弹体高速冲击载荷下钢筋混凝土的破坏行为实验与细观数值模拟

荣誉, 任会兰, 许香照*

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: 7520180029@bit.edu.cn

收稿日期: 2020-12-07; 接受日期: 2021-01-13; 网络版发表日期: 2021-03-03

国家自然科学基金(批准号: 11300363)和中国博士后科学基金(编号: 2020T130057)资助项目

摘要 钢筋混凝土在土木工程与国防领域具有广泛而重要的应用, 且存在明显的尺寸效应, 有必要进行大尺寸侵彻实验研究其在高速冲击下的动态响应. 本文开展了100 mm大口径卵形弹高速侵彻钢筋混凝土靶的实验, 并对靶体的破坏模式、侵彻深度和开坑直径进行了详细分析. 由于钢筋的加入导致混凝土具有更为复杂的非均质性和各向异性, 各组分的变形、破坏和相互作用对混凝土力学特性产生重要的影响. 基于Voronoi技术提出了一种钢筋混凝土三维细观快速并行建模方法, 解决了骨料大规模投放以及钢筋和骨料交叉检测的难题, 并结合K&C模型对实验工况进行了细观数值模拟, 得到了靶体和钢筋的破坏模式、弹体侵彻深度以及弹道偏转, 实验结果与数值模拟结果吻合良好, 说明该细观模型能够有效和准确地预测钢筋混凝土的破坏行为.

关键词 钢筋混凝土, 高速侵彻, 快速并行建模, 细观数值模拟

1 引言

钢筋混凝土作为一种典型的多相非均质复合材料, 已经被广泛应用于各类土木工程和军事结构中, 如桥梁、隧道、机库和核潜艇基地等^[1~4]. 在上述结构的设计过程中, 不仅要考虑其在静力和地震作用下的安全性和稳定性, 还应兼顾其在爆炸和冲击等高应变率载荷作用下的抵抗能力^[3~6]. 弹体侵彻作为实现强冲击加载的有效手段之一, 研究钢筋混凝土结构在其作用下的破坏行为至关重要^[6,7].

近些年来, 研究者对钢筋混凝土侵彻问题进行了

大量的实验研究和理论分析^[1,2,6,8~20], 并基于实验结果得到了一系列经验/半经验公式. Hanchak等人^[8]、Forrestal等人^[9,10]和Frew等人^[11,12]系统地开展了尖卵形弹体侵彻混凝土和钢筋混凝土靶的实验, 冲击速度介于139~1863 m/s之间, 并基于空腔膨胀理论得到了预测侵彻深度的半经验公式. Dancygier等人^[13,14]开展了弹体侵彻普通和高强度钢筋混凝土靶的实验, 并详细研究了不同配筋率、钢筋类型、骨料类型和骨料尺寸对靶体抗侵彻性能的影响. Li等人^[18,19]基于空腔膨胀理论和无量纲分析对预测侵彻深度的经验公式进行了简化, 并提出了一种弹体贯穿混凝土/钢筋混凝土的三阶

引用格式: 荣誉, 任会兰, 许香照. 弹体高速冲击载荷下钢筋混凝土的破坏行为实验与细观数值模拟. 中国科学: 技术科学, 2021, 51: 259–271
Rong Y, Ren H L, Xu X Z. Experimental and mesoscale numerical investigation on the failure behavior of reinforced concrete under projectile-impact loading (in Chinese). Sci Sin Tech, 2021, 51: 259–271, doi: 10.1360/SST-2020-0486

段分析模型. 由于实验成本过高和技术手段受限, 一些研究者通过数值模拟对钢筋混凝土侵彻问题进行了更加全面的研究^[3,4,15,18,21~32]. Liu等人^[28]开展了300~1000 m/s冲击速度下弹体侵彻超高强度混凝土靶的数值模拟, 并研究了冲击速度和弹头系数(CRH)对侵彻深度和开坑直径的影响. Rajupt等人^[30]进行了43~178 m/s冲击速度下弹体侵彻素混凝土和钢筋混凝土靶的实验和数值模拟, 并讨论了弹体长径比对弹道极限的影响. Liu等人^[31]开展了539~1000 m/s冲击速度下弹体侵彻钢丝网增强活性粉末混凝土靶的数值模拟, 结果发现, 由钢丝网层数增加、钢丝直径增大或网孔尺寸减小引起的钢丝网体积分数增大可以有效地提升靶体的抗侵彻性能.

在上述研究中, 混凝土均被假设作为一种均质材料, 忽略了内部细观成分对混凝土力学特性的影响, 无法真实反映弹体与各细观结构之间的相互作用, 而且弹体受到的非对称阻力和弹道偏转也无法得到合理的预测. 一些研究者也通过实验和数值模拟研究证明, 骨料的大小、成分和体积分数对混凝土抗侵彻性能有很大的影响^[33~38]. 因此, 建立更加真实的混凝土细观模型研究混凝土侵彻问题已经成为研究的热点. Fang和Zhang^[35]建立了随机凸多面体骨料模型, 并开展了弹体侵彻混凝土靶的细观数值模拟, 结果表明, 骨料的大小、强度、体积分数以及砂浆的强度对侵彻深度和弹体偏转角有至关重要的影响. Wu等人^[36]通过实验和细观数值模拟研究了骨料体积分数对侵彻深度的影响, 结果发现, 粗骨料体积分数的增加有利于降低侵彻深度. Peng等人^[37]和Wu等人^[38]建立了球型和凸多面体随机骨料模型, 并通过细观数值模拟研究了弹体直径、骨料尺寸、骨料体积分数、骨料强度和砂浆强度对尺寸效应的影响.

综上所述, 关于大口径弹体高速侵彻钢筋混凝土靶的实验相对较少, 细观数值模拟也大多集中在弹体侵彻混凝土靶. 因此, 本文采用实验和细观数值模拟相结合的方法研究了大口径弹体高速侵彻钢筋混凝土靶的动态响应. 首先, 开展了100 mm卵形弹以1325~1426 m/s的冲击速度侵彻50 MPa钢筋混凝土靶的实验, 并对靶体的破坏模式、侵彻深度和开坑直径进行了详细分析. 然后, 基于Voronoi技术提出了一种钢筋混凝土三维细观快速并行建模方法, 并结合K&C材料模型对该实验开展了细观数值模拟. 最后, 将数值

模拟结果与实验结果进行对比验证, 并对靶体和钢筋的破坏模式、弹体侵彻深度以及弹道偏转进行了分析.

2 侵彻实验

2.1 靶体与弹体

钢筋混凝土靶体的尺寸分别为2 m×2 m×1.75 m和2 m×2 m×2 m, 其中粗骨料最大粒径为40 mm, 浇筑和养护完成28天后的实测混凝土抗压强度为50 MPa. 钢筋的直径为10 mm, 材料为45#钢, 屈服强度为235 MPa. 实验设计的靶体沿侵彻方向共有8层钢筋网, 每层横纵均有相距20 cm的10根钢筋, 层间距为25 cm, 每层的交叉节点均有沿侵彻方向的拉筋相连, 钢筋所构成网格的最小尺寸为20 cm×20 cm×25 cm, 其中1.75 m厚度靶体的钢筋网与前靶和背靶互相贴合, 而2 m厚度靶体的钢筋网到前靶和背靶的距离为12.5 cm, 具体结构如图1所示.

弹体采用尖卵形弹头设计, CRH=1.2, 弹体直径为100 mm, 长度为200 mm, 如图2所示. 弹体材料为PCrNi3MoV钢, 密度为7850 kg/m³, 屈服强度为835 MPa, 弹体质量为5.7 kg.

图1 钢筋混凝土靶体示意图

Figure 1 Schematic diagram of reinforced concrete target.

图 2 (网络版彩图)实验弹体
Figure 2 (Color online) Experimental projectile.

2.2 实验布置

实验采用100 mm口径的滑膛炮作为发射装置,靶前一侧布置高速摄像机记录弹体的飞行过程和着靶姿态以及前靶的破坏过程,靶前另一侧布置具有60 cm×60 cm黑框网格的白色背景板,结合高速摄像机记录下弹体穿过网格的飞行时间确定弹体速度,具体实验布置如图3所示。

2.3 实验结果

本文共开展了4发实验,其中前两发实验的靶体厚

图 3 (网络版彩图)实验布置
Figure 3 (Color online) Experimental layout.

度为1.75 m,弹体冲击速度分别为1325和1426 m/s;后两发实验的靶体厚度为2 m,弹体冲击速度分别为1387和1415 m/s。图4给出了1426 m/s冲击速度下弹体侵彻钢筋混凝土靶的高速摄影图像,从图中可以看出,弹体的飞行姿态满足正侵彻条件,弹体着靶面上的混凝土发生反向飞溅,并有大块混凝土向外崩落。

图5给出了钢筋混凝土前靶和背靶的破坏模式对比,从图中可以看出:(1)前靶均具有明显的开坑和崩落现象,并产生由侵彻中心向外扩散的径向裂纹,这是由于混凝土的抗拉强度远低于其抗压强度,而弹体在侵彻过程中持续产生的压缩波在自由表面反射形成拉伸波并不断叠加,使得靶体表面的混凝土拉伸失效,形成层裂。与此同时,部分靶体在弹体径向挤压和反射拉伸波的共同作用下发生破碎并向外崩落,形成较大的漏洞坑。(2)第2发实验中,背靶有明显的横纵方向大裂纹,但未形成封闭贯通的规则形状,且背靶箍筋发生变形并暴露出表面,而其余3发实验中背靶则没有形成贯通横纵的大裂纹。(3)4发实验中靠近前靶的钢筋网均发生明显的外凸现象,部分钢筋甚至崩断和脱落,这是由于飞溅和崩落的混凝土碎块对钢筋网造成挤压,以及靶体中反射拉伸波的作用,使靠近前靶的钢筋网发生明显的向外膨胀变形,部分钢筋承受较大的拉伸应力后发生断裂。(4)第1发和第3发实验中靠近前靶且位于弹道周围的部分钢筋由于受到弹体撞击而发生断裂,并在反射拉伸波的作用下向外翻转,其中第1发

图 4 弹体侵彻钢筋混凝土靶的高速摄影图像
Figure 4 High-speed photography of projectile penetrating into reinforced concrete target.

图5 前靶和背靶的破坏模式

Figure 5 Damage mode on the front and rear target face.

实验弹体击中了第1和第2层横向钢筋共两根,第3发实验弹体击中了第1层横向钢筋和第2层横纵钢筋共三根.图6给出了第3发实验中不同钢筋的断口形貌,其中红色圈中为被弹体击中的钢筋断口,黄色圈中为未被弹体击中的钢筋断口,可以看出被弹体击中的钢筋断口平齐,说明这些钢筋在撞击力的作用下发生剪切破坏,而未被弹体击中的钢筋断口发生了颈缩现象,说明这

图6 钢筋的断口形貌

Figure 6 Fracture morphology of reinforcement.

些钢筋以拉伸破坏为主.

表1给出了弹体侵彻钢筋混凝土靶的实验结果,包括侵彻深度 H ,开坑直径 D 和击中状态.从表中可以看出,击中钢筋的第1发和第3发侵彻深度小于而未开坑直径却大于未击中钢筋的第2发和第4发,说明弹体击中钢筋时受到了阻碍作用,导致弹体的侵彻阻力增大,侵彻深度降低,而钢筋发生破坏使钢筋网的抗拉作用减弱,导致开坑直径增大.结合图5和表1,可以看出钢筋网与靶体表面贴合的第1发和第2发开坑直径小于钢筋网与靶体表面未贴合的第3发和第4发,说明钢筋网靠近靶体表面有利于发挥钢筋网的抗拉作用和削弱靶体自由表面的稀疏效应,可以有效地减小靶体的开坑直径.此外,4发实验的弹体冲击速度均在1400 m/s左右,但侵彻深度和靶面破坏情况却有一定不同,这是由于弹体侵彻钢筋混凝土是一个非常复杂的过程,弹体的发射状态、飞行姿态和着靶位置、靶体的非均质性和各向异性、钢筋的布置和破坏情况、实验场地的环境变化等因素都会对实验结果造成不同程度的影响.

3 钢筋混凝土模型

Voronoi技术作为一种成熟的区域划分方法,已经被广泛应用于混凝土随机骨料模型的建立,其生成的骨料天然满足凸多面体要求,且骨料之间不会发生重叠和交叉现象.本文通过对骨料核点投放区域进行适当的划分和内移,实现了各区域间的并行投放,降低了投放时间,提高了投放效率.此外,通过对Voronoi凸多面体和钢筋的几何信息和位置信息进行分析,结合骨料缩放技术,解决了骨料与钢筋交叉检测的难题,实现了钢筋混凝土三维细观模型的精确高效建模.

表 1 实验结果

Table 1 Experimental results

实验编号	V_0 (m/s)	H (cm)	D_1 (cm)	D_2 (cm)	D_3 (cm)	D_4 (cm)	$D^{(a)}$ (cm)	击中状态
1	1325	74	136	116	113	140	126	击中
2	1426	86	124	114	105	117	114	未击中
3	1387	76	157	136	155	159	152	击中
4	1415	82	173	129	127	138	141	未击中

$$a) D = \sqrt[4]{D_1 D_2 D_3 D_4}$$

3.1 Voronoi技术

在Voronoi模型的构建过程中, 为了避免产生畸形的Voronoi多面体, 可以通过不规则度 k 来控制任意两个核点之间的最小距离 $\delta_{\min}$, 确保空间内任意两个核点之间的距离 δ 始终大于等于 $\delta_{\min}$, 即

$$\delta \geq \delta_{\min} = (1-k)\delta_0, \quad (1)$$

式中, 不规则度 k 的取值范围为0~1, 反映了Voronoi模型的随机程度. 当 k 无限趋近于1时, $\delta_{\min}$ 无限逼近于0, 说明Voronoi多面体排列紊乱, 模型随机程度高. 当 $k=0$ 时, Voronoi模型由规则十四面体紧密贴合排列而成, 具有周期性规律, 任意两个规则十四面体核点之间的最小距离用 δ_0 表示.

规则十四面体由底边长相等的8个正六棱锥和6个正四棱柱组成, 可以紧密贴合地排列在一起, 如图7所示. 假设规则十四边形的边长为 l_{14} , 正四棱锥的高为 h_4 , 正六棱锥的高为 h_6 , 则规则十四面体的表面积为

$$S_{14} = S_6 + S_4 = 12\sqrt{3}l_{14}^2 + 6l_{14}^2. \quad (2)$$

图 7 (网络版彩图)规则十四面体紧密排列

Figure 7 (Color online) Regular tetrakaidecahedrons arranged closely.

根据规则十四面体的几何关系, h_4 和 h_6 表示为

$$h_4 = \sqrt{2}l_{14}, \quad (3)$$

$$h_6 = \frac{\sqrt{6}}{2}l_{14}. \quad (4)$$

根据式(2)~(4), 得到规则十四面体的体积为

$$V_{14} = \frac{1}{3}S_6 h_6 + \frac{1}{3}S_4 h_4 = 8\sqrt{2}l_{14}^3. \quad (5)$$

由于 $h_6 < h_4$, 故任意两个规则十四面体核点之间的最小距离 δ_0 表示为

$$\delta_0 = 2h_6 = \frac{\sqrt{6}}{2} \left(\frac{V_{14}}{\sqrt{2}} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (6)$$

式中, $V_{14}=V/N$, V 为给定空间体积, N 为核点数.

3.2 骨料核点分区投放

假设骨料核点数为 N , 投放区域尺寸为 $V=a \times b \times c$ (cm^3), 其中 a , b , c 分别代表三个方向的长度. 当骨料数量过多时, 任意两个核点之间最小距离的判定次数将迅速增多, 且极易容易陷入死循环. 为了提高核点投放效率, 减少任意两个核点之间最小距离的判定次数, 本文将原给定立方体投放区域划分为多个完全相同的小立方体区域, 记为 $R=u \times v \times w$, 其中 u , v , w 分别代表三个方向的区域数, 则划分后每个投放区域的核点数和几何尺寸分别为 $N_i=N/R$ 和 $V_i=V/R$. 然后, 将每个投放区域的边界向其内侧平移 $\delta_{\min}/2$, 确保不同投放区核点之间的距离始终大于等于 $\delta_{\min}$, 如图8所示, 则划分内移后每个投放区域的边长、体积和最短边长分别为

$$a' = \frac{a}{u} - \delta_{\min}, \quad b' = \frac{b}{v} - \delta_{\min}, \quad c' = \frac{c}{w} - \delta_{\min}, \quad (7)$$

$$V'_i = a' \times b' \times c', \quad (8)$$

$$\eta_{\min} = \min(a', b', c'). \quad (9)$$

最后, 通过rand随机函数生成[0, 1]范围内均匀分

图 8 (网络版彩图) 投放区域划分内移
Figure 8 (Color online) Region division and inward movement.

布的随机变量, 得到了每个投放区域内随机分布的核点坐标, 记为

$$\begin{aligned} X_{s_i} &= \left(\frac{a}{u} - \delta_{\min} \right) \times \text{rand}(1) + \left[\frac{a}{u} \times (iu - 1) + \frac{\delta_{\min}}{2} \right], \\ Y_{s_i} &= \left(\frac{b}{v} - \delta_{\min} \right) \times \text{rand}(1) + \left[\frac{b}{v} \times (iv - 1) + \frac{\delta_{\min}}{2} \right], \\ Z_{s_i} &= \left(\frac{c}{w} - \delta_{\min} \right) \times \text{rand}(1) + \left[\frac{c}{w} \times (iw - 1) + \frac{\delta_{\min}}{2} \right], \end{aligned} \quad (10)$$

式中, iu, iv, iw 为划分内移后每个投放区域在三个方向的位置编号. 当 $\eta_{\min} \leq 0$ 时, 划分内移后的投放区域不存在, 不予考虑. 当 $N_i = 1$ 时, 不满足核点投放随机性原则, 也不予考虑. 上述骨料核点分区投放方法仅需判定划分内移后同一个投放区域内任意两个核点之间的距离是否大于等于 $\delta_{\min}$, 而无需对不同投放区域的核点之间进行最小距离判定, 减少了判定循环次数, 降低了核点投放时间, 提高了核点投放效率.

3.3 骨料生成与缩放

通过Voronoi技术生成的随机分布凸多面体相互独立且紧密贴合, 如图9所示, 而真实混凝土的骨料与骨料之间由砂浆填充, 故应对随机分布凸多面体沿着顶点到核点的方向进行缩放, 使三维细观混凝土模型更接近于实际情况.

对于第 i 个凸多面体, 其顶点 P_j 到核点 S_i 的向量 $\mathbf{q}_{ij}$ 可以表示为

$$\mathbf{q}_{ij} = \left[X_{S_i} - X_{P_j}, Y_{S_i} - Y_{P_j}, Z_{S_i} - Z_{P_j} \right]^T. \quad (11)$$

图 9 (网络版彩图) 三维(3D)-Voronoi模型
Figure 9 (Color online) Three-dimensional (3D)-Voronoi model.

然后, 对该凸多面体进行缩放, 得到了新的顶点 P'_j , 表示为

$$P'_j = P_j + s \cdot \mathbf{q}_{ij}, \quad (12)$$

式中, s 为缩放因子, 其取值范围为 $0 \sim 1$, 通过改变 s 可以实现对凸多面体大小的控制.

一些经过缩放后的凸多面体边界处容易出现短边和尖角, 会降低网格质量和计算效率. 为了确保凸多面体任意一条边上至少划分两个网格, 每个凸多面体任意两个顶点之间的距离应满足:

$$d(\mathbf{P}'_i, \mathbf{P}'_j) \geq 2L, \quad i \neq j, \quad (13)$$

式中, L 为最大网格特征长度. 当任意两个顶点之间的距离不满足上述条件时, 将两个顶点合并为同一顶点, 并根据新的顶点重新生成凸多面体.

3.4 骨料与钢筋交叉检测

当骨料核点位于钢筋内部时, 钢筋与骨料必然交叉, 且无法通过增大缩放因子使骨料与钢筋完全分离, 故在3.2节生成骨料核点坐标时, 应确保每个骨料核点到所有钢筋轴线的距离大于钢筋半径; 当骨料核点位于钢筋外部时, 钢筋穿过骨料一般可以分为钢筋完全穿过骨料和钢筋某一部分穿过骨料两种情况, 如图10所示.

由于Voronoi技术生成的骨料为多个三角形面封闭构成的凸多面体, 故可以将骨料外表面离散成多个三角形面, 并得到每个三角形面的顶点坐标信息. 假设钢筋为圆柱, 将钢筋和骨料沿某一钢筋轴线方向进行投影, 则骨料核点位于钢筋外部的两种情况可以简

图 10 (网络版彩图)骨料与钢筋交叉

Figure 10 (Color online) Intersection between aggregate and reinforcement.

化为钢筋圆位于骨料三角形内和钢筋圆与骨料三角形边界相割, 其中后者又可以分为钢筋圆心位于骨料三角形内和骨料三角形外来讨论. 当钢筋圆心位于骨料三角形外时, 钢筋圆与骨料三角形边界相割可以分为一条边和两条边相割, 其中两条边相割可以简化为骨料三角形顶点位于钢筋圆内. 综上所述, 钢筋与骨料在投影面上的交叉检测问题可以转化为图11所示的三个问题: (1) 判断钢筋圆心是否位于骨料三角形内; (2) 判断骨料三角形顶点是否位于钢筋圆内; (3) 判断钢筋圆是否与骨料三角形任一边相割.

通过编程将钢筋和骨料沿三个不同的钢筋轴线方向分别进行投影, 并对每个钢筋圆和每个骨料三角形的位置关系进行判定. 如果上述三种判定有一种成立, 则认为钢筋穿过骨料. 然后, 通过增大缩放因子对钢筋穿过的骨料重新进行缩放, 直到骨料与钢筋完全分离.

3.5 建模效率分析

为了验证上述方法对骨料核点投放效率的影响, 假设模型几何尺寸为 $10\text{ cm} \times 10\text{ cm} \times 10\text{ cm}$, 预计投放骨料核点数为8192, 不规则度为0.3, 骨料核点投放时使用的处理器为Intel Core i5-8265U@1.8 GHz. 表2给出了不同区域数的骨料核点投放时间和加速比, 从表中可以看出, 骨料核点投放时间随着区域数的增大而减

图 11 (网络版彩图)骨料与钢筋在投影面上交叉

Figure 11 (Color online) Intersection between aggregate and reinforcement on the projection plane.

表 2 骨料核点投放时间和加速比

Table 2 Time and acceleration ratio of arranging nuclei

区域数	时间 (s)	加速比
1	33908	1.00
2	15323	2.21
4	3951	8.58
8	972	34.88
16	289	117.33
32	96	353.21
64	34	997.29
128	26	1304.15

小, 而加速比则随着区域数的增大而增大. 上述结果表明, 本文提出的并行建模方法可以有效降低骨料核点投放时间, 提高投放效率.

4 细观数值模拟

4.1 有限元模型

通过上述钢筋混凝土细观模型构建方法, 建立了实验中弹体和钢筋混凝土靶体的有限元模型, 如图12所示, 其中将6倍弹体直径区域分布与实验尺寸一致的骨料, 剩余区域分布尺寸较大的骨料, 可以在模拟混凝土非均质性的同时减小计算量. 由于该模型的骨

图 12 (网络版彩图)有限元模型

Figure 12 (Color online) Finite element model.

料边界处具有不规则性和复杂性, 无法对其进行六面体网格划分, 故采用四面体网格对骨料和砂浆进行划分, 并对6倍弹体直径区域的网格进行细化, 网格尺寸为1 cm, 剩余区域的网格尺寸为4 cm, 弹体和钢筋的网格尺寸均为1 cm, 两种钢筋混凝土靶体的网格总量分别为6308752和7054995.

由于本文主要研究靶体的破坏行为, 故将弹体假设为刚体. 钢筋选用随动硬化弹塑性模型, 骨料和砂浆选用K&C模型, 具体参数如表3和4所示. 弹体与钢筋混凝土各组分(骨料、砂浆和钢筋)、骨料与砂浆、骨料与钢筋之间均采用侵蚀接触.

4.2 数值结果

对4组实验工况进行数值模拟, 弹体冲击速度分别为1325, 1426, 1387和1415 m/s, 其中第1组和第3组的弹体在初始时刻击中横向钢筋, 而第2组和第4组的弹体在初始时刻未击中钢筋.

4.2.1 侵彻过程

图13给出了第2组工况下靶体内部的比例损伤云图, 可以看出: (1) 损伤最先出现在弹头与靶体接触的位置, 并随着弹体的侵入向四周传播, 而且弹头附近处的损伤程度明显高于其他位置, 这是由于弹体在侵彻过程中受到靶体的阻力而对其造成挤压, 并在弹头附近区域持续产生压缩波, 导致该区域的混凝土发生破坏, 损伤迅速累积; (2) 砂浆的损伤程度明显高于骨料, 这是由于骨料强度高于砂浆强度, 砂浆在弹体的挤压

下更容易发生破坏, 导致砂浆的损伤累积速度明显高于骨料; (3) 骨料和砂浆的损伤分布是非对称的, 这是由于靶体内部含有钢筋和随机分布的骨料, 应力波会在二者表面发生反射和透射, 导致非对称传播; (4) 弹体在侵彻过程中产生一定程度的偏转, 这是由于弹体撞击到骨料所产生的轻微偏转累积造成的, 符合实际情况.

图14给出了数值模拟中弹体的速度-时间曲线和减速度-时间曲线, 从图中可以看出, 4组曲线的变化趋势基本一致, 大致可以分为三个阶段: (1) 在侵彻开始阶段, 弹体速度随着侵彻时间的增大而减小, 其减小趋势急剧变陡, 与之相对应的弹体减速度也迅速增大, 达到峰值; (2) 随着侵彻的继续, 弹体速度仍随着侵彻时间的增大而减小, 其减小趋势则慢慢变缓, 与之相对应的弹体减速度也逐渐减小; (3) 当侵彻完成后, 弹体速度与减速度均减小为0. 此外, 第2~4组弹体减速度的峰值几乎相同, 而第1组则略低于其他3组, 这是由于4组数值模拟中靶体强度相同而弹体冲击速度不同造成的, 其中第2~4组弹体冲击速度均在1400 m/s附近, 而第1组弹体冲击速度却在1300 m/s附近.

4.2.2 破坏模式

图15给出了第2组和第4组工况下实验和数值模拟的前靶面破坏模式, 其中红色区域表示靶体的破坏区域, 可以看出, 两种靶体的前靶面都具有明显的开坑现象, 其中第2组的破坏区域近似为矩形, 其边界与钢筋网重合, 而第4组的破坏区域则近似为圆形, 该现象

表 3 弹体和钢筋的材料参数

Table 3 Material parameters of projectile and reinforcement

材料	密度 (g/cm ³)	杨氏模量 (GPa)	泊松比	屈服强度 (MPa)	FS ^{a)}
弹体	7.85	207	0.3	\	\
钢筋	7.80	210	0.3	235	0.8

a) FS表示单元失效参数

表 4 骨料和砂浆的材料参数^{a) [39]}

Table 4 Material parameters of aggregate and mortar

材料	密度 (g/cm ³)	泊松比	抗压强度 (MPa)	抗拉强度 (MPa)
骨料	2.66	0.16	160	16
砂浆	2.44	0.22	40	4

a) 骨料和砂浆的RSIZE和UCF分别为 39.37×10^{-2} 和 145×10^5

图 13 靶体内部损伤云图

Figure 13 Damage contour of target interior.

图 14 弹体速度-时间曲线和减速度-时间曲线

Figure 14 Velocity-time curve and deceleration-time curve of projectile.

与实验结果相符. 这是由于第2组靶体中钢筋网与前靶面互相贴合, 而钢筋与混凝土的接触界面属于薄弱区, 故沿钢筋边界处的混凝土出现较为严重的损伤, 导致钢筋与混凝土发生整体破坏. 此外, 前靶表面还具有少数由侵彻中心向外扩散的径向裂纹, 这是由于混凝土

图 15 实验和数值模拟的前靶面破坏模式

Figure 15 Damage mode on the front target face of experiment and numerical simulation.

土的抗拉强度远低于其抗压强度, 由弹体挤压产生的持续不断的压缩波在自由表面反射形成叠加的拉伸波, 使得前靶表面的混凝土发生拉伸失效, 形成层裂. 然而, 由于混凝土细观模型中骨料的位置具有随机性, 其与实验中骨料的位置并不相同, 故数值模拟产生的裂纹无法与实验结果一一对应.

图16给出了第1组和第2组工况下弹道周围钢筋的等效应力云图. 当弹体击中钢筋时, 位于弹道上的钢筋均发生断裂, 其中第一层和第二层钢筋均向外翻转, 但前者更为明显, 第三层钢筋则向两侧弯曲, 三者的钢筋断口均以剪切破坏为主, 说明钢筋在弹体撞击下首先出现弯曲变形, 随后在剪切力的作用下发生破坏, 而靠近靶面的钢筋由于受到拉力的作用, 其破坏模式也可能为拉剪破坏. 此外, 第一层与第二层之间的纵向钢筋还出现了向隧道区的弯曲变形. 当弹体未击中钢筋时, 由于开坑阶段飞散和脱落的混凝土块对第一层钢筋网造成挤压, 使其产生明显的向外膨胀变形, 而第二层钢筋则在隧道阶段破碎混凝土的挤压下产生向两侧的弯曲变形. 与此同时, 纵向钢筋在第一层钢筋网

图 16 (网络版彩图)弹道周围钢筋的等效应力云图
Figure 16 (Color online) Effective stress contour of reinforcement around the projectile head.

的拉力作用下产生拉伸变形,并在靠近第二层钢筋捆绑处出现颈缩。上述数值模拟结果与实验现象基本吻合,说明本文建立的钢筋混凝土三相模型可以较好地模拟钢筋的破坏模式。

4.2.3 侵彻深度

图17给出了数值模拟和实验中侵彻深度 H 的对比,数值模拟结果与实验结果的最小误差为0.58%,最大误差为8.42%。造成误差的原因主要有以下几个方面:

(1) 数值模拟本身存在计算误差,尤其是针对弹体侵

图 17 (网络版彩图)实验和数值模拟的侵彻深度
Figure 17 (Color online) Penetration depth of experiment and numerical simulation.

彻钢筋混凝土这类复杂的高度非线性问题,其计算误差更加明显,主要包括计算模型、计算方法、单元类型、单元质量、接触模型、材料模型以及失效模型等因素引起的误差。(2) 数值模拟均是在理想情况下开展的,不受外界任何因素干扰,而实验测试则受到诸多因素干扰,如发射状态、着靶姿态、混凝土骨料分布等,均会造成实验的不确定。但总体而言,本文的数值模拟结果与实验结果较为一致,说明本文建立的细观模型可以有效和准确地预测弹体的侵彻深度以及钢筋混凝土的破坏行为。

4.2.4 弹道偏转

假设弹体为刚性弹,选取弹体中轴线上的两个节点(弹头和弹尾)为参考点,通过两者在 X 和 Y 方向的位移差可以分别得到弹体在这两个方向上的偏转角,表示为 $\theta_x = \arcsin(\Delta x / L)$ 和 $\theta_y = \arcsin(\Delta y / L)$,其中 L 为弹体长度。图18给出了冲击速度为1415 m/s时弹体在 Y 方向上的偏转角随时间变化曲线,正号表示水平向右,负号则反之,弹体的最大偏转角为 -33° 。弹体的偏转过程大致可以分为三个阶段:(1) 在初始时刻,由于弹头两侧的骨料分布相对比较均匀,故弹头两侧受到的阻力基本可以平衡,弹体偏转角几乎保持不变;(2) 随着弹体的侵入,弹头右侧连续撞击到相对较大的骨料,故弹头受到向左的阻力,弹体向左侧发生偏转;(3) 当侵彻速度过低时,弹体受到的侵彻阻力减小,不足以使弹

图 18 (网络版彩图) $V_0=1415$ m/s 时弹体在 Y 方向上的偏转角-时间曲线

Figure 18 (Color online) Deflection angle-time curve of projectile in the Y-direction at $V_0=1415$ m/s.

体发生偏转, 故弹体偏转角基本保持恒定, 直到侵彻完成. 然而, 采用均匀模型对弹体正侵彻问题进行数值模拟时, 弹体始终保持正侵彻姿态, 弹道未发生偏转, 说明本文建立的细观模型能够更加真实地反映弹体正侵

彻过程中的弹道偏转现象.

5 结论

本文通过实验和细观数值模拟研究了钢筋混凝土在大口径弹体冲击下的动态响应和破坏行为, 主要工作和结论如下.

(1) 开展了 100 mm 大口径卵形弹以 1325~1426 m/s 的冲击速度侵彻钢筋混凝土靶的实验, 得到了弹体侵彻深度和靶体开坑直径, 发现钢筋网靠近靶体表面可以有效地减小靶体开坑直径.

(2) 提出了一种基于 Voronoi 技术的快速并行建模方法来构建钢筋混凝土三维细观模型, 通过对投放区域适当的划分和内移实现了骨料大规模并行投放, 并分析了骨料与钢筋的几何和位置关系, 给出了一种骨料与钢筋交叉检测的理论方法.

(3) 进行了弹体侵彻钢筋混凝土靶的细观数值模拟, 对靶体和钢筋的破坏模式、侵彻深度以及弹道偏转进行了分析, 得到的数值模拟结果与实验基本一致, 说明该细观模型可以有效和准确地预测钢筋混凝土的破坏行为.

参考文献

- Xu X, Ma T, Ning J. Failure analytical model of reinforced concrete slab under impact loading. *Constr Build Mater*, 2019, 223: 679–691
- Sadraie H, Khaloo A, Soltani H. Dynamic performance of concrete slabs reinforced with steel and GFRP bars under impact loading. *Eng Struct*, 2019, 191: 62–81
- Kong X Z, Fang Q. Numerical predictions of failures in concrete structures subjected to intense dynamic loadings using the Smooth Particle Hydrodynamics method (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2020, 50: 024605 [孔祥振, 方秦. 基于 SPH 方法对强动载下混凝土结构损伤破坏的数值模拟研究. *中国科学: 物理学 力学 天文学*, 2020, 50: 024605]
- Ning J G, Meng F L, Ma T B, et al. A special numerical method for fluid-structure interaction problems subjected to explosion and impact loading. *Sci China Tech Sci*, 2020, 63: 1280–1292
- Li J Q, Hao L, Li J. Theoretical modeling and numerical simulations of plasmas generated by shock waves. *Sci China Tech Sci*, 2019, 62: 2204–2212
- Zhang X Y, Wu H J, Li J Z, et al. Comparative study of projectiles penetrating into two kinds of concrete targets at high velocity (in Chinese). *Acta Armamentarii*, 2019, 40: 276–283 [张雪岩, 武海军, 李金柱, 等. 弹体高速侵彻两种强度混凝土靶的对比研究. *兵工学报*, 2019, 40: 276–283]
- Ning J, Song W, Yang G. Failure analysis of plastic spherical shells impacted by a projectile. *Int J Impact Eng*, 2006, 32: 1464–1484
- Hanchak S J, Forrestal M J, Young E R, et al. Perforation of concrete slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) unconfined compressive strengths. *Int J Impact Eng*, 1992, 12: 1–7
- Forrestal M J, Altman B S, Cargile J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets. *Int J Impact Eng*, 1994, 15: 395–405
- Forrestal M J, Frew D J, Hickerson J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time measurements. *Int J Impact Eng*, 2003, 28:

479–497

- 11 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
- 12 Frew D J, Forrestal M J, Hanchak S J. Penetration experiments with limestone targets and ogive-nose steel projectiles. *J Appl Mech*, 2000, 67: 841–845
- 13 Dancygier A N, Yankelevsky D Z, Jaegermann C. Response of high performance concrete plates to impact of non-deforming projectiles. *Int J Impact Eng*, 2007, 34: 1768–1779
- 14 Dancygier A N, Katz A, Benamou D, et al. Resistance of double-layer reinforced HPC barriers to projectile impact. *Int J Impact Eng*, 2014, 67: 39–51
- 15 Kamal I M, Eltehewy E M. Projectile penetration of reinforced concrete blocks: Test and analysis. *Theor Appl Fract Mech*, 2012, 60: 31–37
- 16 Abdel-Kader M, Fouda A. Effect of reinforcement on the response of concrete panels to impact of hard projectiles. *Int J Impact Eng*, 2014, 63: 1–17
- 17 Xu W F, Chen X W, Zhang R, et al. The *in-situ* measurement of the penetration trajectory in reinforced concrete target by grid measurement method (in Chinese). *Sci Sin Tech*, 2016, 46: 407–414 [徐伟芳, 陈小伟, 张荣, 等. 钢筋混凝土靶体侵彻破坏响应及其原位测试技术研究. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 407–414]
- 18 Li Q M, Chen X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile. *Int J Impact Eng*, 2003, 28: 93–116
- 19 Chen X W, Li X L, Huang F L, et al. Normal perforation of reinforced concrete target by rigid projectile. *Int J Impact Eng*, 2008, 35: 1119–1129
- 20 Deng Y J, Chen X W, Yao Y. Study on the cavity expansion response of the concrete target under penetration. *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2020, 50: 024606
- 21 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. In: The Proceedings of 14th International Symposium on Ballistics. Quebec, Canada, 1993
- 22 Malvar L J, Crawford J E, Wesevich J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D. *Int J Impact Eng*, 1997, 19: 847–873
- 23 Ning J G, Chen L W. Fuzzy interface treatment in Eulerian method. *Sci China Ser E*, 2004, 47: 550–568
- 24 Huang F, Wu H, Jin Q, et al. A numerical simulation on the perforation of reinforced concrete targets. *Int J Impact Eng*, 2005, 32: 173–187
- 25 Polanco-Loria M, Hopperstad O S, Børvik T, et al. Numerical predictions of ballistic limits for concrete slabs using a modified version of the HJC concrete model. *Int J Impact Eng*, 2008, 35: 290–303
- 26 Ning J, Ma T, Fei G. Multi-material Eulerian method and parallel computation for 3D explosion and impact problems. *Int J Comput Methods*, 2014, 11: 1350079
- 27 Kong X, 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. *Int J Impact Eng*, 2016, 95: 61–71
- 28 Liu J, Wu C, Chen X. Numerical study of ultra-high performance concrete under non-deformable projectile penetration. *Constr Build Mater*, 2017, 135: 447–458
- 29 Ning J, Duan Y, Xu X, et al. Velocity characteristics of fragments from prismatic casing under internal explosive loading. *Int J Impact Eng*, 2017, 109: 29–38
- 30 Rajput A, Iqbal M A, Gupta N K. Ballistic performances of concrete targets subjected to long projectile impact. *Thin-Walled Struct*, 2018, 126: 171–181
- 31 Liu J, Wu C, Li J, et al. Numerical investigation of reactive powder concrete reinforced with steel wire mesh against high-velocity projectile penetration. *Constr Build Mater*, 2018, 166: 855–872
- 32 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 (in Chinese). *Explosion Shock Waves*, 2020, 40: 023101 [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. 爆炸与冲击, 2020, 40: 023101]
- 33 Werner S, Thienel K C, Kustermann A. Study of fractured surfaces of concrete caused by projectile impact. *Int J Impact Eng*, 2013, 52: 23–27
- 34 Wu H, Fang Q, Gong J, et al. Projectile impact resistance of corundum aggregated UHP-SFRC. *Int J Impact Eng*, 2015, 84: 38–53
- 35 Fang Q, Zhang J. 3D numerical modeling of projectile penetration into rock-rubble overlays accounting for random distribution of rock-rubble. *Int J Impact Eng*, 2014, 63: 118–128
- 36 Wu C, Li W, Shen X. Study of the anti-penetration performance of concrete with different coarse aggregate content. *Lat Am J Solids Struct*, 2018,

15

- 37 Peng Y, Wu H, Fang Q, et al. Geometrical scaling effect for penetration depth of hard projectiles into concrete targets. *Int J Impact Eng*, 2018, 120: 46–59
- 38 Wu H, Li Y C, Fang Q, et al. Scaling effect of rigid projectile penetration into concrete target: 3D mesoscopic analyses. *Constr Build Mater*, 2019, 208: 506–524
- 39 Sun J C, Chen X W, Deng Y J, et al. Dynamic response of mesoscopic plain/reinforced concrete slabs under blast loading (in Chinese). *Explosion Shock Waves*, 2019, 39: 113101 [孙加超, 陈小伟, 邓勇军, 等. 爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋混凝土板破坏模式. *爆炸与冲击*, 2019, 39: 113101]

Experimental and mesoscale numerical investigation on the failure behavior of reinforced concrete under projectile-impact loading

RONG Yu, REN HuiLan & XU XiangZhao

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

Reinforced concrete is widely used and plays important roles in civil engineering and national defense. It also suffers from an obvious scale effect. Conducting a large-scale penetration experiment is necessary to study the dynamic response of reinforced-concrete under impact loading. In this study, experiments were conducted for a 100-mm large-caliber ovoid projectile to penetrate reinforced-concrete targets at high speed. The damage mode, penetration depth, and crater diameter of the target were analyzed in detail. Owing to the reinforcement, concrete exhibits more complex heterogeneity and anisotropy, and the deformation, damage, and interaction of each component indicate an important effect on the mechanical properties of concrete. A fast and parallel modeling method of 3D mesoscale reinforced-concrete model based on the Voronoi technique was proposed, which solved the problems of large-scale arranged aggregates and intersection detections between the reinforcement and aggregates. The mesoscale numerical simulations were conducted in combination with the K&C model, and the effects of the projectile hitting and not hitting the reinforcements on the penetration depth, crater diameter, and ballistic trajectory were analyzed. The damage mode of the slabs and reinforcements, penetration depth of the projectile, and trajectory deflection were obtained. The numerical results show good agreement with the experimental results, which indicate that the mesoscale model can effectively and accurately predict the failure behavior of reinforced-concrete.

reinforced concrete, high-speed penetration, fast and parallel modeling, mesoscale numerical simulation

doi: [10.1360/SST-2020-0486](https://doi.org/10.1360/SST-2020-0486)