弹体高速侵彻混凝土的数值模拟及实验研究

王剑青, 郑楷, 宁建国*

北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081

* E-mail: jgning@bit.edu.cn

收稿日期: 2015-11-26; 接受日期: 2016-01-21; 网络出版日期: 2016-03-21

国家自然科学基金(批准号: 11390363)资助项目

摘要 进行了 100 mm 直径弹体 800 m/s 速度下侵彻混凝土靶的试验, 得到了大尺寸弹体高速侵彻 1 m 直径混凝土间隔靶的结果. 运用数值模拟, 研究了大尺寸弹体高速侵彻混凝土靶中的靶板设计问题, 得到了较好的靶板设计方案. 数值模拟能一定程度上辅助研究大尺寸弹体侵彻混凝土靶问题, 对以后的实验设置和进一步的数值模拟有指导意义.

关键词 高速侵彻混凝土, 数值模拟, 靶板设计

1 引言

弹体侵彻混凝土靶的过程十分复杂, 涉及材料在高应力、高应变率和大变形等条件下的相互作用, 长期以来一直是研究的热点和难点. 弹体侵彻混凝土作为高度复杂的非线性问题, 一般采用模型实验、经验公式、理论分析和数值模拟等方法进行研究. 模型实验所得结果较为离散, 能采集的数据有限, 实施技术难度较大, 成本较高; 适当的经验公式虽然能较准确预测弹体侵深, 但对弹靶的类型和着靶速度均有适用范围, 通用性差; 理论分析则对弹体受力进行了简化假设, 并结合实验结果, 能得出较好的侵深预估, 其缺点在于高速侵彻理论过于复杂; 数值模拟基于实验数据与理论研究成果, 能模拟得到侵彻过程中局部和整体的各方面数据, 突破了实验和理论研究的局限, 还具有周期短、研究成本低的优势. Forrestal

等人^[1~3]对直径 30.5 mm 以下的尖卵形弹头进行了 450~1445 m/s 速度下的侵彻混凝土靶实验, 根据实验结果提出了侵深计算的公式, 并进一步分析提出了适用于侵彻混凝土的空腔膨胀侵彻理论. Frew 等人^[4]通过实验验证了 Forrestal 侵深经验公式, 并进一步探讨了经验公式中参数的确定问题. 欧阳春和赵志国^[5]基于三向应力空腔膨胀理论, 结合实验数据对比研究了不同混凝土材料模型对侵彻结果的影响. 练兵和蒋建伟^[6]利用 AUTODYN-2D 有限元程序, 对着靶速度在 600~2000 m/s, 不同材料、不同质量和不同长径比的长杆弹侵彻混凝土靶进行了仿真计算. Irhan 和 Ozbolt^[7]利用显式 3D 有限元程序通过率敏感微平面材料模型对高速弹体侵彻混凝土靶板进行了模拟, 并与实验结果进行了对比.

综合文献调研结果, 模型实验在侵彻研究中具有不可替代的地位, 所得实验数据是衡量理论成果

引用格式: 王剑青, 郑楷, 宁建国. 弹体高速侵彻混凝土的数值模拟及实验研究. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 349–356

Wang J Q, Zheng K, Ning J G. Numerical and experimental study on projectiles' high-velocity penetration into concrete targets (in Chinese). Sci Sin Tech, 2016, 46: 349–356, doi: 10.1360/N092016-00005

和数值结果的重要标准。然而目前所做的弹体侵彻混凝土实验大多数是缩比实验, 弹径在 40 mm 以内; 且大多数经验公式和理论模型都是基于缩比实验数据得到的。而混凝土作为各向异性材料, 对小尺寸混凝土, 其中的颗粒直径能达到 4 mm 甚至以上, 对小口径弹体的侵彻结果会产生影响^[8]。为更接近真实侵彻情况, 有必要进行大尺寸弹体的侵彻实验。

本文对大尺寸弹体高速侵彻混凝土靶进行了研究。根据文献[9], 在 160~340 m/s 的低速下, 靶板直径与弹径之比于 12~24 对侵彻结果影响不大, 故本文进行了 0.1 m 直径弹体高速侵彻 1 m 直径钢板抱箍混凝土靶实验。实验结果表明靶板尺寸对大尺寸弹体高速侵彻结果有很大影响; 运用数值模拟针对大尺寸弹体高速侵彻实验进行了研究, 对比了混凝土靶板分离靶与整体靶的抗侵彻能力差异, 并对差异出现的原因进行了分析; 对靶板破碎现象进行了数值模拟, 并将数值结果与实验结果进行比较, 最终得到了较好的、尺寸适当的混凝土靶的设计方案, 为以后的实验设计和数值模拟提供参考。

2 弹体高速侵彻混凝土靶的数值模拟

2.1 有限元计算方法

弹体高速侵彻混凝土是一个复杂的瞬时非线性问题, 其数值模拟所得结果需要能反映包括高压、高应变率、大变形在内的一系列材料特性。为实现这一目标, 选择的材料模型和采用的计算方法应该能较好地体现高压、高应变率、大变形下混凝土和弹体的力学响应特征和物理过程。

本文采用基于 LS-DYNA 的 Lagrange 有限元法。该数值方法以单元节点近似单元状态, 适合处理接触变形类问题, 配合侵蚀算法后能快速处理侵彻类问题, 故被广泛应用于模拟弹体侵彻过程、爆炸破片飞散与接触过程、以及各种动态变形过程^[10~12]。在网格划分合适且网格密度恰当时, Lagrange 有限元法具有计算速度快、模拟效果较好等优点。

2.2 材料模型

混凝土是一种应变率相关的脆性材料, 受外载作用前自身已有预损伤(微裂纹与孔洞)。在被弹体高速侵彻的过程中, 混凝土中的微裂纹由于应力集中, 先向四周扩展; 随着侵彻的进行, 微裂纹逐渐区域化,

破坏混凝土细观受力结构, 降低混凝土强度, 并最终导致混凝土失效。

在考虑了材料损伤、静水压和材料应变率的基础上, Holmquist 等人^[13]提出了混凝土 HJC 模型。

线弹性段 OA 段加载卸载方程为

$$p = K_e \mu, \quad K_e = p_c / \mu_c, \quad (1)$$

式中, K_e 为体积模量, p_c 和 μ_c 分别为单轴压缩实验的压碎体压力压力和压碎体体积应变。此阶段静水压力和体积应变呈线性关系。

第二段 AB 段是塑性过段阶段。此时混凝土材料内的孔洞逐渐被压缩从而产生塑性变形。其加载方程为

$$p = p_l + \frac{(p_l - p_c)(\mu - \mu_l)}{\mu_l - \mu_c}; \quad (2)$$

卸载方程为

$$p - p_{\max} = \left[(1 - F) K_e + F K_l \right] (\mu - \mu_{\max}), \quad (3)$$

$$F = \frac{\mu_{\max} - \mu_c}{\mu_l - \mu_c},$$

式中, p_l 是压实压力, μ_l 是压实体积应变; K_l 是塑性体积模量, $p_{\max}$ 和 $\mu_{\max}$ 是卸载前达到的最大体积压力和体积应变。在此阶段内的的卸载模量由两端的模量插值得到。

第三段 BC 段为完全密实段, 当压力到达 p_l 时认为气孔被完全压碎。加载段关系式为

$$p = k_1 \bar{\mu} + k_2 \bar{\mu}^2 + k_3 \bar{\mu}^3, \quad \bar{\mu} = \frac{\mu - \mu_l}{1 + \mu_l}; \quad (4)$$

卸载段关系式为

$$p - p_{\max} = K_l (\bar{\mu} - \bar{\mu}_{\max}), \quad (5)$$

式中, k_1 , k_2 和 k_3 为常数。

HJC 模型的屈服面表达式为

$$\sigma^* = \left[A(1 - D) + B P^{*N} \right] \cdot (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*), \quad (6)$$

式中, σ^* , P^* 和 $\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲归一化量; A , B , C 和 N 为常量; D 为损伤系数, 由(6)式得到:

$$\sigma^* = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p + \Delta \mu_p}{\varepsilon_p^f + \mu_p^f}, \quad \varepsilon_p^f + \mu_p^f = D_1 (p^* + T^*)^{D_2}, \quad (7)$$

式中, $\Delta \varepsilon_p$, $\Delta \mu_p$ 为一个计算循环内单元的等效塑性应变增量和塑性体积应变增量; ε_p^f , μ_p^f 为常压下破碎的等效塑性应变和塑性体积应变; $T^* = T / f'_c$ 是材料所能承受的标准化最大拉伸压力, T 为材料的最

大拉伸强度; D_1 和 D_2 是混凝土材料的损伤常数.

HJC 模型包含了本构模型、损伤模型和失效模型. 其本构曲线分 3 段(图 1): 线弹性区、过渡区、密实区, 分别对应混凝土中微裂纹的不同发展阶段, 还引入应变率和损伤因子对结果进行修正. 失效模型考虑了应变率和损伤的作用, 能较好体现混凝土失效时的应变率效应和损伤特性^[14]. 混凝土的材料参数如表 1 所示.

随动硬化模型是一种较为简单的本构模型, 线弹性段后接塑性段; 该本构假定应变率可与应变解耦, 从而引入了应变率效应. 其本构关系式为

$$\sigma = K\varepsilon \cdot \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right], \tag{8}$$

式中, σ 为应力, ε 为应变, K 分为弹性杨氏模量或塑性杨氏模量, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率, C 为标准应变率, p 为应变率系数.

随动硬化模型能简单直接地描述金属材料的力学特征, 且与实验数据吻合较好, 在许多问题中得到了广泛应用^[15]. 表 2 给出了 45#钢的材料参数.

图 1 混凝土静水压力-体积应变曲线

表 1 混凝土材料参数

密度(g/cm ³)	$G(\text{GPa})$	A	B	C	N
2.52	0.0879	0.79	1.6	0.007	0.61
抗压强度(GPa)	$T(10^4 \text{ kN})$	eps_0	$ef_{\min}$	$sf_{\max}$	p_c
6.0×10^{-4}	4.0×10^{-5}	1.0×10^{-6}	0.01	7.0	1.6×10^{-4}
μ_c	p_l	μ_l	d_1	d_2	k_1
0.001	0.008	0.1	0.04	1.0	0.85
k_2	k_3				
-1.71	2.08				

表 2 45#钢的材料参数

$\rho \text{ (g/cm}^3\text{)}$	$E \text{ (GPa)}$	$E_t \text{ (GPa)}$	ν	$\sigma_s \text{ (MPa)}$
7.83	207	5	0.3	355

2.3 计算模型

数值模拟针对常规卵形弹侵彻高强度混凝土进行研究. 弹体为 45#钢, CRH=1.2, 长径比 $L/d=3$, 其结构见图 2, 着靶速度 800 m/s, 正侵彻; 混凝土靶板为 $\phi 1 \text{ m} \times 0.5 \text{ m}$ 的圆柱体, 抗压强度为 60 MPa, 周向采用 5 mm 厚钢板包箍. 弹体与抱箍钢采用随动硬化材料模型、混凝土采用 HJC 模型; 考虑对称性, 采用 1/4 计算模型; 网格采用六面体网格; 对弹体的头部与混凝土的网格划分采用如图 3 所示的方法, 根据经验, 这种网格划分方法既能保证网格在侵彻区的均匀、密致, 又尽可能地减少了网格畸变.

以正侵彻 $\phi 1 \text{ m} \times 0.5 \text{ m}$ 混凝土靶为例, 试算 3 种不同的网格划分密度: 弹体采用相同的网格划分, 混凝土靶分别以 3, 3.5 和 4 mm 为最小网格划分密度, 赋予相同的计算参数、初始条件和边界条件, 计算并得到侵深-时间曲线如图 4 所示.

分析图中曲线, 在 3, 3.5 和 4 mm 三种网格划分密度下, 侵深-时间曲线基本一致, 最大侵彻深度分别为 885.0, 878.2 和 876.7 mm, 最大误差仅为 0.9%. 这说明, 当网格细化到一定程度后, 网格的疏密对模拟计算结果已经没有太大的影响; 网格最小尺寸可以设置为 4 mm.

2.4 弹体的侵彻过程

以 4 mm 为最小网格尺寸, 保持其他设置不变,

图 2 (网路版彩图)弹体结构图

图 3 (网路版彩图)弹体头部与混凝土的网格划分方法

图4 侵深-时间曲线

将混凝土靶改为两块直径 1 m, 厚度 0.5 m 的混凝土间断靶的叠加. 数值模拟所得结果如图 5 所示.

弹体首先与第一块混凝土靶接触, 并于其表面开坑, 混凝土靶表面反射拉伸鼓起, 在坑道附近有网格单元飞溅, 有产生漏斗坑的趋势; 弹体逐渐侵入混凝土靶, 进入稳定侵彻阶段, 于靶体中留下与弹径相近的孔洞; 弹体接近分离靶的间断面, 推动第一块靶的剩余介质, 在间断面形成鼓包, 鼓包有脱离混凝土靶的趋势, 对应混凝土的背板拉伸破坏; 鼓包与第二块靶接触良好, 抑制了背板拉伸破坏; 弹体侵彻穿过鼓包(间断面), 进入对第二块靶板的稳定侵彻, 直至与其共速(侵彻结束).

图5 (网路版彩图)弹体的侵彻过程

(a) 表面开坑; (b) 接近间断面; (c) 穿过间断面; (d) 侵彻结束

3 弹体高速侵彻混凝土靶实验

3.1 实验设置

试验弹共 4 发, 弹形、材料等与数值模拟试验弹相同. 为了防止弹头尖锐导致的弹道偏离, 对其中两发弹体的弹头进行切割, 切除弹头 8 cm, 成截卵形弹头. 表 3 中给出了试验弹体标号和类型. 试验中, 混凝土成分、浇注和养护均依照国家建筑设计及施工规范和标准, 强度为 60 MPa; 靶板尺寸为 $\phi 1\text{ m} \times 0.5\text{ m}$ 的圆柱体, 周向采用 5 mm 厚钢板包箍; 将混凝土靶板纵向相连, 4 个为一组如图 6 所示.

3.2 实验结果

采用全口径 100 mm 滑膛炮发射, 炮口距离混凝土靶 7 m. 以白布为背景, 试验前用 2 根相距 2 m 的标杆标定拍摄尺寸与范围. 试验中使用摄像机记录飞行和着靶过程, 并测算着靶速度.

通过高速摄影, 确定了 4 发弹开始侵彻时的弹体速度在 740~820 m/s, 符合预期要求. 各个弹体的侵彻结果出现了很大的离散性(图 7).

1#号弹体的初始侵彻速度为 819.7 m/s; 第 1 块靶板完全破碎, 外箍铁皮部分撕裂; 弹道在靶标内发生偏转, 从第 2 块靶板和第 3 块靶之间近似垂直飞出.

2#号弹体的着靶速度为 741.6 m/s; 第 1 块靶板完全破碎, 外箍铁皮撕开; 弹道未发生偏转, 弹体留

表3 弹体基本参数

试验序号	弹体重量(kg)	弹体类型
1#	11.349	卵型
2#	10.951	截卵型
3#	10.932	截卵型
4#	11.33	卵型

图6 (网路版彩图)试验靶板设置

图7 (网路版彩图)弹体侵彻结果图
(a) 1#; (b) 2#; (c) 3#; (d) 4#

在第2块靶板中, 开坑直径约为44 cm, 近乎靶板的一半.

3#号弹体的着靶速度为813.4 m/s; 第1块靶板和第2块靶板完全破碎, 外箍铁皮撕开; 弹体穿透第3块靶板外箍铁皮并向下偏转, 斜钻入地下土中约1 m深.

4#号弹体的着靶速度为768 m/s; 第1块靶板完全破碎, 外箍铁皮完全撕开并被掀飞; 弹道发生反向偏转, 弹体从第2块靶板穿出落在靶板附近地面上; 回收的弹体一侧光滑另一侧粗糙, 表明弹体侵彻过程中受力不均.

参考弹体着靶前的高速摄影资料(图8), 弹体基本为正侵彻靶板; 在弹体侵彻初期, 混凝土外表面发生强烈的崩落现象, 表明此时第1块混凝土靶内经历着很强的应力波效应; 也有可能是弹体相比靶板横向尺寸较大, 在横向挤压靶内介质, 导致了混凝土靶的破坏.

所有试验的第1块靶板均发生了破碎性破坏; 第2块靶板的开坑直径达到了44 cm, 接近靶板尺寸

图8 (网路版彩图)弹体侵彻过程高速摄影图

的一半, 靶板几乎破坏. 说明该尺寸的靶板无法满足试验要求; 对比文献[9], 高速下混凝土靶直径应更大. 同时, 弹体质量损失在1%以内, 几乎没有出现质量侵蚀, 这可能与侵彻速度过低以及靶板发生破坏有关. 因此, 下一步试验需要加大靶板尺寸以及提高弹体初速以作进一步的弹体侵彻研究.

4 混凝土靶抗侵彻能力影响因素分析

4.1 间断靶与整体靶的影响

分别模拟了混凝土侵彻间断靶与混凝土整体靶, 侵彻结果见图9, 弹体的速度-时间关系与加速度-时间关系见图10.

比较间断靶与整体靶的侵彻结果: 前期主要是弹体开坑过程, 弹体所受阻力持续增加, 且在分离靶中的减速过程与整体靶中的相似; 在弹体接近间断面时所受阻力降低, 直至接近第2块靶板; 接触并侵彻第2块靶板, 所受阻力上升; 侵彻第2块靶直至弹靶共速; 最终, 弹体侵彻整体靶的侵彻深度为867.7 mm, 侵彻间断靶的侵彻深度为950 mm.

从模拟结果上看, 整体靶的抗侵彻能力优于间断靶. 分析间断靶抗侵彻能力低的原因: 观察侵彻过程中的加速度曲线与速度曲线, 弹体在侵彻第2块靶时的速度变化情况与侵彻整体靶的速度变化情况基本相近, 可推测其侵彻深度的增加主要受间断面的影响. 分析间断面的影响区域: 从加速度曲线出发, 得到加速度变化区间对应时间区域约为500~920 μs , 该时间段对应的侵彻深度为350~572 mm, 而第1块靶的厚度只有500 mm, 表明第1块靶混凝土靶在抗侵彻过程中受间断面的影响程度很大, 至少有150 mm厚度的混凝土靶强度被削弱, 并最终导致了间断

图9 (网路版彩图)整体靶(a)与间断靶(b)侵彻结果

图 10 速度-时间曲线与加速度-时间曲线

靶抗侵彻能力的降低. 另一方面, 第 1 块间断靶的应力应变状态以应力波形式传播时, 受间断面的阻隔, 仅在第 1 块靶板中作用, 相比于整体靶, 其中的应力波效应更为显著, 对靶强度的影响更大.

根据模拟结果, 鉴于间断靶的间断面对第 1 块混凝土靶板强度有较大的削弱, 本文建议将混凝土间断靶改为混凝土整体靶, 后文的数值模拟和讨论亦将基于整体靶进行.

4.2 横向尺寸效应的影响

大尺寸弹体侵彻混凝土靶的过程以高应力、高应变率为特点; 混凝土靶中的应力应变状态, 以应力波形式传播. 应力波在混凝土靶中传播时, 侵彻中产生的压缩波经过自由表面反射成拉伸波, 与来自其他自由表面的反射拉伸波相互作用, 应力状态叠加, 得到更大的拉应力; 由于混凝土是典型的脆性材料, 抗压不抗拉, 较大拉应力即可产生微裂纹与微损伤; 在靶板较小的情况下, 应力波来回传播时间短, 反射拉伸波将在弹体侵彻路径前方汇聚, 其峰值拉伸应力很有可能超过混凝土最大拉伸应力值. 如此, 将在靶板中产生一系列的裂纹, 导致混凝土靶预损伤, 进而

降低弹体侵彻路径前方混凝土的强度, 影响弹体侵彻的深度. 根据试验结果, 混凝土靶中的应力波效应必须被考虑.

尝试通过添加混凝土最大拉应力失效来描述混凝土应力波效应的剧烈程度. 由于求解器在物质界面认定上存在问题, 为减小材料渗透和网格畸变的影响, 只能截取未发生严重材料渗透时间段内的数值模拟结果. 其中的“裂纹”是网格单元因拉伸应力超过最大抗拉强度导致自身被删除而产生的, “裂纹”的疏密程度反映了混凝土靶中应力波效应的激烈程度. 观察实验结果与模拟结果对比图(图 11). 实验中第 1 块靶特点为碎块较多较细, 第 2 块靶板特点为碎块较大; 模拟结果较好地反映了第 1 块靶版碎块较多较细的特点和第 2 块靶板碎块较大的特点.

数值结果说明通过对混凝土材料添加拉应力失效参数的方式, 可以粗略估计应力波产生裂纹的程度. 在数值模拟中对直径 1, 1.5, 2 和 2.5 m 的 1 m 厚混凝土靶添加拉伸应力失效, 可以粗略评估弹体高速侵彻过程中应力波效应对不同尺寸混凝土靶的影响(图 12).

对比模拟结果发现, 随着混凝土靶直径的增大, “裂纹”程度降低; 在靶板直径超过 2 m 以后, 直径的增大引起的侵彻结果变化不明显. 模拟结果表明, 在厚度一定的情况下, 混凝土靶半径的增加可以减小靶板的应力波效应; 为避免应力波效应的影响, 混凝土靶直径应该在 2 m 以上.

由于靶板直径设置超过 2 m 以后, 靶板内应力波效应趋于稳定, 为进一步得到混凝土靶抗侵彻能力随靶直径的变化规律, 截取侵深 700 mm 时的模拟结果, 得到弹体剩余速度表 4. 在相同侵彻深度下, 弹体剩余速度越低表明靶板的抗侵彻能力越高. 模拟结果表明, 随着靶直径的增加, 靶板抗侵彻能力增大; 靶直径增加到 2 m 以上, 其抗侵彻能力增加不

图 11 (网路版彩图)数值结果与实验现象对比

图 12 (网路版彩图)不同直径靶板裂纹产生情况
(a) 1 m; (b) 1.5 m; (c) 2 m; (d) 2.5 m

明显.

综合模拟结果: 随着混凝土靶直径的增加, 靶

表 4 弹体剩余速度

靶板直径(m)	弹体剩余速度(m/s)
1	491
1.5	471
2	459
2.5	452

中应力波效应降低, 靶板抗侵彻能力提高; 当混凝土靶直径在 2 m 以上, 靶直径增加对靶中应力波效应的影响不明显, 对混凝土抗侵彻能力的影响不明显.

5 总结

本文主要研究大尺寸弹体侵彻混凝土靶问题, 进行了 100 mm 直径弹体, 800 m/s 速度下侵彻混凝土靶的打靶实验, 得到了 4 发侵彻结果. 所研究的混凝土靶由 4 块 1 m 直径, 0.5 m 厚, 且周向有 5 mm 钢板抱箍的混凝土圆柱叠加而成, 实验结果出现了靶体破坏严重、弹体偏离出靶板的问题. 分析实验结果, 得出了靶板尺寸过小、应力波效应过强的结论, 说明靶板尺寸对侵彻结果有重大影响.

针对混凝土靶的设计进行了数值模拟: 分析了弹体侵彻间断靶与整体靶的过程, 得到整体靶抗侵彻能力高于间断靶的结论, 进一步研究发现间断面降低了第 1 块靶的抗侵彻能力而对第 2 块靶的抗侵彻能力没有太大影响; 通过添加拉应力失效准则, 粗略得到了靶板中的应力波效应情况, 并对弹体侵彻不同直径混凝土靶进行模拟, 得到了应力波效应随靶直径的增加而降低、靶抗侵彻能力随靶直径的增加而增加的结论, 并发现靶板直径超过 2 m 以后, 应力波效应和抗侵彻能力不再随靶板直径有明显变化.

本文通过数值模拟, 研究了大尺寸弹体侵彻混凝土靶实验中的靶设计问题, 得到了靶板应采用整体靶且直径应在 2 m 以上的结论, 该结论对以后的实验设置和进一步的数值模拟有指导意义.

参考文献

- 1 Forrestal M J, Frew D J, Hanchak S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles. *Int J Impact Eng*, 1996, 18: 465–476
- 2 Forrestal M J, Altman B S, Cargile J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectile into concrete targets. *Int J Impact Eng*, 1994, 15: 395–405
- 3 Forrestal M J, Tzou D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets. *Int J Solids Struct*, 1997, 34: 4127–4146

- 4 Frew D J, Hanchak S J, Green M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods. *Int J Impact Eng*, 1998, 21: 489–497
- 5 欧阳春, 赵志国. 混凝土介质三向应力空腔膨胀模型. *弹箭与制导学报*, 2005, 25: 530–532
- 6 练兵, 蒋建伟. 高速长杆弹对混凝土靶侵彻规律的仿真分析. *高压物理学报*, 2010, 24: 377–382
- 7 Irhan B, Ozbolt J. 3D finite element simulations of high velocity projectile impact. *Int J Solids Struct*, 2015, 72: 38–49
- 8 杨超, 赵宝荣. 缩比件弹体侵彻混凝土过程相似律研究. *兵器材料科学与工程*, 2003, 26: 3–7
- 9 Frew D J, Forrestal M J. The effect of concrete target diameter on projectile deceleration and penetration depth. *Int J Impact Eng*, 2006, 32: 1584–1594
- 10 曹德清. 钢筋混凝土侵彻数值模拟研究. 博士学位论文. 北京: 北京理工大学, 2000
- 11 黄风雷. 弹体贯穿钢筋混凝土数值模拟. *爆炸与冲击*, 2003, 23: 545–550
- 12 马爱娥, 黄风雷, 初哲, 等. 弹体攻角侵彻混凝土数值模拟. *爆炸与冲击*, 2008, 28: 33–37
- 13 Holmquist T J, Johnson G R, Cook W H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains. In: *Proceeding of the 14th International Symposium on Ballistics*. Quebec, 1993. 591–600
- 14 冯圣中. 混凝土的损伤模型与数值模拟研究. 博士学位论文. 北京: 北京理工大学, 1997
- 15 姜华, 王君杰. 弹体垂直侵彻钢筋混凝土数值模拟. *同济大学学报(自然科学版)*, 2010, 38: 557–563

Numerical and experimental study on projectiles' high-velocity penetration into concrete targets

WANG JianQing, ZHENG Kai & NING JianGuo

State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China

A series of experiments about 100 mm diameter projectiles into concrete targets around 800 m/s were carried out, and the results of large-size high-velocity projectile penetrating disconnected 1m diameter concrete targets were obtained. With the help of simulation, the design of concrete targets in projectiles' high-velocity penetration experiments was investigated, and a new target design was put forward. Simulation helps design the targets in large-size projectiles' penetration experiments, and guides further experimental designs and simulations in the future.

high-velocity projectile penetration, numerical simulation, target design

doi: 10.1360/N092016-00005