土靶体开展先侵彻后爆炸试验，发现弹体侵彻后的爆炸

效应不容忽视,破坏深度和开坑直径分别增加了 32.0%和 42.1%。Sun 等^[7]开展 450~700m/s 速度范围内的混凝土靶体先侵彻后爆炸试验,通过分析试验数据并结合量纲分析,建立了爆炸弹坑深度随侵彻深度的变化关系。

模拟钻地弹先侵彻后爆炸作用的另一种方法是预制孔装药爆炸缩比试验。预制孔装药爆炸是在已知弹体侵彻深度的基础上,在靶体浇筑时预留或钻孔挖取与弹道尺寸对应大小的孔,并在孔内埋置柱形装药而后起爆,从而模拟钻地弹侵彻与爆炸的联合作用。Lai 等^[8]首先对超高性能混凝土靶体进行侵彻试验,从而确定侵彻深度,然后开展不同装药埋深的预制孔装药爆炸试验,试验结果表明装药埋深对混凝土靶体的破坏效应有显著影响;Fan 等^[9]开展普通混凝土靶板预制孔装药爆炸试验,发现混凝土靶板损伤破坏程度随柱形装药长径比和埋深不同而发生明显变化。显然,预制孔装药爆炸缩比试验方法无法考虑侵彻预损伤对后续爆炸作用下混凝土破坏效应的影响。

值得一提的是,不管是采用“两步走”钻地弹缩比试验还是预制孔装药爆炸缩比试验,通过有限数量的试验很难实现混凝土遮弹层的侵彻爆炸临界贯穿破坏模式。因此,数值模拟可能是预测混凝土遮弹层在钻地弹侵彻和爆炸联合作用下破坏效应的有效手段^[3,10,11]。利用数值模拟手段虽然可以呈现完整的侵爆过程,但其用于破坏效应定量分析的可靠性和精确度需要事先验证。实际上,对于钻地弹先侵彻后爆炸的联合作用,在装药爆炸之前,弹体周围混凝土已存在侵彻预损伤,这必然导致混凝土材料的力学性能退化,从而对后续装药爆炸作用下混凝土中爆炸波传播衰减和材料损伤破坏产生影响。然而,目前普遍采用的冲击爆炸作用下混凝土动态损伤本构模型(如 HJC 模型^[12]、RHT 模型^[13]、K&C 模型^[14]和 Kong-Fang 模型^[15]),均为各向同性损伤模型,仅适用于侵彻或爆炸的一次加载作用,无法准确描述钻地弹侵彻和爆炸联合作用这一典型复合加载条件下材料的动态力学行为和累积损伤效应。换句话说,利用数值模拟手段模拟钻地弹侵彻和爆炸联合作用对混凝土遮弹层的破坏效应,目前亦无法定量分析侵彻预损伤对后续爆炸作用下混凝土损伤破坏的影响。

近期,为探讨钻地弹侵彻预损伤的影响,Yang 等^[1]通过缩比试验开展混凝土遮弹层先侵彻后爆炸和预制孔装药爆炸两种情况下混凝土中应力波传播衰减和遮弹层损伤破坏的对比分析,发现侵彻预损伤的存在会使更多的爆炸能量从遮弹层上部弹坑和径向裂纹中弥散,从而导致装药向下传播的爆炸波强度降低和遮弹层背爆面破坏范围减小;对钻地弹而言,忽略侵彻预损伤影响而用预制孔装药爆炸来模拟钻地弹先侵彻后爆炸,可实现钻地弹对混凝土毁伤破坏效应较为保守的预测。

综上所述,对于钻地弹打击下混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度的确定,通过试验手段难以实现混凝土遮弹层的侵彻爆炸临界贯穿破坏模式,而利用数值模拟尚无法定量分析侵彻预损伤的影响,当前行之有效的处理方式是:忽略侵彻预损伤,采用预制孔装药爆炸试验模拟钻地弹先侵彻后爆炸的联合作用,再结合数值模拟与理论分析,来确定混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度。本文在将钻地弹对混凝土遮弹层先侵彻后爆炸的联合作用简化为预制孔装药爆炸的基础上,首先给出钻地弹侵彻深度计算方法,然后提出柱形装药正下方混凝土中爆炸压缩波峰值应力计算公式和爆炸压缩波波长解析模型,在此基础上分别建立钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度计算方法,最后建立基于迭代算法的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法,并经试验验证后,用于预测典型钻地弹打击下混凝土遮弹层的临界厚度。

1 侵彻深度计算方法

准确计算钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻深度是确定混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度的首要问题,也是后续确定钻地弹爆炸作用下混凝土中爆炸荷载的基础。针对已有侵彻深度计算公式对于大口径钻地弹预测精度较差的问题,洪智捷等^[16]通过对刚性弹侵彻混凝土靶体进行阻力分析,并考虑弹体尺寸效应,从而建立了具有物理基础、预测精度较高且形式简单的刚性弹垂直正侵彻混凝土靶体的计算模型:

$$H_p = \lambda_d \left(\frac{2D_p}{\pi} I + \frac{L_p}{2} \right) \quad (1)$$

式中：\$H_p\$ 为侵彻深度，\$L_p\$ 为弹头长度，\$D_p\$ 为弹体直径；无量纲冲击因子 \$I=mv_0^2/(D_p^3 A f_c)^{[17,18]}\$，\$m\$ 为弹体质量，\$v_0\$ 为弹体初始侵彻（着靶）速度，\$f_c\$ 为混凝土静态抗压强度，混凝土材料参数 \$A\$ 的取值采用 Forrestal 等^[19,20]的计算方法，\$A=82.6f_c^{-0.544}\$（\$f_c\$ 单位为 MPa）；\$\lambda_d\$ 为弹径修正系数，当弹径小于 40mm 时，\$\lambda_d\$ 取 0.95；当弹径在 40~130mm 之间时，\$\lambda_d\$ 在 0.95~1.55 之间线性插值；当弹径大于 130mm 时，\$\lambda_d\$ 取 1.55。

利用公式（1），洪智捷等^[1]通过与大量大口径、大长径比的弹体侵彻试验数据及 ACE 公式^[21]和 NDRC 公式^[22]的对比分析，充分验证了计算模型的可靠性和精度。需要说明的是，公式（1）适用于弹径范围为 10~400mm、弹体初始侵彻速度范围为 100~700m/s 情况下刚性弹垂直正侵彻混凝土靶体的侵彻深度计算，可覆盖大部分钻地弹的弹径范围和侵彻速度范围。基于此，后续均采用公式（1）计算钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻深度。

2 爆炸荷载计算方法

如引言所述，已有钻地弹对混凝土遮弹层毁伤破坏效应的研究多针对侵彻能力方面，相对忽视了其大当量柱形装药钻地爆炸引起的局部破坏效应。目前，钻地弹爆炸在混凝土遮弹层中产生的爆炸应力波（简称爆炸波）及其向下传播规律的研究还十分鲜见，使得建立钻地弹在混凝土遮弹层中爆炸破坏效应的计算方法尚缺乏理论依据。另外，钻地弹呈现“细长化”特征，并普遍采用柱形装药尾部中心单点起爆方式；对于钻地弹在混凝土遮弹层中爆炸，钻地弹侵彻深度（装药埋深）和柱形装药长径比会对爆炸荷载（如爆炸压缩波峰值应力和持时）产生重要影响^[23]。

本节首先对 Gao 等^[23]建立的预制孔装药爆炸条件下，不同长径比和埋深的柱形装药正下方混凝土中爆炸波峰值应力计算公式进行总结；然后，建立混凝土中爆炸压缩波波长随传播距离变化的解析模型，为后续建立钻地弹爆炸破坏效应计算方法提供依据。

2.1 爆炸压缩波峰值应力

Gao 等^[23]通过开展不同装药量、长径比、装药埋深和不同混凝土强度等工况下的尾部起爆柱形装药在混凝土中爆炸（预制孔装药爆炸）试验及数值模拟研究，分析了柱形装药长径比和埋深对混凝土中爆炸波峰值应力的影响，并建立爆炸压缩波峰值应力的无量纲表达式：

$$\frac{\sigma_i}{\rho_t c^2} = f \left(\frac{L_e}{D_e}, \frac{SQ_e^{-1/3}}{\rho_t^{-1/3} c^{-2/3}}, \eta_{\sigma_i} \right) \quad (2)$$

式中：\$\sigma_i\$ 为柱形装药正下方混凝土中爆炸压缩波峰值应力；\$L_e\$ 为装药长度，\$D_e\$ 为装药直径，\$Q_e\$ 为等效 TNT 装药质量；\$S\$ 为测点到装药中心的垂直距离，\$SQ_e^{-1/3}\$ 为比例距离；\$\rho_t\$ 为混凝土密度，\$c\$ 为混凝土中爆炸压缩波纵波波速（塑性波波速实测数据缺乏时，可取 0.7 倍的弹性波波速^[23]）；\$\eta_{\sigma_i}\$ 为峰值应力耦合系数，其定义为柱形装药部分埋置或浅埋爆炸与封闭爆炸在同一介质中距装药中心一定距离处所产生爆炸压缩波峰值应力的比值^[23,24]。

显然，峰值应力耦合系数与柱形装药埋深（侵彻深度）有关，为讨论柱形装药埋深对混凝土中爆炸波峰值应力的影响并使其无量纲化，特提出相对埋深 \$H_p^*\$，定义为混凝土遮弹层上表面到柱形装药底部的垂直距离（即侵彻深度 \$H_p\$）与柱形装药长度 \$L_e\$ 的比值：

$$H_p^* = \frac{H_p}{L_e} \quad (3)$$

为确定峰值应力耦合系数，首先，基于数值模拟得到的不同长径比柱形装药在不同埋深时的爆炸

压缩波峰值应力耦合系数与测点到装药中心的距离的变化关系, Gao 等^[23]建立了爆炸压缩波峰值应力耦合系数 η_{σ_i} 与相对埋深 H_p^* 的变化关系, 可表述为:

$$\eta_{\sigma_i} = \begin{cases} 0.52 + 0.48 \cdot \ln(1 + 2H_p^*), & 0 \leq H_p^* < 0.86 \\ 1, & H_p^* \geq 0.86 \end{cases} \quad (4)$$

然后, 根据球形装药在混凝土中爆炸波峰值应力计算公式^[25], 通过引入长径比对衰减系数和距离的修正系数 α 和 β :

$$\alpha = 0.19 \left(\frac{L_e}{D_e} \right)^{-1.67} \quad (5)$$

$$\beta = 0.68 \frac{L_e}{D_e} \quad (6)$$

最终, 建立尾部起爆柱形装药在混凝土中爆炸压缩波峰值应力计算公式:

$$\sigma_i^* = \frac{\sigma_i}{\rho_t c^2} = 1525 \eta_{\sigma_i} (\alpha \cdot S^*)^{-(1.7+\beta)} \Rightarrow \sigma_i = 1525 \eta_{\sigma_i} \rho_t c^2 \left[0.19 \left(\frac{L_e}{D_e} \right)^{-1.67} \frac{S Q_e^{-1/3}}{\rho_t^{-1/3} c^{-2/3}} \right]^{-(1.7+0.68 \frac{L_e}{D_e})} \quad (7)$$

Gao 等^[23]利用不同装药量、长径比、装药埋深和不同混凝土强度等工况下的尾部起爆柱形装药在混凝土中爆炸试验所测得的爆炸波峰值应力数据, 对比公式 (7) 的计算结果和试验结果, 从而验证了公式 (7) 具有较高计算精度和可靠性。因此, 利用本节建立的爆炸压缩波峰值应力计算公式, 在已知混凝土密度 ρ_t 、等效 TNT 装药量 Q_e 和爆炸波纵波波速 c 的前提下, 能快速计算出不同长径比和埋深的柱形装药正下方混凝土中的爆炸波峰值应力。

2.2 爆炸压缩波波长

混凝土中爆炸压缩波波长 λ 可由爆炸波持续时间 (简称持时) τ 和纵波波速 c 确定 (即 $\lambda = \tau c$), 因此, 确定混凝土中爆炸波持时是计算波长的基础。对于尾部起爆柱形装药, 爆轰波持时 τ_e 可由装药长度 L_e 和爆轰波波速 v_D 确定^[26,27]:

$$\tau_e = \frac{L_e}{v_D} \quad (8)$$

当爆轰波传至装药底面与混凝土的界面处时, 由界面连续性条件可知, 透射进入混凝土中的冲击波持时 τ_s 为:

$$\tau_s = \frac{L_e u_s}{v_D^2} \quad (9)$$

式中: u_s 为冲击波波速, 可由混凝土平板撞击试验确定^[28]。

冲击波在混凝土中传播过程中, 若峰值应力高于混凝土密实应力 (又称锁应力, 可由平板撞击试验确定, 约为 3~6 GPa^[29~31]), 冲击波持时的变化遵循其在密实材料中的演化规律, 如图 2 所示。图 2 中, 冲击波波形被简化为具有陡峭波阵面 (强间断) 的三角形荷载, 由波阵面和卸载波组成, 波阵面、卸载波波前和波尾的速度分别为 u_s 、 $c_0 + u_s$ 和 c_0 ^[32]。由于波阵面速度低于卸载波波前速度, 这导致冲击波峰值应力随着传播距离的增加而降低; 另外, 由于卸载波波尾速度 (弹性波波速 c_0) 低于波阵面速度 (冲击波波速 u_s), 从而导致冲击波持时增加。根据冲击波波形不同位置处的速度差异, 可由几何关系确定冲击波持时的变化:

$$\tau_1 = \tau_s + (S - 0.5L_e) \left(\frac{1}{c_0} - \frac{1}{u_s} \right) \quad (10)$$

式中: τ_1 为冲击波幅值大于混凝土密实应力时对应的持时; $S - 0.5L_e$ 为测点到柱形装药正下方混凝土

界面的垂直距离； c_0 为混凝土中弹性纵波波速，约为3500~4000m/s。

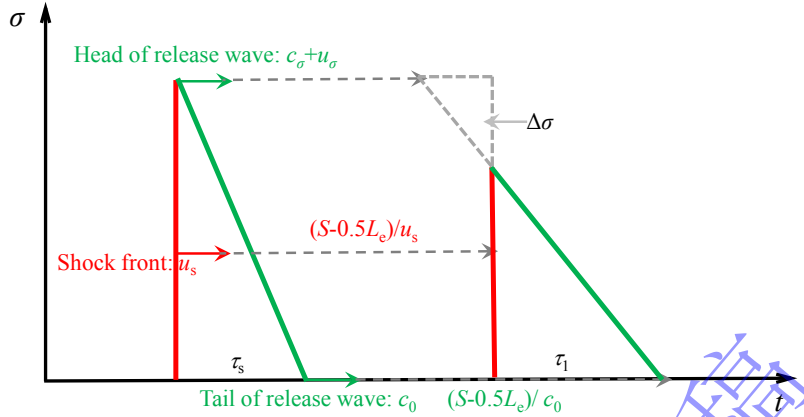


图2 爆炸冲击波在密实材料中的传播衰减模型

Fig. 2 A computational model for shock wave attenuation in dense material

当冲击波幅值低于混凝土密实应力时，爆炸冲击波衰减为压缩应力波（简称压缩波）^[33]。Tu 等^[26]提出可利用线性关系来近似描述爆炸压缩波持时随距离的变化规律：

$$\tau_2 = \tau_1 \frac{S - 0.5L_e}{S_1 - 0.5L_e} = \frac{S - 0.5L_e}{S_1 - 0.5L_e} \left(\frac{L_e u_s}{v_D^2} + (S_1 - 0.5L_e) \left(\frac{1}{c_0} - \frac{1}{u_s} \right) \right) \quad (11)$$

式中： S_1 为冲击波峰值应力恰为混凝土密实应力时，测点到柱形装药中心的垂直距离； $S_1 - 0.5L_e$ 为冲击波峰值应力恰为混凝土密实应力时，测点距装药正下方混凝土界面的距离，可由公式（7）得到。

当爆炸压缩波幅值低于混凝土静态抗压强度时，弹性压缩波将以几何弥散的形式缓慢衰减^[31]，此时可近似认为持时保持不变。另外，对于本研究所关注的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度，爆炸波传至遮弹层背爆面（如图1（b）所示，混凝土遮弹层的底面）时，其峰值应力往往低于混凝土密实应力（即 $\sigma_1 < 3\text{GPa}$ ）^[23]，因此，在由公式（11）计算出爆炸压缩波持时的基础上，再乘以爆炸压缩波纵波波速 c ，便可得到爆炸压缩波到达遮弹层背爆面时的波长 λ ：

$$\lambda = c \frac{S_r - 0.5L_e}{S_1 - 0.5L_e} \left(\frac{L_e u_s}{v_D^2} + (S_1 - 0.5L_e) \left(\frac{1}{c_0} - \frac{1}{u_s} \right) \right) \quad (12)$$

式中： S_r 为遮弹层背爆面到柱形装药中心的垂直距离； $S_r - 0.5L_e$ 为遮弹层背爆面到柱形装药底面的垂直距离。

需要说明的是，上述建立的混凝土遮弹层中爆炸压缩波峰值应力和波长计算方法均假设柱形装药为裸药。实际上，钻地弹装药外围包裹有高强合金外壳，带壳装药爆炸除产生爆炸冲击波外还会产生破片，破片会影响爆炸波的传播衰减和混凝土的损伤破坏。目前，尽管部分设计规范及手册^[34-36]中关注了爆炸波与破片联合作用的破坏效应，但对该问题的研究仍处于起步阶段。装药壳体对混凝土中爆炸波衰减的影响与壳体厚度和材料性质等因素密切相关，有关装药壳体对混凝土爆炸破坏效应的影响存在不同观点，一种观点认为壳体对装药爆炸的填塞作用会强化破坏效应^[37,38]，另一种观点则认为壳体的破裂会削弱破坏效应^[39,40]。然而，相关的定量研究目前尚未系统开展，且定性分析亦未有定论。因此，在本研究中，不考虑装药壳体对混凝土遮弹层中爆炸荷载的影响，这与UFC3-340-01规范^[34]中计算钻地武器爆炸荷载的处理方式一致。

3 爆炸破坏效应计算方法

本节利用第2节建立的柱形装药正下方混凝土中爆炸波峰值应力和波长计算模型，分别建立钻

地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度计算方法。

3.1 压碎深度计算方法

钻地弹先侵彻进入混凝土遮弹层，然后引爆柱形装药对遮弹层进行爆炸毁伤破坏。图 3 (a) 给出 Gao 等^[23]开展的尾部起爆柱形装药在混凝土中爆炸试验后混凝土靶体的剖面图，试验对应的 TNT 装药量为 6.4kg，长径比为 5.6、装药埋深为 0.86m、混凝土靶体厚度为 1.4m；图 3 (b) 为基于 LS-DYNA 中多物质 ALE 算法^[25]，利用 Kong-Fang 混凝土材料模型^[15]，对图 3 (a) 所示的预制孔装药爆炸试验进行数值模拟，得到的混凝土靶体损伤云图。由图 3 可知：装药周围混凝土承受爆炸产物的高温、高压和高速作用，会直接形成爆炸空腔；空腔范围外，若爆炸压缩波峰值应力高于混凝土动态压碎强度，就会形成压碎区。为方便计算，将装药正下方混凝土形成的爆炸空腔和压碎区厚度统称为压碎深度（图 3 (b) 中 H_c ）。

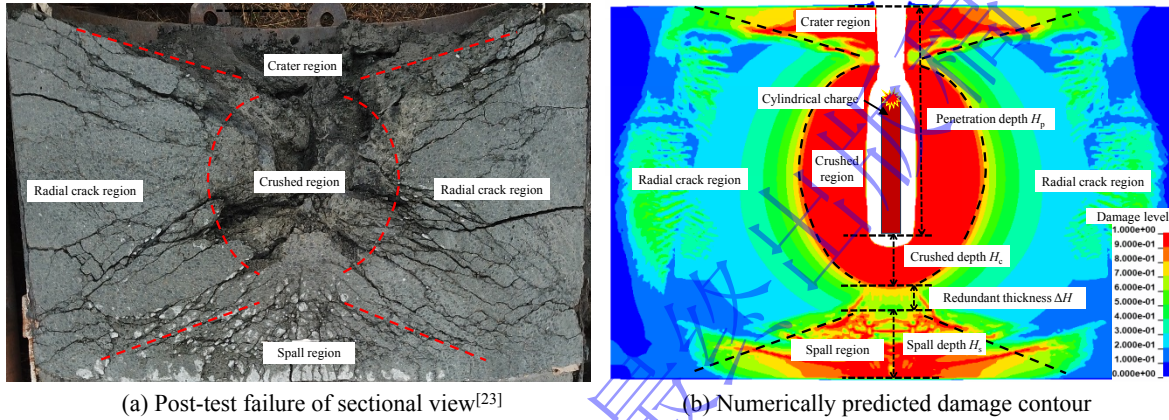


图 3 柱形装药爆炸引起的混凝土遮弹层毁伤破坏

Fig. 3 Damage and failure in concrete shelter induced by cylindrical charge explosion

Van 等^[41]基于大量爆炸试验，分析强度为 27.5MPa 的普通混凝土压碎深度与爆炸压缩波峰值应力之间的关系，发现爆炸压缩波峰值应力介于 400~1000MPa 范围内的混凝土会被压碎，高于 1000MPa 会形成爆炸空腔；Gao 等^[23]开展柱形装药在强度为 133.5MPa 的超高性能混凝土中爆炸试验与数值模拟，发现爆炸压缩波峰值应力高于 1850MPa 时混凝土会被压碎。换句话说，静态抗压强度为 27.5MPa 的普通混凝土和 133.5MPa 的超高性能混凝土动态压碎强度分别为 400MPa 和 1850MPa，值得注意的是，两者的动态压碎强度与其对应的静态抗压强度之比分别为 14.5 和 13.9，基本相等。另外，Tu 等^[42]也证实，混凝土动态压碎强度与其静态抗压强度之间近似呈线性关系。基于此，本研究取混凝土动态压碎强度与其静态抗压强度之比为 14.2（14.5 和 13.9 的平均值），由此建立混凝土动态压碎强度 $\sigma_{crushed}$ 的计算公式：

$$\sigma_{crushed} = 14.2 f_c \quad (13)$$

即，爆炸压缩波峰值应力高于混凝土静态抗压强度的 14.2 倍，混凝土将会被压碎。

利用公式 (13)，再结合 2.1 节给出的爆炸压缩波峰值应力计算公式 (7)，可建立钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度 H_c 的计算公式：

$$H_c = 5.26 \left(\frac{L_e}{D_e} \right)^{1.67} \left(\frac{Q_e}{\rho c^2} \right)^{1/3} \left(\frac{f_c}{107 \eta_{\sigma} \rho c^2} \right)^{1.7+0.68 \frac{L_e}{D_e}} - \frac{L_e}{2} \quad (14)$$

3.2 震塌深度计算方法

在成层式防护结构中，随着柱形装药正下方混凝土中爆炸压缩波向下传播至遮弹层与分配层界面处，由于分配层常采用中粗砂或泡沫混凝土等波阻抗较低的材料^[43]，因此在遮弹层中入射爆炸压缩波会反射形成拉伸波。入射压缩波与反射拉伸波的叠加会在遮弹层背爆面产生净拉伸应力，若拉伸应

力超过混凝土动态拉伸强度，混凝土会出现层裂现象进而导致震塌破坏（见图3）。

考虑到混凝土材料的波阻抗（量级为 $10^7 \text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^3$ ）远高于中粗砂或泡沫混凝土（量级为 $10^5 \text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^3$ ）等材料^[1]，为简化计算，可将遮弹层与分配层界面近似视为自由界面，从而实现对混凝土遮弹层震塌深度较为保守的计算。另外，由于钻地弹爆炸作用下遮弹层背爆面混凝土的围压通常较低^[44,45]，因此将爆炸波沿装药正下方混凝土中的传播简化为一维平面波进行分析^[26,46]。

为分析混凝土遮弹层背爆面的震塌破坏过程，图4给出爆炸压缩波在遮弹层背爆面反射及层裂示意图。图4中，入射爆炸压缩波被简化为无升压时间的三角形荷载（黑色三角形），峰值应力为 σ_i ，波长为 λ 。当入射压缩波沿垂直方向到达遮弹层背爆面（自由面）时，假设反射过程为理想反射（即波不发生衰减和弥散），入射压缩波会反射成幅值相同但符号相反的拉伸应力波（蓝色三角形）；随后，反射拉伸波从遮弹层背爆面向内传播，反射拉伸波与入射压缩波叠加从而形成净拉伸应力（红色实线），且净拉伸应力随着反射拉伸波向内传播的距离增大而增大，若净拉伸应力达到混凝土的动态抗拉强度，遮弹层背爆面便会开裂剥落，造成震塌破坏。此时，反射拉伸波从遮弹层背爆面向内传播的距离即为初次层裂深度（图4（b）中 $S_{d,1}$ ）。根据图4中所示的几何关系，初次层裂深度 $S_{d,1}$ 可表示为^[46]：

$$\frac{\sigma_i - f_{dt}}{\lambda - 2S_{d,1}} = \frac{\sigma_i}{\lambda} \Rightarrow S_{d,1} = \frac{\lambda f_{dt}}{2\sigma_i} \quad (15)$$

式中： σ_i 和 λ 为入射压缩波峰值应力和波长，可分别由公式（7）和（12）确定； f_{dt} 为混凝土动态拉伸强度。

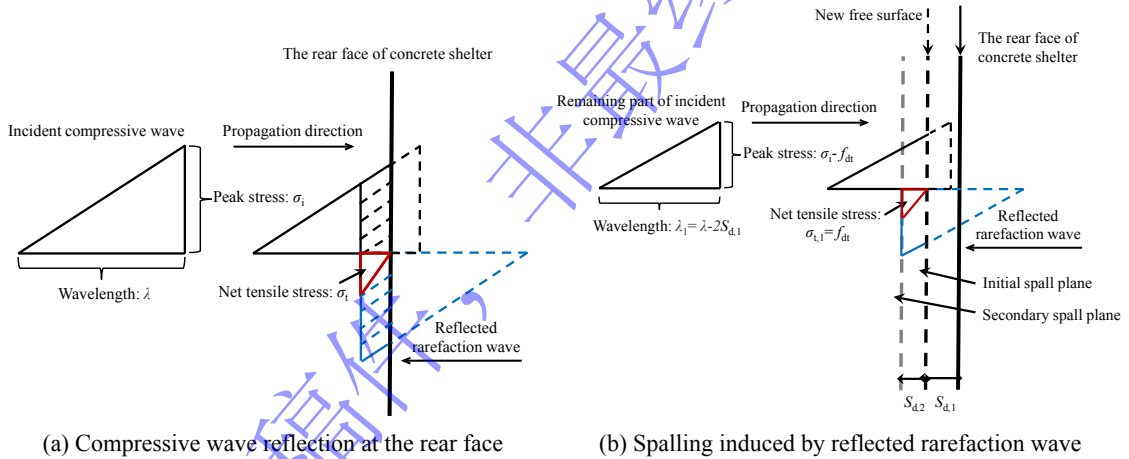


图4 爆炸压缩波在遮弹层背爆面的反射及反射拉伸波造成的层裂^[46]

Fig. 4 Compressive wave reflection at the rear face of concrete shelter and spalling induced by reflected rarefaction wave^[46]

对于混凝土动态拉伸强度，Riedel 等^[47]指出，爆炸压缩波在混凝土背爆面形成的反射拉伸波，其应变率范围通常介于 $10^2 \sim 10^3 \text{s}^{-1}$ 。根据 Hao 等^[48]搜集的大量混凝土动态拉伸试验数据以及提出的拉伸动态强度增强因子（Dynamic increase factor in tension, θ ）计算公式，在 $10^2 \sim 10^3 \text{s}^{-1}$ 应变率范围内， θ 取值范围为 6~8。基于此，给出动态拉伸强度 f_{dt} 计算方法：

$$f_{dt} = \theta f_t, \quad 6 \leq \theta \leq 8 \quad (16)$$

式中： f_t 为混凝土静态拉伸强度，无实测数据时可根据 $f_t = 0.3f_c^{2/3}$ （ f_c 单位为 MPa）确定^[49]。

如图4（b）所示，初次层裂形成后，混凝土遮弹层背爆面将形成新自由面。在新自由面处，由于入射压缩波波阵面在初次层裂时被削弱，其峰值应力和波长分别减小为 $\sigma_i - f_{dt}$ 和 $\lambda - 2S_{d,1}$ ，被削弱的入射压缩波在新自由面处反射形成拉伸波，反射拉伸波与入射压缩波叠加从而形成净拉伸应力，若净拉伸应力达到混凝土动态拉伸强度，则会再次引起层裂，第二次层裂深度可依据与初次层裂相同的计算方法得出：

$$\frac{\sigma_{i,1} - f_{dt}}{\lambda_1 - 2S_{d,2}} = \frac{\sigma_{i,1}}{\lambda_1} = \frac{\sigma_i - f_{dt}}{\lambda - 2S_{d,1}} = \frac{\sigma_i}{\lambda} \Rightarrow \frac{(\sigma_i - f_{dt}) - f_{dt}}{\left(\lambda - 2\frac{\lambda f_{dt}}{2\sigma_i}\right) - 2S_{d,2}} = \frac{\sigma_i}{\lambda} \Rightarrow S_{d,2} = \frac{\lambda f_{dt}}{2\sigma_i} \quad (17)$$

以此类推，被削弱的入射压缩波将继续在新形成的自由面上反射，直至净拉伸应力低于混凝土动态拉伸强度。因此，层裂面的数量 n 是小于 σ_i/f_{dt} 的最大整数，而震塌深度 H_s 则为 $nS_{d,1}$ ，公式如下：

$$H_s = nS_{d,1} = n \frac{\lambda f_{dt}}{2\sigma_i} \quad (18)$$

利用公式 (18)，在计算出钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层背爆面处的爆炸压缩波峰值应力（公式 (7)）和波长（公式 (12)）的情况下，可快速计算出混凝土遮弹层的震塌深度。

3.3 试验验证

为验证建立的侵彻深度计算方法、压碎深度计算方法和震塌深度计算方法的可靠性和适用性，本节搜集相关学者开展的混凝土遮弹层（混凝土板）先侵彻后爆炸试验（Yang 等^[3]和 Sun 等^[7]）、预制孔装药爆炸试验（Gao 等^[23]和 Fan 等^[9]）和接触爆炸试验（Morishita 等^[50]和 Guo 等^[51]），并对其相关参数进行整理，详见表 1。相关参数可归为 3 类，第 1 类为弹体参数：包括弹体长度 L_p 、弹体直径 D_p 、弹体质量 m 、弹体初始侵彻（着靶）速度 v_0 ；第 2 类为装药参数：包括装药长度 L_e 、装药直径 D_e 、等效 TNT 装药质量 Q_e 和炸药爆轰波波速 v_D ；第 3 类为混凝土参数：包括混凝土密度 ρ_t 、静态抗压强度 f_c 、静态抗拉强度 f_t 、混凝土中弹性纵波波速 c_0 和冲击波波速 u_s 。

表 1 计算混凝土遮弹层侵彻深度、压碎深度和震塌深度的相关参数

数据来源	Yang 等 ^[3]	Sun 等 ^[7]	Gao 等 ^[23]		Fan 等 ^[9]		Morishita 等 ^[50]		Guo 等 ^[51]
弹体参数	弹头长度 L_p/m	0.227	0.035	--	--	--	--	--	--
	弹体直径 D_p/m	0.100	0.020	--	--	--	--	--	--
	弹体质量 m/kg	35.67	0.17	--	--	--	--	--	--
	侵彻速度 $v_0/(m \cdot s^{-1})$	365	566	--	--	--	--	--	--
装药参数	长度 L_e/m	1.110	0.02	0.550	1.110	0.561	0.561	0.034	0.044
	直径 D_e/m	0.098	0.01	0.098	0.098	0.112	0.112	0.034	0.044
	TNT 质量 Q_e/kg	12.8	0.054	6.4	12.8	10.2	10.2	0.051	0.113
	爆轰波波速 $v_D/(m \cdot s^{-1})$	6825	6825	6825	6825	6825	6825	6825	6825
混凝土参数	密度 $\rho_t/(kg \cdot m^{-3})$	2440	2340	2440	2350	2330	2480	2368	2402
	静态抗压强度 f_c/MPa	133.5	39.5	133.5	53.7	51.7	104.0	46.8	84.8
	静态抗拉强度 f_t/MPa	6.2	2.1	6.2	2.8	2.9	5.0	2.4	3.7
	弹性波波速 $c_0/(m \cdot s^{-1})$	3956	3576	3956	3632	3624	3836	3604	3758
	冲击波波速 $u_s/(m \cdot s^{-1})$	4623	4571	4623	4577	4576	4606	4573	4595
	混凝土靶体厚度 H_0/m	1.40	0.5	1.4	2.6	0.62	0.56	0.1	0.1
	装药埋深 H_p/m	0.75	0.23	0.86	1.6	0.31	0.28	--	--

注：“--”表示无数据，无弹体参数表示对应试验为预制孔装药爆炸试验，无装药埋深表示对应试验为接触爆炸试验。

由表 1 可知, 相关试验涉及不同侵彻速度、装药埋深 (侵彻深度)、装药质量、装药长径比、混凝土强度和遮弹层厚度, 可对建立的侵彻深度计算方法、压碎深度计算方法和震塌深度计算方法进行全面验证。利用第 1 节侵彻深度计算方法、3.1 节压碎深度计算方法和 3.2 节震塌深度计算方法, 可分别计算得出各类试验的侵彻深度、压碎深度和震塌深度计算结果, 其与试验结果的对比详见表 2。由表 2 可以看出: 基于建立的计算方法, 各类试验对应的侵彻深度、压碎深度和震塌深度的计算值与实测值的相对误差均不超过 15%, 吻合良好。

由此说明, 建立的混凝土遮弹层侵彻深度计算方法、压碎深度计算方法和震塌深度计算方法, 在涉及不同侵彻速度、装药埋深、装药质量、装药长径比、混凝土强度和遮弹层厚度时, 均具有较高的可靠性和广泛的适用性。

表 2 计算结果与试验结果的对比

Table 2 Comparison of analytical predictions derived from the proposed formula against corresponding test data

类别	混凝土靶体厚度 H_0/m	侵彻深度/m		压碎深度/m		震塌深度/m	
		实测值	计算值 H_p	实测值	计算值 H_c	实测值	计算值 H_s
Yang 等 ^[3]	1.40	0.70	0.69	0.16	0.18	0.12	0.14
Sun 等 ^[7]	0.50	0.23	0.20	#	0.07	#	0.09
Gao 等 ^[23]	1.40	0.86*	0.86*	0.11	0.10	0.19	0.20
	2.60	1.60*	1.60*	0.28	0.30	0.21	0.24
Fan 等 ^[9]	0.62	0.31*	0.31*	Δ	0.22	Δ	Δ
	0.56	0.28*	0.28*	Δ	0.14	Δ	Δ
Morishita 等 ^[50]	0.10	--	--	0.028	0.031	0.036	0.038
	0.10	--	--	Δ	0.037	Δ	Δ
Guo 等 ^[51]	0.15	--	--	Δ	0.055	Δ	Δ

注: “--”表示无侵彻深度实测值或计算值, 对应试验为接触爆炸试验; “*”表示侵彻深度数据实际为装药埋深; “#”表示试验后混凝土靶体未剖开, 无法获取准确的压碎深度和震塌深度实测值; “ Δ ”表示混凝土靶体已贯穿, 无法获取准确的压碎深度和震塌深度实测值。

4 遮弹层临界厚度实用化计算方法

基于第 1 节给出的钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻深度计算方法, 并结合第 3 节建立的钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度计算方法, 本节首先给出混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法, 然后通过搜集的试验数据对其可靠性和适用性进行验证, 最后对 5 种典型钻地弹打击下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度进行预测。

4.1 遮弹层临界厚度

由图 3 (b) 可知, 钻地弹打击下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度 H_{cr} 由侵彻深度 H_p 、压碎深度 H_c 和震塌深度 H_s 三部分组成, 可表示为:

$$H_{cr} = H_p + H_c + H_s \quad (19)$$

式中: H_p 、 H_c 和 H_s 可分别由公式 (1)、(14) 和 (18) 确定; 所涉及的具体参数有 3 类, 合计 13 种, 详见表 1。

需要指出的是, 对于震塌深度 H_s , 在利用公式 (7) 计算爆炸压缩波在遮弹层背爆面的入射峰值应力 σ_i 和公式 (12) 计算爆炸压缩波到达遮弹层背爆面时的波长 λ 时, 需要预先确定遮弹层背爆面

到柱形装药底面的垂直距离 $S_r - 0.5L_c$ ，即需要已知遮弹层厚度和钻地弹侵彻深度。钻地弹侵彻深度可直接根据公式 (1) 进行计算；而对于遮弹层厚度（在公式 (19) 中为临界厚度），公式 (19) 相当于隐式方程，临界厚度 H_{cr} 为隐函数。因此，混凝土遮弹层贯穿临界厚度需要利用迭代算法（Predictor-corrector method^[52]）进行计算，如图 5 所示，具体迭代步骤如下：

(1) 根据计算得到的侵彻深度 H_p 和压碎深度 H_c ，首次预估临界厚度 $H_{cr,1}^{\text{in}}$ （即第 1 次输入值），且满足 $H_{cr,1}^{\text{in}} > H_p + H_c$ ，从而得到遮弹层背爆面到柱形装药底面的垂直距离 $S_r - 0.5L_c = H_{cr,1}^{\text{in}} - H_p$ 。

(2) 利用公式 (7)、(12) 和 (18) 计算震塌深度 $H_{s,1}^{\text{out}}$ （第 1 次输出值）；若 $H_{s,1}^{\text{out}} = H_{cr,1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，停止迭代，则 $H_{cr,1}^{\text{in}}$ 为临界厚度；若 $H_{s,1}^{\text{out}} > H_{cr,1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，说明首次预估的临界厚度偏小，则将其第 2 次输入值调整为 $H_{cr,2}^{\text{in}} = H_{s,1}^{\text{out}} + H_p + H_c$ ；若 $H_{s,1}^{\text{out}} < H_{cr,1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，说明首次预估的临界厚度偏大，则亦将其第 2 次输入值调整为 $H_{cr,2}^{\text{in}} = H_{s,1}^{\text{out}} + H_p + H_c$ ；即，若 $H_{s,1}^{\text{out}} \neq H_{cr,1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，则令 $H_{cr,2}^{\text{in}} = H_{s,1}^{\text{out}} + H_p + H_c$ ，从而得到 $S_r - 0.5L_c = H_{cr,2}^{\text{in}} - H_p$ 。

(3) 再次计算震塌深度 $H_{s,2}^{\text{out}}$ （第 2 次输出值）；若 $H_{s,2}^{\text{out}} = H_{cr,2}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，停止迭代，则 $H_{cr,2}^{\text{in}}$ 为临界厚度；若 $H_{s,2}^{\text{out}} \neq H_{cr,2}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，则令 $H_{cr,3}^{\text{in}} = H_{s,2}^{\text{out}} + H_p + H_c$ ，从而得到 $S_r - 0.5L_c = H_{cr,3}^{\text{in}} - H_p$ 。

(4) 以此类推，计算震塌深度 $H_{s,j}^{\text{out}}$ （第 j 次输出值， j 取正整数）；若 $H_{s,j}^{\text{out}} \neq H_{cr,j}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，则令 $H_{cr,j+1}^{\text{in}} = H_{s,j}^{\text{out}} + H_p + H_c$ ，从而得到 $S_r - 0.5L_c = H_{cr,j+1}^{\text{in}} - H_p$ 。

(5) 直至第 $j+1$ 次计算的震塌深度 $H_{s,j+1}^{\text{out}} = H_{cr,j+1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ ，停止迭代，则 $H_{cr,j+1}^{\text{in}}$ 为临界厚度；需要注意的是， $H_{s,j+1}^{\text{out}}$ 与 $H_{cr,j+1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ 几乎不可能绝对相等，因此，若 $|H_{s,j+1}^{\text{out}} + H_p + H_c - H_{cr,j+1}^{\text{in}}| / H_{cr,j+1}^{\text{in}} \leq 0.05$ ，则可视作 $H_{s,j+1}^{\text{out}}$ 与 $H_{cr,j+1}^{\text{in}} - H_p - H_c$ 相等。

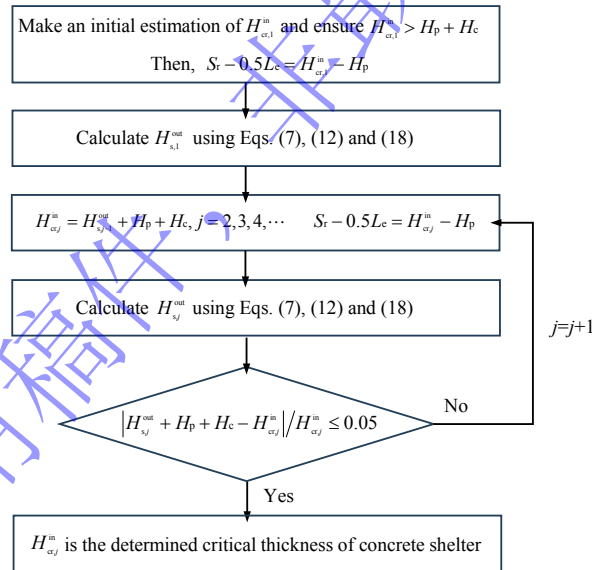


图 5 利用迭代算法确定混凝土遮弹层临界厚度

Fig. 5 Iteration correction procedure to determine critical thickness of concrete shelter

鉴于建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度计算方法涉及较多公式和具体参数，利用 Python 编程语言将该临界厚度计算方法转化为相应的代码程序，以确保计算的准确性并便于实际应用。此外，在采用迭代算法确定震塌深度时，运用二分法（Bisection method）进行求解，以提高迭代效率。

以 Yang 等^[3]开展的混凝土遮弹层先侵彻后爆炸试验为例，来说明利用迭代算法确定遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度的计算过程。首先将表 1 给出的计算混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度的相关参数取值作为输入，计算侵彻深度 H_p 和压碎深度 H_c ，其值分别为 0.69m 和 0.18m；然后预估侵彻爆炸

贯穿临界厚度 $H_{cr,1}^m$ ，考虑到临界厚度必然大于侵彻深度和压碎深度之和 0.87m，且一般小于侵彻深度和压碎深度之和的 2 倍（即震塌深度 H_s 不超过侵彻深度和压碎深度之和），因此，预估值应满足 $0.87m < H_{cr,1}^m < 1.74m$ 。

以 0.87m 和 1.74m 分别作为运用二分法进行求解的下限和上限，输入至代码程序进行迭代求解，如表 3 所示，表中某一迭代步的相邻迭代差值为该迭代步的临界厚度计算值与上一迭代步的临界厚度计算值之差的绝对值，即 $|H_{s,j}^{out} + H_p + H_c - H_{cr,j}^m|$ ；某一迭代步的相对误差为相邻迭代差值与临界厚度计算值之比，即 $|H_{s,j}^{out} + H_p + H_c - H_{cr,j}^m| / H_{cr,j}^m$ 。

表 3 混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度迭代计算过程

Table 3 Iterative calculation process for determining the critical thickness of concrete shelter

迭代步	下限/m	上限/m	区间宽度/m	震塌深度 计算值/m	临界厚度 计算值/m	相邻迭代差值/m	相对误差/%
0	0.8700	1.7400	0.8700	0.4350	1.3050	--	--
1	0.8700	1.3050	0.4350	0.2175	1.0875	0.2175	20.00
2	1.0875	1.3050	0.2175	0.3263	1.1963	0.1088	9.09
3	1.0875	1.1963	0.1088	0.2719	1.1419	0.0544	4.76
4	1.1419	1.1963	0.0544	0.2991	1.1691	0.0272	2.33
5	1.1419	1.1691	0.0272	0.2855	1.1555	0.0136	1.18
6	1.1555	1.1691	0.0136	0.2923	1.1623	0.0068	0.58
7	1.1555	1.1623	0.0068	0.2889	1.1589	0.0034	0.29
8	1.1589	1.1623	0.0034	0.2906	1.1606	0.0017	0.15
9	1.1589	1.1606	0.0017	0.2897	1.1597	0.0008	0.07
10	1.1597	1.1606	0.0008	0.2901	1.1601	0.0004	0.04

注：“--”表示无数据。

根据表 3，可进一步给出侵彻爆炸贯穿临界厚度计算值随迭代步的收敛过程，如图 6 所示。可以看出：在迭代步为 6 时，临界厚度计算值为 1.1623m，相对误差为 0.58%，收敛速度很快；当迭代步大于 5 时，临界厚度计算值介于 1.1589~1.1623 之间，计算值十分稳定。

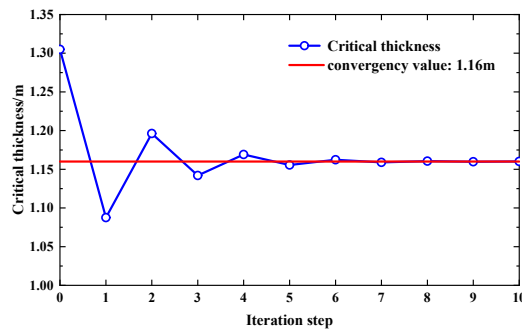


图 6 混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度计算值随迭代步的收敛过程

Fig.6 Evolution of the critical thickness of concrete shelter during iterative convergence

基于上述建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法，可形成混凝土遮弹层抗钻

地弹侵彻与爆炸联合作用的防护效能判定准则：已知混凝土遮弹层厚度为 H_0 ，当冗余厚度 $\Delta H = H_0 - H_{cr} > 0$ （见图 3（b）），混凝土遮弹层不贯穿，可有效抵抗钻地弹的侵彻与爆炸联合作用；当冗余厚度 $\Delta H \leq 0$ 时，混凝土遮弹层将发生贯穿，会严重威胁防护结构内部人员和设备安全。

4.2 试验验证

在 3.3 节，已对建立的混凝土遮弹层侵彻深度计算方法、压碎深度计算方法和震塌深度计算方法进行了全面的试验验证。本节利用 3.3 节搜集到的各类试验，将表 1 中各试验相关参数的取值依次输入至代码程序，得到混凝土遮弹层临界厚度计算值，并将遮弹层是否贯穿的判定结果与试验结果进行对比，从而验证建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法的可靠性和适用性，详见表 4。需要注意的是，表 4 中的震塌厚度计算值为临界厚度（ H_{cr} ）条件下对应的震塌厚度，与表 2 中对应试验的混凝土靶体厚度（ H_0 ）条件下的震塌厚度计算值存在区别。由表 4 可知，基于提出的实用化计算方法的判定结果与各试验结果均吻合良好，可用于预测各类钻地弹打击条件下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度。

表 4 提出的实用化方法的判定结果与试验结果的对比

Table 4 Comparison of analytical predictions derived from the proposed formula against corresponding test data

类别	混凝土靶体 厚度 H_0/m	侵彻深度 计算值 H_p/m	压碎深度 计算值 H_c/m	震塌深度 计算值 H_s/m	临界厚度计算值 $H_{cr} = H_p + H_c + H_s/\text{m}$	判定结果 ($\Delta H = H_0 - H_{cr}$)	试验结果
Yang 等 ^[3]	1.40	0.69	0.18	0.29	1.16	不贯穿 ($\Delta H > 0$)	不贯穿
Sun 等 ^[7]	0.50	0.20	0.07	0.13	0.40	不贯穿 ($\Delta H > 0$)	不贯穿
Gao 等 ^[23]	1.40	0.86*	0.10	0.27	1.23	不贯穿 ($\Delta H > 0$)	不贯穿
	2.60	1.60*	0.30	0.31	2.21	不贯穿 ($\Delta H > 0$)	不贯穿
Fan 等 ^[9]	0.62	0.31*	0.22	0.33	0.86	贯穿 ($\Delta H < 0$)	贯穿
	0.56	0.28*	0.14	0.30	0.72	贯穿 ($\Delta H < 0$)	贯穿
Morishita 等 ^[50]	0.10	--	0.031	0.054	0.085	不贯穿 ($\Delta H > 0$)	不贯穿
	0.10	--	0.037	0.071	0.108	贯穿 ($\Delta H < 0$)	贯穿
Guo 等 ^[51]	0.15	--	0.055	0.121	0.176	贯穿 ($\Delta H < 0$)	贯穿

注：“--”表示无侵彻深度实测值或计算值，对应试验为接触爆炸试验；“*”表示侵彻深度实际为装药埋深。

4.3 实际应用

典型钻地弹打击下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度一直是防护工程领域关注的热点问题。利用经验证的混凝土遮弹层临界厚度实用化计算方法，图 7 给出了 BLU-122/B、BLU-109/B、WDU-43/B、GBU-57 和 SDB 等 5 种典型钻地弹，以 300~400m/s 初速度打击抗压强度为 30~150MPa 的混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度，5 种钻地弹的公开资料可参见文献[10,53,54]。由图 7 可以看出：弹体侵彻速度越高，临界厚度越大，表明提升弹体速度是增强钻地弹毁伤能力的有效途径；混凝土强度越高，临界厚度越小，表明提高遮弹层强度是增强遮弹层抗侵彻爆炸能力的关键；在特定的弹体侵彻速度和混凝土强度下，5 种钻地弹中，SDB 临界厚度最小，弹体侵彻速度为 400m/s 和混凝土强度为 30MPa 时，临界厚度仅 2.8m，这与其低成本、高精度和低附带毁伤的小直径炸弹的定位相符；GBU-57“巨型钻地弹”的临界厚度最大，在弹体侵彻速度为 400m/s 和混凝土强度为 30MPa 时，临界厚度高达 15.3m，为名副其实的“地下堡垒克星”。值得一提的是，如表 5 所示，5 种典型钻地弹打击下混凝土遮弹层临界厚度计算值及其随侵彻速度和混凝土强度的变化规律，与相关公开数据基本

一致^[10,55-57],这进一步验证了所建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法的可靠性与适用性。

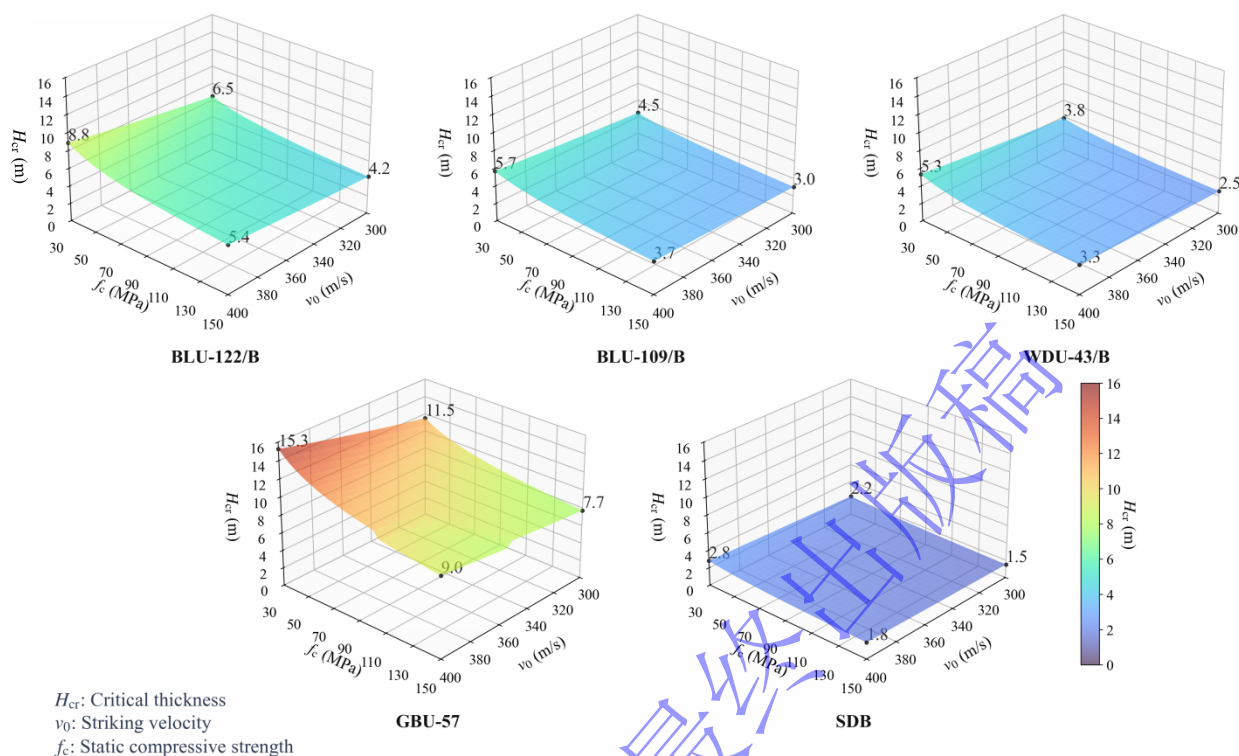


图 7 5 种典型钻地弹对混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度

Fig.7 Critical thickness of concrete shelter subjected to five types of earth penetrating weapons

表 5 钻地弹打击下混凝土遮弹层临界厚度计算值与公开数据的对比

Table 5 Comparison of the calculated critical thickness with the corresponding public data

钻地弹类型	公开数据及来源				临界厚度 计算值/m
	混凝土抗压强度/MPa	侵彻速度/(m/s)	临界厚度/m	数据来源	
BLU-122/B	34.5	未公开	5.5~6.1	文献[55]	4.2~8.8
BLU-109/B	32.0~133.5	450	2.7~4.1	文献[10]	3.0~5.7
WDU-43/B	32.0~133.5	450	2.8~3.8	文献[10]	2.5~5.3
GBU-57	超高性能混凝土, 具体强度未公开	未公开	8.0	文献[56]	7.7~15.3
SDB	普通混凝土, 具体强度未公开	未公开	1.8	文献[57]	1.5~2.8

5 结论

在将钻地弹对混凝土遮弹层先侵彻后爆炸的联合作用简化为预制孔装药爆炸的基础上, 分别建立钻地弹爆炸作用下混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度计算方法, 提出基于迭代算法的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法, 并经试验验证后, 用于预测典型钻地弹打击下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度。主要工作和结论如下:

(1) 鉴于混凝土动态损伤本构模型尚无法准确描述钻地弹侵彻和爆炸复合加载条件下材料的动力学行为和累积损伤效应, 忽略侵彻预损伤影响, 用预制孔装药爆炸来模拟钻地弹侵彻和爆炸联合作用, 进而确定混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度, 是当前行之有效的处理方法。

(2) 建立了柱形装药在混凝土中爆炸压缩波波长(持时)随传播距离变化的解析模型, 提出了

利用爆炸压缩波峰值应力和波长计算混凝土遮弹层震塌深度的计算方法。

(3) 将钻地弹打击下混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度分解为侵彻深度、压碎深度和震塌深度三部分之和,并提出了基于迭代算法的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法。

(4) 经各种工况下爆炸试验的全面验证,发现建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法具有较高可靠性和广泛适用性,在此基础上给出了 BLU-122/B、BLU-109/B、WDU-43/B、GBU-57 和 SDB 等 5 种典型钻地弹,以 300~400m/s 的初速度打击抗压强度为 30~150MPa 的混凝土遮弹层的侵彻爆炸贯穿临界厚度。

需要强调的是,本文建立的混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度实用化计算方法,重要假设是忽略钻地弹侵彻预损伤的影响,用预制孔装药爆炸来模拟钻地弹先侵彻后爆炸,从而实现钻地弹对混凝土毁伤破坏效应较为保守的预测。随着学者对混凝土动态损伤本构模型研究的深入,若能建立更为科学的侵彻和爆炸复合毁伤下混凝土多模式损伤累积演化的物理力学表征方法,将有利于实现对钻地弹打击下混凝土遮弹层侵彻爆炸贯穿临界厚度的更精确预测。

在本研究中,忽略侵彻预损伤、将装药视为裸药以及将混凝土遮弹层背爆面视为自由界面,这些简化处理均有利于实现对钻地弹打击下混凝土遮弹层爆炸破坏效应相对保守的预测,即预测的压碎深度和震塌深度与钻地弹实弹打击条件下的实测值相比通常偏大,这与相关规范的处理方式一致^[34]。另外,上述简化处理方式特别适用于成层式防护结构中混凝土遮弹层压碎深度和震塌深度的计算,而成层式防护结构目前是抵抗钻地弹侵彻与爆炸联合作用最为常用且最为有效的结构形式^[1]。

参考文献

- [1] 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,2024,44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on the controllability of blast load on the structure layer (I): blast resistance mechanism [J]. Explosion And Shock Waves, 2024, 44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
- [2] 方秦,柳锦春.地下防护结构[M].北京:中国水利水电出版社,2010.
- [3] 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. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2023.104595.
- [4] FANG Q, WU H. Concrete structures under projectile impact [M]. Springer Press, Singapore, 2017.
- [5] WU H, PENG Y, KONG X Z. Notes on projectile impact analyses [M]. Springer Press, Singapore, 2020.
- [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] SUN S Z, HAO L, 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(4):103862. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103862.
- [8] 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.
- [9] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104298.
- [10] 吴昊,岑国华,程月华,等.基于战斗部侵彻动爆一体化效应的遮弹层设计[J].爆炸与冲击,2025,45(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0244.
WU H, CEN G H, CHENG Y H, et al. Design of shield based on integrated effect of penetration and moving charge explosion of warheads [J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0244.

- [11] 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 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(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.
- [12] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. A computational constitutive model for concrete subjected to larger strains, high strain rates and high pressure [C]// 14th International Symposium Ballistics. USA: American Defense Preparedness Association, 1995, 591-600.
- [13] 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: 1-8.
- [14] MALVA 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: 847-873. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00023-7.
- [15] KONG X Z, FANG Q, CHEN L, et al. A new material 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.
- [16] 洪智捷, 杨耀宗, 孔祥振, 方秦. 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, FANG Q. 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.
- [17] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(1): 93-116. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00037-4.
- [18] LI Q M, REID S R, WEN H M, et al. Local impact effects of hard missiles on concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 32(1/2/3/4): 224-284. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.04.005.
- [19] 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.
- [20] 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.
- [21] ACE. Fundamentals of protective structures. Report AT120 AT1207821 [R]. Office of the Chief of Engineers, 1946.
- [22] NDRRC. Effects of impact and explosion. Summary technical report of division 2, vol.1 [S]. Washington, DC: National Defence Research Committee, 1946.
- [23] 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(4): 104491. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104491.
- [24] DRAKE J L, LITTLE C D. Ground shock from penetrating conventional weapons [R]. ADP001706, 1983.
- [25] 高矗, 孔祥振, 方秦, 王银, 杨亚. 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): 123202. doi: 10.11883/bzycj-2022-0041.
GAO C, KONG X Z, FANG Q, WANG Y, YANG Y. Numerical study on attenuation of stress wave in concrete subjected to explosion [J]. Explosion And Shock Waves, 2022, 42(12): 123202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
- [26] TU H, FUNG T C, TAN K H, et al. An analytical model to predict spalling and breaching of concrete plates under contact detonation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 160: 104075. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104075.
- [27] FORBES J W. Shock Wave Compression of Condensed Matter [M]. Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [28] GEBBEKEN N, GREULICH S, PIETZSCH A. Hugoniot properties for concrete determined by full-scale detonation experiments and flyer-plate-impact tests [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(12): 2017-2031. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.08.003.
- [29] FELDGUN V R, YANKELEVSKY D Z, KARINSKI Y S. Investigation, validation and implementation of the p-alpha

- equation of state for concrete media simulation [J]. *Mechanics of Materials*, 2024, 196: 105083. DOI: 10.1016/j.mechmat.2024.105083.
- [30] GRUNWALD C, SCHAUFELBERGER B, STOLZ A, et al. A general concrete model in hydrocodes: Verification and validation of the Riedel-Hiermaier-Thoma model in LS-DYNA [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2017, 8(1):58-85. DOI:10.1177/2041419617695977.
- [31] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 91(5): 116-125. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.003.
- [32] MEYERS M A. *Dynamic behavior of materials* [M]. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1994.
- [33] 王礼立, 胡时胜. *应力波基础* [M]. 第3版. 北京: 国防工业出版社, 2005.
- [34] USACE. Design and analysis of hardened structures for conventional weapons effects. UFC 3-340-01 [R]. Washington, DC: 2002.
- [35] DUSENBERR D, SCHMIDT J, HOBELMANN P, et al. Blast protection of buildings [M]. ASCE/SEI 59-11, 2011.
- [36] KRAUTHAMMER T. *Modern protective structures* [M]. Boca Raton, FL: CRC Press, 2008.
- [37] 杨耀宗, 孔祥振, 方秦, 等. 混凝土中带壳柱形装药爆炸应力波衰减规律的数值模拟[J]. *爆炸与冲击*, 2024, 44(11): 112202. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.
- YANG Y Z, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical investigation on attenuation of stress waves in concrete induced by cylindrical cased charge explosion[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2024, 44(11): 112202. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.
- [38] HADER H. Effects of bare and cased explosive charges on reinforced concrete walls [M]. Zurich Switzerland: Basler (Ernst) and Partners; 1983.
- [39] 曾亮, 王伟力, 朱建方. 钻地武器爆炸破坏作用中弹壳的影响[J]. *解放军理工大学学报 (自然科学版)*, 2007, 8(5): 501-504. DOI: 10.7666/j.issn.1009-3443.20070516.
- ZENG L, WANG W L, ZHU J F. Influence of casing on blasting effect of earth penetrator weapon [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology*, 2007, 8(5): 501-504. DOI: 10.7666/j.issn.1009-3443.20070516.
- [40] HUTCHINSON MD. The escape of blast from fragmenting munitions casings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(2):185-192. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2008.05.002.
- [41] VAN AMELSFORT R, WEERHEIJM J. The failure mode of concrete slabs due to contact charges [R]. Rijswijk (Netherlands): Prins Maurits Laboratory, 1988.
- [42] TU H, FUNG T C, TAN K H, et al. An analytical model to predict the compressive damage of concrete plates under contact detonation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 134: 103344. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103344.
- [43] 周辉, 任辉启, 吴祥云, 等. 成层式防护结构中分散层研究综述 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(11): 111101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0280.
- ZHOU H, REN H Q, WU X Y, et al. A review of sacrificial claddings in multilayer protective structure [J]. *Explosion And Shock Waves*, 2022, 42(11): 111101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0280.
- [44] 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.
- [45] 高矗, 孔祥振, 贾永胜, 等. 剪切增强和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响[J]. *爆炸与冲击*, 2026, 46(2): 023105. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0175.
- GAO C, KONG X Z, JIA Y S, et al. Influence of shear-enhanced compaction and strain-rate effects on the equation of state for concrete-like materials[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2026, 46(2): 023105. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0175.
- [46] MCVAY M K. Spall damage of concrete structures: Technical report SL-88-22 [R]. Vicksburg, Mississippi: Structures Laboratory, Department of the Army, Waterways Experiment Station, Corps of Engineers, 1988.
- [47] Riedel W, Forquin P. Modelling the response of concrete structures to dynamic loading [J]. *Understanding the Tensile Properties of Concrete*, 2013: 125-136. DOI: 10.1533/9780857097538.2.125.
- [48] HAO H, ZHOU X Q. Concrete material model for high rate dynamic analysis [C]// *Proceedings of the 7th International*

- [49] TAERWE L, MATTHYS S. Fib model code for concrete structures 2010 [M]. Ernst & Sohn, Wiley; 2013.
- [50] MORISHITA M, TANAKA H, ANDO T, et al. Effects of concrete strength and reinforcing clear distance on the damage of reinforced concrete slabs subjected to contact detonations [J]. Concrete Research and Technology, 2004, 15(2): 89–98. DOI: 10.3151/crt1990.15.2_89.
- [51] GUO S X, LIU F, CHEN J C, et al. Dynamic response and blast resistance mechanism of polyurea coating on RC slab during contact explosions [J]. Construction and Building Materials, 2024, 411: 134271. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134271.
- [52] GAO C, KONG X Z, JIA Y S, et al. Iteration correction methodology to calibrate equation of state with wide-range pressure for quasi-brittle materials subjected to impact and blast loadings [J]. International Journal of Impact Engineering. 2026, 208(2): 105532. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2025.105532.
- [53] 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.
- [54] 严平, 谭波, 苗润, 杜茂华, 等. 战斗部及其毁伤原理 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2020.
- [55] SAE International. More bang for the buck: A new design and manufacturing method for deep penetrating bomb cases [EB/OL]. (2021-02-01) [2026-05-31]. https://saemobilus.sae.org/articles/bang-buck-21acrp02_04.
- [56] Defense Industry Daily. MOPping Up: The USA's 30000 Pound GBU-57 Bomb [EB/OL]. (2019-04-16) [2026-05-31]. <https://www.defenseindustrydaily.com/mopping-up-the-usas-30000-pound-bomb-03172/>.
- [57] MILLER F P, VANDOME A F, MCBREWSTER J, et al. Small Diameter Bomb [M]. Alphascript Publishing, 2010.