第 49 卷第 11 期
2021 年 11 月

硅 酸 盐 学 报
JOURNAL OF THE CHINESE CERAMIC SOCIETY

Vol. 49，No. 11
November，2021

http://www.gxyb.cbpt.cnki.net

DOI：10.14062/j.issn.0454-5648.20210353

超高性能混凝土、纤维增强高强及高延性混凝土抗侵彻性能比较

钟 锐[1]，张峰领[2]

(1. 爆炸安全防护教育部工程研究中心，东南大学土木工程学院，中国 南京 211189；
2. 新加坡国立大学土木与环境工程系，新加坡 117576)

摘 要：比较了超高性能混凝土、纤维增强高强混凝土以及高延性混凝土厚靶在不同尺寸刚性弹丸及侵彻速度冲击作用下的破坏模式，并量化了损伤程度。分析了混凝土材料侵彻深度随抗压强度、弹丸相对骨料大小以及等效硬度的变化规律。采用校准的 K&C 模型模拟了刚性弹丸冲击超高性能混凝土的破坏结果，模型预测的侵彻深度和开坑面积均与试验结果吻合较好，验证了其有效性。

关键词：超高性能混凝土；侵彻；高延性水泥基复合材料；本构模型；有效硬度
中图分类号：TU528　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：0454–5648(2021)11–2423–12
网络出版时间：2021–10–12



Resistance of Ultra-High Performance Concrete, Fiber Reinforced High Strength Concrete and Engineered Cementitious Composite Against Projectile Penetration

ZHONG Rui[1], *ZHANG Fengling*[2]

(1. Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion & Impact of Ministry of Education, School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China; 2. Department of Civil and Environmental Engineering, National University of Singapore, 117576 Singapore)

Abstract: The effectiveness of ultra-high performance concrete (UHPC), fiber reinforced high strength concrete (FRHSC), and engineered cementitious composite (ECC) against projectile penetration was investigated. The influence of compressive strength, relative size of projectile to aggregate, and effective hardness on the penetration depth was analyzed. Key parameters of K&C constitutive model were calibrated with the corresponding experimental data available in literature. The calibrated model was used to simulate the response of UHPC subjected to projectile penetration in terms of penetration depth and equivalent crater diameter. The numerical prediction is in a reasonable agreement with the experimental results.

Keywords: ultra-high performance concrete; projectile penetration; engineered cementitious composite; constitutive model; effective hardness

有关混凝土材料抗弹丸冲击性能的研究已取得了丰硕的成果[1–6]，大量研究表明：(1) 侵彻深度随着混凝土单轴抗压强度的增大而减小[7–8]；(2) 掺入粗骨料有利于减小混凝土侵彻深度[9–11]；(3) 提高混凝土材料韧性有利于减小开坑面积[12–13]。随着人们对混凝土材料综合性能要求的不断提高，多种新型混凝土应运而生。超高性能混凝土(UHPC)是以极低水胶比、多元微细颗粒密实堆积以及微细钢纤维增韧等为主要特点的水泥基复合材料。尽管当前并没有统一的标准，UHPC 静态单轴抗压强度普遍高于 120 MPa[14]。在常用纤维体积掺量下(2%)，单轴受拉状态下呈现应变硬化和多缝开裂的特性。高延性水泥基复合材料(ECC)是一种具有优越延性的纤维增强水泥基复合材料。在 2%合成纤

收稿日期：2021–05–02。　修订日期：2021–05–28。
基金项目：国家自然科学基金项目(U1934205)。
第一作者：钟 锐(1984—)，男，博士，副教授。

Received date: 2021–05–02.　**Revised date:** 2021–05–28.
First author: ZHONG Rui (1984–), male, Ph. D., Associate Professor.
E-mail: cerzhong@seu.edu.cn

维体积掺量下，ECC 的极限拉应变通常超过 3%[15]。ECC 抗压强度低于 UHPC，但是韧性高于 UHPC。纤维增强高强混凝土(FRHSC)的抗压强度介于 UHPC 与 ECC 之间，韧性不及 ECC 和 UHPC。为了提高材料的均匀性，制备 UHPC 以及 ECC 的过程中通常剔除了粗骨料。因此，从理论上看，综合考虑抗压强度、韧性以及粗骨料的影响，这 3 种先进混凝土抗弹丸侵彻相对效果仍不明晰。

现有关于混凝土材料在弹丸冲击作用下行为的认知主要是基于常规混凝土试验数据，对上述几种新兴的先进混凝土材料研究相对较少。有限的研究主要集中于比较某一种先进混凝土材料与常规混凝土的性能[10,13,16]。由于缺乏统一的试验标准，不同的试验方法与设备、侵彻速度、几何与物理特性迥异的弹丸被不同的学者采用以研究不同先进混凝土材料的抗冲击侵彻行为。因此，交叉比较不同学者的现有试验结果，揭示上述 3 种先进混凝土的抗侵彻相对有效性存在较大挑战。

混凝土抗侵彻性能的试验研究方法较为昂贵且周期较长，通过数值模拟预测材料在冲击荷载作用下的破坏形态成为一种有效的补充。Karagozian & Case (K&C)模型[17]综合考虑了混凝土材料应变率效应、应变软化现象、剪胀效应，被广泛应用于强动载下常规混凝土结构的动态响应模拟[18–20]。然而 K&C 模型参数大多基于常规混凝土的试验数据获得，这些参数不一定适用于先进混凝土材料。徐世烺等[6]指出 K&C 模型自动生成的参数不宜直接用于活性粉末混凝土(RPC)，相关模型参数需要根据 RPC 的试验数据进行校准。此外，K&C 模型参数较多，选取不当会极大地影响预测结果。本文研究的 3 种先进混凝土与常规混凝土性能差异较大，亟需解决参数标定方法以利用该模型预测先进混凝土在弹丸侵彻作用下的行为。

基于以上考虑，开展了一系列先进混凝土厚靶弹丸冲击试验，全面系统地研究了 UHPC、FRHSC 以及 ECC 在刚性弹丸冲击作用下的行为，比较了破坏模式，量化了损伤程度，揭示了损伤机理，修正了 K&C 模型强度面参数、损伤参数、状态方程参数以及应变率效应相关参数，建立了数值分析模型。

1 实验

1.1 原材料与配合比设计

ECC 以及 FRHSC 均采用 P·I 硅酸盐水泥(OPC)，符合 ASTM C1240 标准的未密实型硅灰，以及符合 ASTM C618 分类的 F 型粉煤灰。单一聚乙烯醇纤维(PVA)或者聚乙烯纤维(PE)与钢纤维(ST)复掺分别用来制备 ECC-PVA 和 ECC-ST+PE。ECC-PVA 采用密度 2630 kg/m^3、最大粒径 0.25 mm 的石英砂，而 ECC-ST+PE 不含任何细集料或粗骨料。FRHSC 采用天然石英砂作为细集料，最大粒径为 10 mm 的花岗岩作为粗骨料。所有 FRHSC 均采用体积含量 0.5%的平直钢纤维增韧。UHPC 选用分别来自新加坡和美国的 2 种具有代表性的商业超高性能混凝土 UHPC-S 和 UHPC-A。2 种商业 UHPC 的纤维体积含量均为 3%。UHPC-A 使用端勾型钢纤维，而 UHPC-S 采用 3 种长度(5 mm、13 mm 和 30 mm)的平直钢纤维。ECC-ST+PE、FRHSC-60 以及 FRHSC-85 采用萘系高效减水剂，其余先进混凝土均采用聚羧酸型减水剂。试验用水为普通自来水。各先进混凝土的配合比如表 1 所示。

表 1 不同先进混凝土靶体的配合比

Table 1 Mixture proportions of different advanced concretes

Mixture	Water/binder ratio	Mix proportion/(kg·m^{-3})								Volume fraction of fiber
		Cement	Silica fume	Fly ash	Water	Coarse aggregate	Sand	Superplasticizer		
								Polycarboxylate	Naphthalene	
ECC-PVA	0.25	587		704	323		469[a]	10		2% PVA[b]
ECC-ST+PE	0.25	1478	148		414				17	0.5% steel + 1.5% PE[c]
FRHSC-60	0.50	410			205	946	760		3	0.5% steel[d]
FRHSC-85	0.35	480			168	946	776		10	0.5% steel[d]
FRHSC-110	0.28	450	45[1]		139	946	772	10		0.5% steel[d]
UHPC-S										3.0% steel[e]
UHPC-A										3.0% steel[f]

Note: [a] Quartz sand with maximum size 0.25 mm; [b] PVA fiber with a diameter of 0.04 mm and length of 12 mm; [c] PE fiber with a diameter of 0.04 mm and length of 12 mm; [d] Straight steel fiber with a diameter of 0.16 mm and length of 13 mm; [e] Straight steel fiber with a diameter of 0.20 mm and three lengths of 5 mm (1%), 13 mm (1%), and 30 mm (1%);[f] Hooked steel fiber with a diameter of 0.55 mm and length of 30 mm. UHPC-S and UHPC-A were purchased from Singapore and USA, respectively.

1.2　制备与养护

分别用边长 100 mm 立方体、ϕ100 mm×200 mm 圆柱体、100 mm×100 mm×400 mm 棱柱体试件来测量洛氏硬度(HR15T)、抗压强度与受弯性能。单轴拉升试验采用 JSCE 推荐尺寸。大口径与小口径弹丸冲击试验靶体尺寸分别为 600 mm×600 mm×400 mm 和 300 mm×170 mm×150 mm。靶体厚度参考文献[14,16,21]选取，以确保弹丸不会贯穿靶体。UHPC 试件浇筑 1 d 后拆模。UHPC-A 拆模后先放置在 22 ℃雾室养护 7 d，然后用 90 ℃蒸汽养护 7 d。UHPC-S 拆模后 90 ℃蒸汽养护 2 d。FRHSC 和 ECC 试件拆模后用湿麻布袋覆盖 28 d。

1.3　试验方法

按照 ASTM C39 以及 ASTM C1609 测试试样的单轴抗压强度及弯曲性能。单轴拉伸试验参照日本土木工程协会(JSCE)规范推荐方法。采用 Zwick Roell® ZHR8150LK 设备测定试件的洛氏硬度，球形压头直径为 1.59 mm，总试验力为 147 N。所有试验均重复至少 3 次，取平均值作为结果。侵彻试验采用一级轻气炮装置，主要包括高压氦气发射系统、激光测速系统和混凝土靶仓。为明晰弹丸相对骨料大小对靶体侵彻性能的影响，本试验使用大小 2 种弹丸。大弹丸直径为 28 mm，弹头为卵形(Ogive-nosed)。小弹丸直径为 8 mm，弹头为圆锥形(Conical-nosed)。两种弹丸均选用 ASSAB XW-42 钢材并硬化至硬度 HRC60-62 以确保弹体不会变形。通过调节气腔中氦气压力控制弹丸侵彻速度，大口径弹丸目标侵彻速度为 400 m/s 和 600 m/s，小口径弹丸目标侵彻速度为 400 m/s。

2　结果与讨论

2.1　侵彻速度及弹丸直径对侵彻效率的影响

表 2 列出了不同先进混凝土的物理、静力学性能以及弹丸冲击试验结果。由表 2 可以看出，UHPC

表 2　试验结果总结

Table 2　Summary of test results

Mixture	d_p/mm	d_a/mm	f_c/MPa	G/(kJ·m^{-3})	H_R	H_e	V_0/(m·s^{-1})	D_P/mm	d_e/mm
ECC-PVA	28	0.25	65	133.77	61	61	379	109	154
ECC-ST+PE	28		93	94.53	45	45	372	99	161
FRHSC-60	28	10.00	72	N.A	52	72	401	79	279
FRHSC-85	28	10.00	108	0.47	64	78	392	77	188
FRHSC-110	28	10.00	156	N.A	69	82	401	73	180
UHPC-S-1	28	2.00	186	35.15	78	78	405	70	173
UHPC-S-2	28	2.00	186	35.15	78	78	412	68	151
UHPC-A-1	28	1.00	216	2.60	83	83	405	75	217
UHPC-A-2	28	1.00	216	2.60	83	83	404	79	241
ECC-ST+PE	28	1.00	91	94.53	45	45	640	242	190
FRHSC-60	28	10.00	69	N.A	52	72	591	115	269
FRHSC-85	28	10.00	116	0.47	64	78	*600	115	257
UHPC-S	28	2.00	186	35.15	78	78	616	120	308
UHPC-A	28	1.00	216	2.60	83	83	625	122	320
ECC-PVA	8	0.25	42	133.77	61	47	408	24	30
ECC-ST+PE	8		79	94.53	45	54	411	29	29
FRHSC-60	8	10.00	61	N.A	52	73	404	18	120
FRHSC-85	8	10.00	94	0.47	64	78	396	12	104
FRHSC-110	8	10.00	118	N.A	69	80	411	11	95
UHPC-S	8	2.00	176	35.15	78	78	408	12	93
UHPC-A	8	1.00	202	2.60	83	83	409	15	104

的抗压强度显著高于 FRHSC 以及 ECC。然而，其单轴拉伸作用下能量吸收能力(G)远小于 ECC。侵彻试验后靶体破坏形态参见图 1 及图 2。可以看出，侵彻速度越高，弹丸直径越大，损伤程度越严重，侵彻深度(D_p)与开坑面积均增大。相同弹丸及侵彻速度下，UHPC 及 FRHSC 的侵彻深度远小于 ECC。

2.2 抗压强度对侵彻深度的影响

调节气腔内氦气压力可以较好控制弹丸侵彻速度，然而测试环境的细微变化难以避免，实际侵彻速度相较于目标速度仍有小幅偏差。为排除速度变化的影响，对实测侵彻深度进行了归一化处理。图 3a 展示了小口径弹丸侵彻试验归一化侵彻深度(D_p/V_0^2)随各种先进混凝土抗压强度的变化规律。可以发现，在一定阈值范围内归一化侵彻深度随着抗压强度的增强逐渐减小。超过一定阈值后，进一步提高抗压强度并不能有效减小侵彻深度，而是存在平台效应。同样的现象在大口径弹丸(d_p=28 mm)以及更高速度(600 m/s)侵彻试验中也观察到(图 3b)。本试验现象与 Zhang 等[21]和 Wu 等[9]等结果一致。可以推断，除抗压强度之外存在其它的因素影响这些先进混凝土材料的侵彻深度。

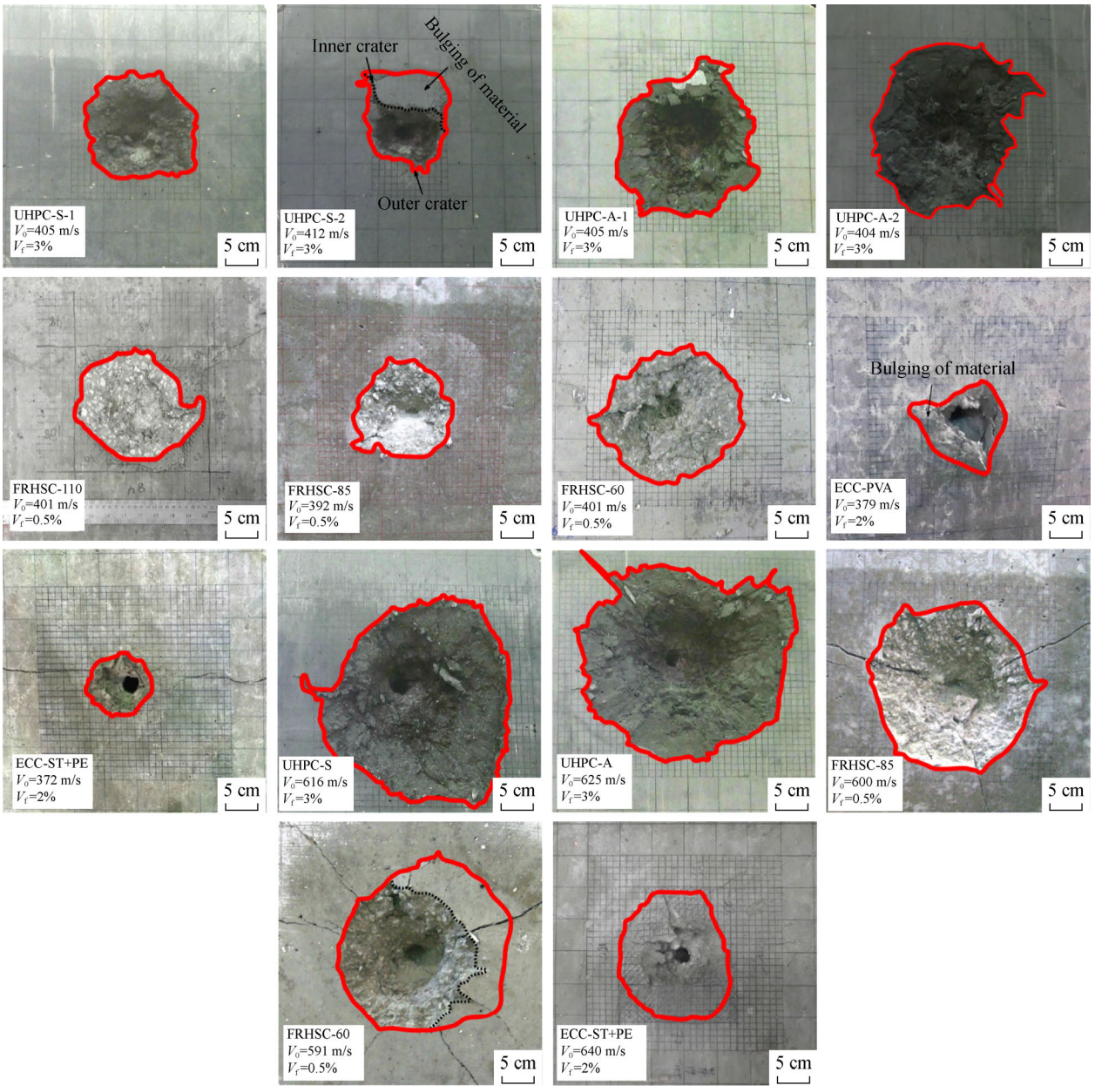


图 1 大口径弹丸(d_p=28 mm)侵彻试验后靶体损伤情况

Fig. 1 Post impact images of specimens using large caliber projectile

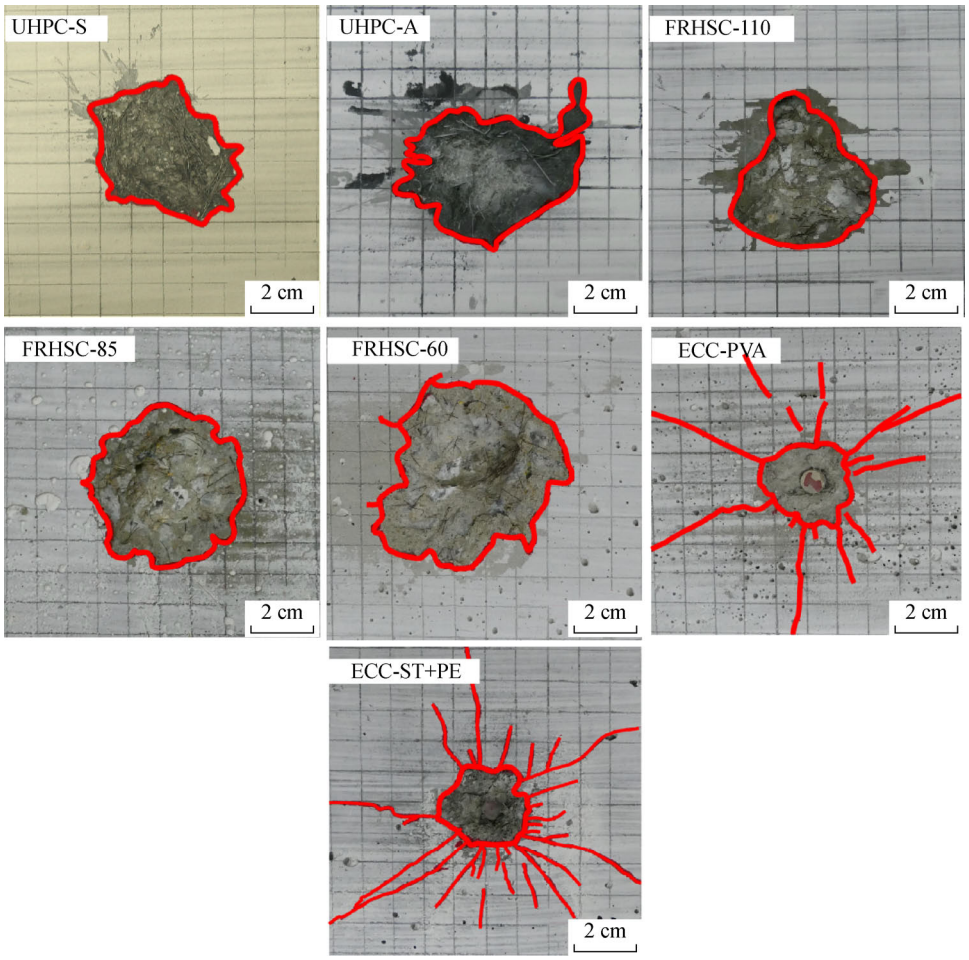
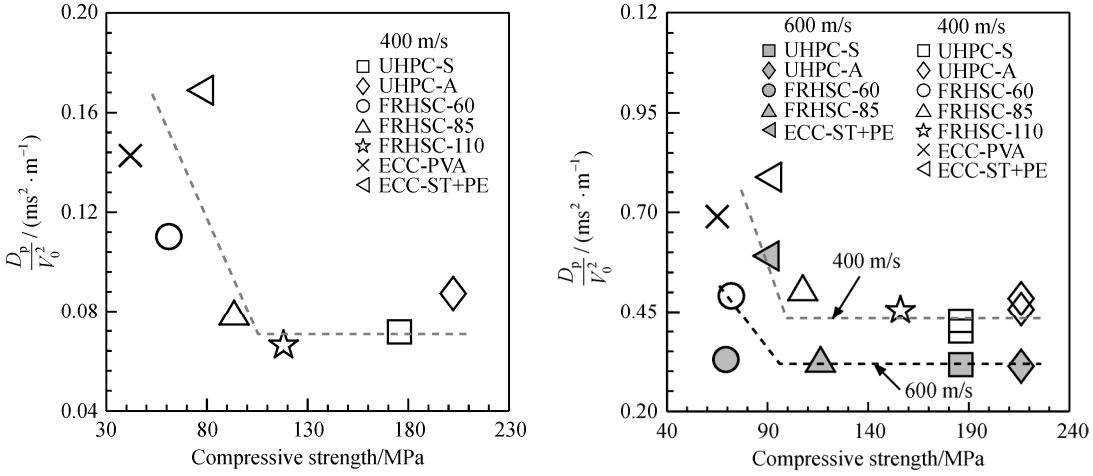


图 2　小口径弹丸(d_p=8 mm)侵彻试验后代表性靶体损伤情况

Fig. 2　Representative post impact images of specimens using small caliber projectile



(a) d_p=8 mm　　(b) d_p=28 mm

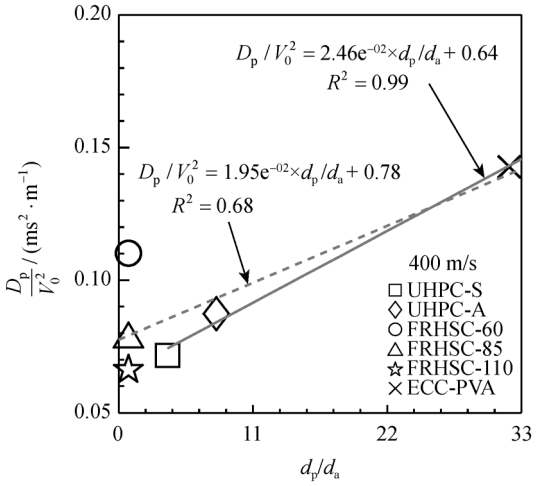
图 3　归一化侵彻深度随抗压强度变化规律

Fig. 3　Dependency of normalized D_p on compressive strength

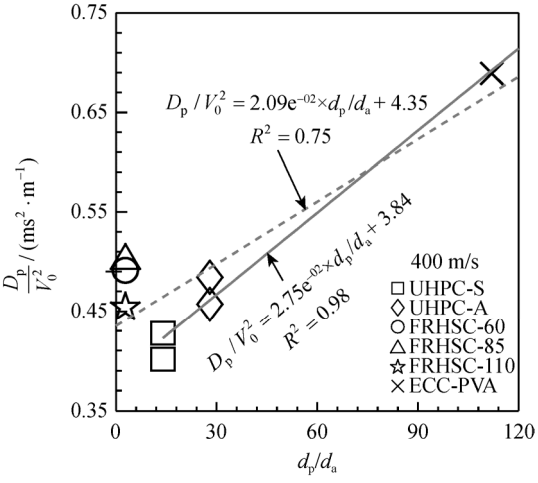
2.3　弹丸与骨料相对大小对侵彻深度的影响

已有研究表明骨料的抗侵彻性能要远优于同样强度等级的混凝土[13]，因此弹丸击中骨料与否会影响实测侵彻深度，从而有必要考察弹丸与粗骨料的相对大小对先进混凝土弹丸冲击作用下侵彻深度的影响。Wu 等[9−10]、Zhang 等[13]以及 Zhong 等[14]均指出骨料大小对侵彻深度的影响，但是均未考虑弹丸与骨料的相对大小。图 4 比较了不同口径弹丸以及

侵彻速度试验归一化侵彻深度(D_p/V_0^2)随弹丸与粗骨料相对大小(d_p/d_a)的变化规律。总体而言，归一化侵彻深度随着 d_p/d_a 的增加而增大。这是由于随着弹丸口径的增大，侵彻过程中弹体完全贯穿粗骨料的概率减小，从而可以实现更大的侵彻深度。值得一提的是，当 d_p/d_a 较小时，归一化侵彻深度离散性较大。不考虑离散区域数据线性回归(实线)远优于考虑全部数据(虚线)的效果。这一现象可以用弹丸击中粗骨料或浆体的随机性解释。弹体穿过粗骨料则侵彻深度较小，穿过浆体则侵彻深度较大，进而体现为归一化侵彻深度在此区间的离散性。



(a) d_p=8 mm



(b) d_p=28 mm

图 4 归一化侵彻深度随 d_p/d_a 变化规律

Fig. 4 Dependency of normalized D_p on d_p/d_a

2.4 有效硬度对侵彻深度的影响

抗压强度与骨料均影响混凝土侵彻深度，Wang 等[16]提出了一种可同时考虑骨料以及基体影响的有效硬度指标 H_e，发现其与 ECC 以及 FRHSC 侵彻深度之间有较好的关联性。图 5 展示了 H_e 计算示意图，H_e 为骨料以及基体洛氏硬度的加权平均，权重通过各自相对体积含量确定，具体可通过下式计算：

$$\begin{aligned} H_e &= H_{CA}\frac{l_{CA}}{l_{CA}+l_m} + H_m\frac{l_m}{l_{CA}+l_m} \\ l_{CA} &= \sqrt[3]{V_{CA}} \\ l_m &= \sqrt[3]{V_m} \end{aligned} \tag{1}$$

其中：H_{CA} 和 H_m 分别为骨料以及基体的洛氏硬度；V_{CA} 和 V_m 分别为骨料以及基体的相对体积含量；l_{CA} 和 l_m 分别为弹体穿过骨料以及基体的等效长度。

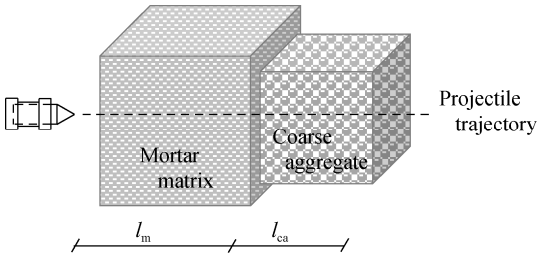


图 5 有效硬度计算示意图

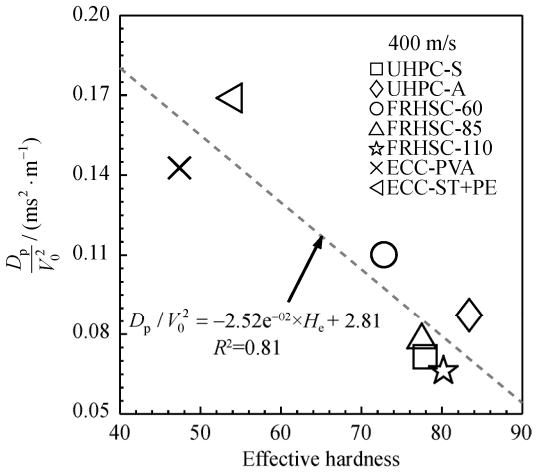
Fig. 5 Schematics for the calculation of effective hardness

图 6 比较了不同口径弹丸(d_p=8，28 mm)以及侵彻速度(V_0=400，600 m/s)条件下归一化侵彻深度(D_p/V_0^2)随有效硬度 H_e 的变化规律。H_e 能够同时体现骨料以及基体的贡献，因此与归一化侵彻深度之间存在较好的相关性。

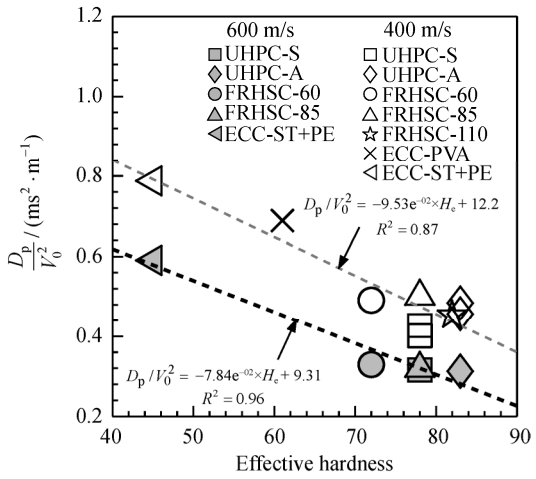
2.5 开坑面积

由于开坑破坏形态不规则(图 1~图 2)，定义了等效开坑直径(d_e)来量化开坑面积。其定义为面积与靶体迎弹面破坏面积相等的圆的直径。图 7 展示了不同口径弹丸在初始侵彻速度~400 m/s 试验条件下不同混凝土材料靶体归一化等效开坑直径(d_e/V_0^2)。在大口径弹丸冲击作用下，除 FRHSC-60 外，归一化等效开坑直径相差不大，表明抗压强度、弹丸与骨料相对大小以及有效硬度对开坑面积影响有限。FRHSC-60 较大的等效开坑直径可以由其显著低于其它靶体的抗压强度解释。大量研究表明开坑面积主要由靶体的抗拉强度与韧性决定，掺入 1%体积含量的钢纤维即可有效抑制开坑破坏面积[13,22]。所研究的 3 种先进混凝土材料均掺有一定体积含量的纤维，可有效抑制裂缝的扩展，进而限制等效开坑直径。在小口径弹丸冲击作用试验条件下，也发现了同样的规律：归一化等效开坑直径随抗压强度、弹丸与骨料相对大小以及有效硬度变化较小。不同的是，ECC-PVA 和 ECC-ST+PE 的等效开坑直径相

对于其它靶体显著减小。小口径弹丸质量较轻导致初始冲击能量减小，而 ECC 的抗拉能量吸收能力较其它先进混凝土显著提高(见表 2)，从而导致所测 ECC 等效开坑直径显著减小。



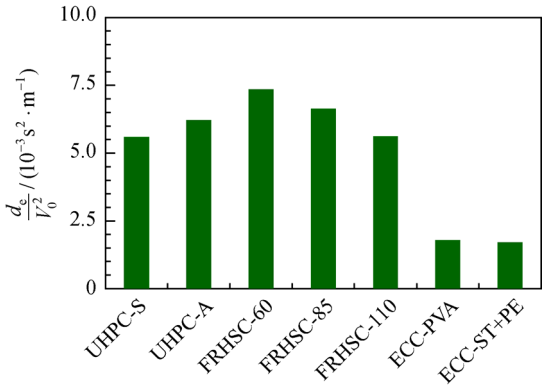
(a) d_p=8 mm



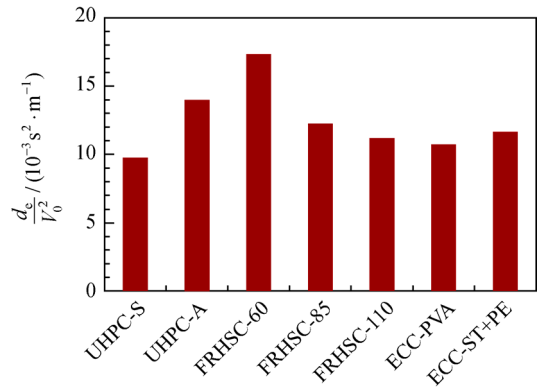
(b) d_p=28 mm

图 6　归一化侵彻深度随有效硬度变化规律

Fig. 6　Dependency of normalized D_p on effective hardness



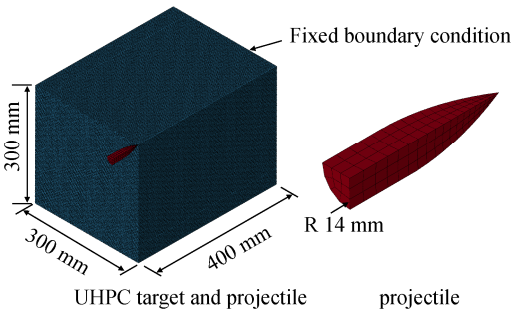
(a) d_p=8 mm



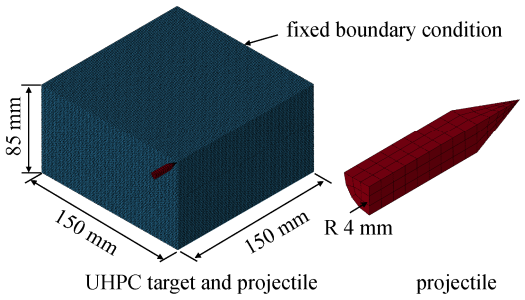
(b) d_p= 28 mm

图 7　V_0=400 m/s 试验条件下归一化 d_e

Fig. 7　Normalized d_e at V_0=400 m/s



(a) 28-mm-diamater projectile penetrating into 600 mm×600 mm×400 mm UHPC target



(b) 8-mm-diamater projectile penetrating into 300 mm×170 mm×150 mm UHPC target

图 8　UHPC 靶体和弹丸 1/4 模型

Fig. 8　1/4 model of UHPC specimen and projectile

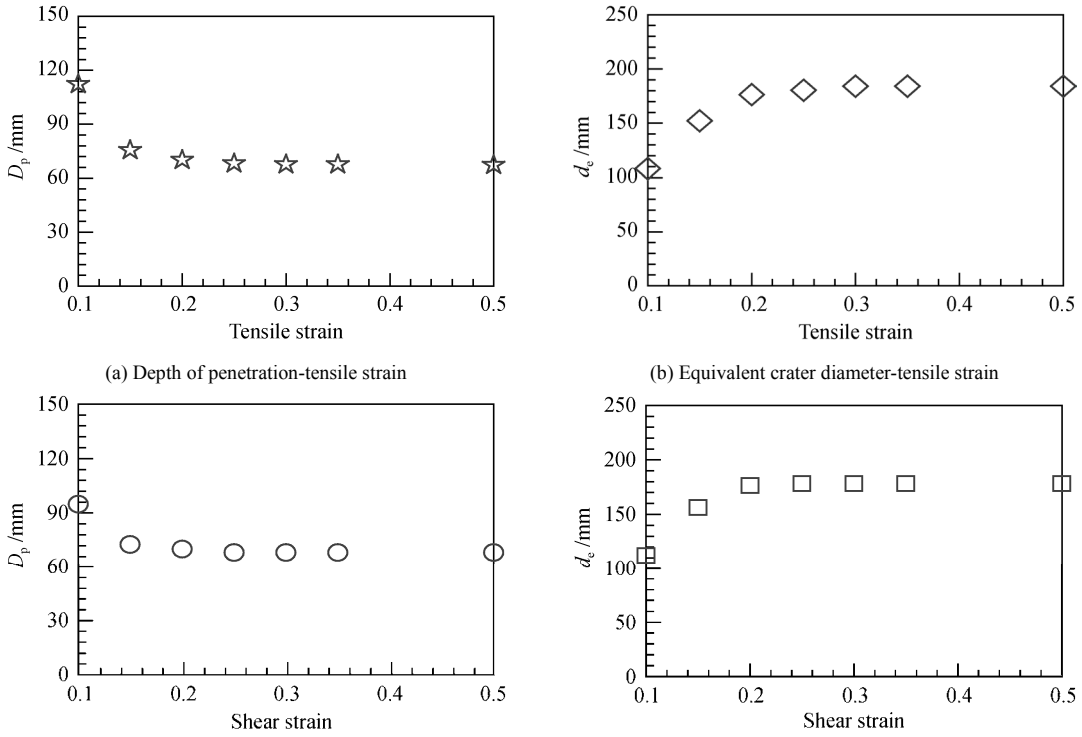
3　UPHC 靶体侵彻数值模拟

3.1　有限元模型和材料模型参数

图 8a 和图 8b 分别展示了根据试验建立的大口径(d_p=28 mm)和小口径(d_p=8 mm)弹丸侵彻 UHPC 靶体(600 mm×600 mm×400 mm 和 300 mm×170 mm×150 mm)的有限元模型。由于对称性，仅模拟了 1/4 的靶体和弹丸以节约求解时间。靶体和弹丸均采用 SOLID164 实体单元。靶体底面采用固定边界条件。根据收敛分析，靶体网格尺寸分别取 3 mm (600 mm×600 mm×400 mm 靶体)和 1.5 mm (300 mm×170 mm×150 mm 靶体)；弹丸网格划分参考文献[16]。

试验结果显示弹丸变形与质量损失可以忽略，因此弹丸采用刚体模型(*Mat_Rigid)。弹丸的密度，弹性模量和 Poisson 比分别为 7 700 kg/m^3，210 GPa 和 0.30。高速摄像照片显示弹丸在挤入 UHPC 靶体时弹托仍没有脱落。模拟时弹托的质量也作为弹丸质量的一部分。模拟时通过改变弹丸的密度来考虑弹托的质量。针对大口径以及小口径弹丸侵彻试验，弹丸密度分别调整为 8 714 kg/m^3 和 9 614 kg/m^3。

UHPC 靶体采用 K&C 模型(*Mat_Concrete_Damage_Rel3)和*EOS_Tabulated_Compaction 状态方程。通过*Mat_Add_Erosion 定义 UHPC 靶体单元失效准则。采用极限拉应变和剪切应变控制靶体单元失效。如图 9 所示，当极限拉应变大于 0.20 和极限剪切应变大于 0.20 时，极限拉应变和剪切应变对侵彻深度和开坑直径基本没有影响。基于此，极限拉应变和极限剪切应变均取 0.20。采用的极限拉应变和剪切应变值与文献[23]一致。靶体与弹丸的接触采用*Contact_Errosion_Surface_To_Surface，靶体为被动面，弹丸为主动面。K&C 模型的大部分参数可以根据混凝土的抗压强度自动生成。然而 K&C 模型自动生成的参数是基于“标准”混凝土(抗压强度为 45.4 MPa)的试验数据标定。与“标准”混凝土相比，UHPC 有更高的抗压强度、抗拉强度和韧性等，自动生成的 K&C 模型参数不一定适用[6]。需基于 UHPC 试验数据，对 K&C 的模型参数进行校准。表 3 总结了采用的 K&C 模型主要参数，更为详细的 K&C 模型参数校准方法与细节可参考文献[24]。



(a) Depth of penetration-tensile strain (b) Equivalent crater diameter-tensile strain

(c) Depth of penetration-shear strain (d) Equivalent crater diameter-shear strain

图 9 极限拉应变和剪切应变对侵彻深度和开坑直径的影响

Fig. 9 Effect of erosion strain (tensile and shear strain) on depth of penetration and equivalent crater diameter

表 3 校准的 K&C 模型参数[24]

Table 3 Calibrated parameters of K&C model[24]

Material	a_0/MPa	a_1	a_2/MPa^{-1}	a_{0y}/MPa	a_{1y}	a_{2y}/MPa^{-1}	a_{1f}	a_{2f}/MPa^{-1}
UHPC-S	60.48	0.446 3	0.001 052	38.32	0.625 0	0.003 090	0.441 7	0.000 989
UHPC-A	69.67	0.446 3	0.000 913	44.15	0.625 0	0.002 690	0.441 7	0.000 859

Material	R_0/(kg·m^{-3})	v	f_t/MPa	b_1	b_2	b_3	OMEGA	LocWidth/mm
UHPC-S	2 567	0.20	12.0	0.15*/–0.12$^\#$	–4.39*/–4.39$^\#$	1.15	0.75	2*/1.2$^\#$
UHPC-A	2 654	0.21	18.0	–0.60*/–0.97$^\#$	–4.05*/–4.05$^\#$	1.15	0.75	2*/1.2$^\#$

Note: * For mesh size of 3 mm; # For mesh size of 1.5 mm; R_0 is the density; v is the Poisson's ratio; f_t is the tensile strength; b_1, b_2 and b_3 are the damage evolution parameters for uniaxial compression, uniaxial tension and triaxial tension, respectively; OMEGA is the shear dilatancy parameter; LocWidth is the localization width.

基于 UHPC 的三轴围压试验数据，校准了 UHPC 的强度面参数，结果如式(2)所示。

$$\begin{aligned} &a_0 = 0.3444 f_{\mathrm{c}};\ \ a_1 = 0.4463;\ \ a_2 = 0.1847 / f_{\mathrm{c}};\\ &a_{0\mathrm{y}} = 0.2182 f_{\mathrm{c}};\ a_{1\mathrm{y}} = 0.6250;\ a_{2\mathrm{y}} = 0.5433 / f_{\mathrm{c}};\\ &a_{0\mathrm{f}} = 0;\ \ a_{1\mathrm{f}} = 0.4417;\ \ a_{2\mathrm{f}} = 0.1737 / f_{\mathrm{c}}; \end{aligned} \tag{2}$$

式中，f_{c} 为抗压强度。单轴压缩和拉伸损伤参数 b_1 和 b_2 根据单轴压缩应力–应变曲线和四点弯曲力–位移曲线校准获得。如图 10 所示，根据所选损伤参数预测的材料静力行为与试验结果吻合较好，可用于后续分析。

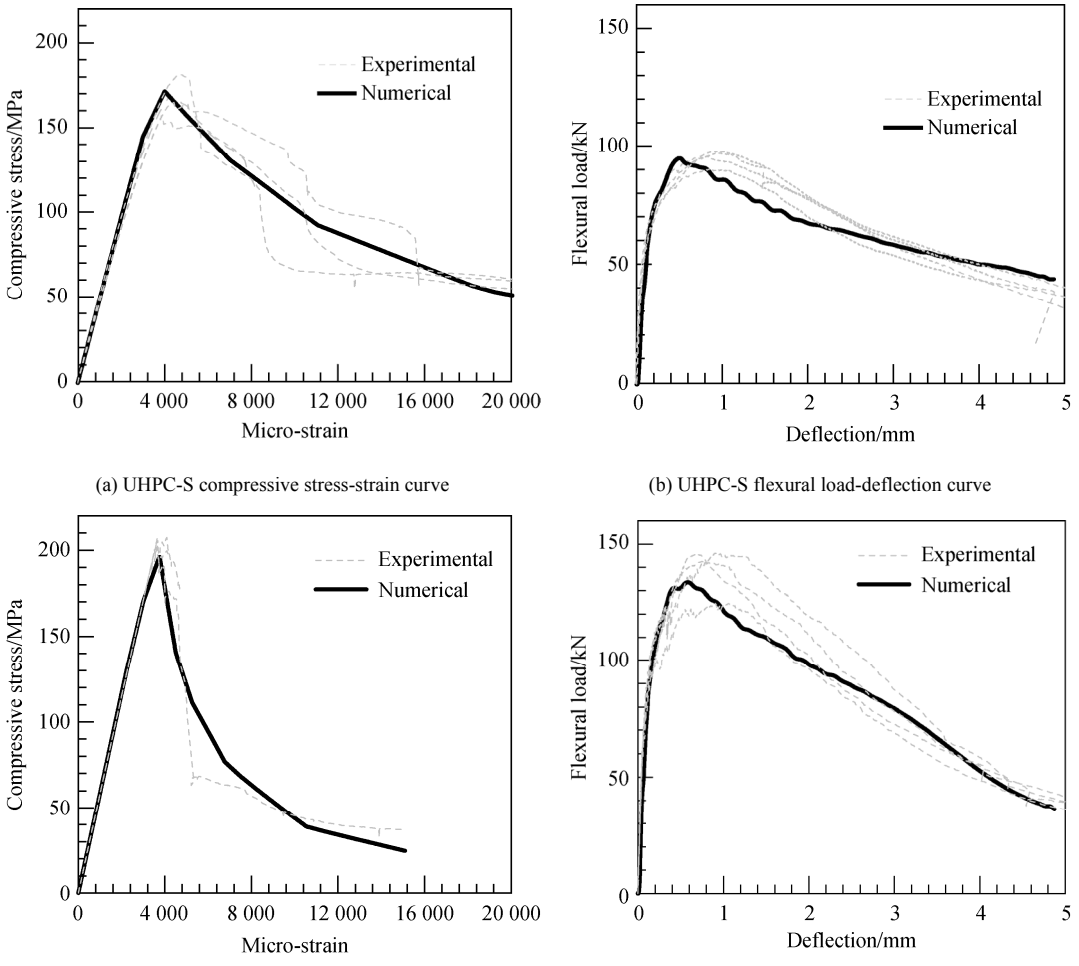
基于收集的 UHPC 动态试验数据，校准了 UHPC 的动态强度放大因子。本研究中 UHPC 的动态抗压(f_1)与抗拉(f_2)强度放大因子分别根据式(3)和式(4)确定。为更好地反映材料高应变率下的行为，UHPC 动态强度放大因子应当设置上限值。如图 11 所示，用于计算压缩与拉伸情况下动态强度放大因子的应变率上限分别取 300 s^{-1} 和 100 s^{-1}。

$$\begin{aligned} f_1 &= \left(\frac{\dot{\varepsilon}_c}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{co}}}\right)^{\alpha_c},\ \dot{\varepsilon}_c \leqslant 60\ \mathrm{s}^{-1}\\ f_1 &= \gamma_{\mathrm{c}}\left(\frac{\dot{\varepsilon}_c}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{co}}}\right)^{\beta_c},\ \dot{\varepsilon}_{\mathrm{c}} > 60\ \mathrm{s}^{-1} \end{aligned} \tag{3}$$

其中 $\dot{\varepsilon}_{\mathrm{co}} = 30\times10^{-6}\ \mathrm{s}^{-1}$ 为抗压静态应变率；$\alpha_{\mathrm{c}} = 1/(0.975 + 0.877 f_{\mathrm{c}})$；$\lg\gamma_{\mathrm{c}} = 6.301\alpha_{\mathrm{c}} - 1.890$；$\beta_{\mathrm{c}} = 0.3$。

$$\begin{aligned} f_2 &= \left(\frac{\dot{\varepsilon}_t}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{to}}}\right)^{\alpha_t},\ \dot{\varepsilon}_{\mathrm{t}} \leqslant \dot{\varepsilon}_{\mathrm{t_TR}}\mathrm{s}^{-1}\\ f_2 &= \gamma_{\mathrm{t}}\left(\frac{\dot{\varepsilon}_t}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{to}}}\right)^{\beta_t},\ \dot{\varepsilon}_{\mathrm{t}} > \dot{\varepsilon}_{\mathrm{t_TR}}\mathrm{s}^{-1} \end{aligned} \tag{4}$$

其中 $\dot{\varepsilon}_{\mathrm{to}} = 1.0\times10^{-6}\mathrm{s}^{-1}$ 为抗拉静态应变率；$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{t_TR}} = \begin{cases} 2\ \mathrm{s}^{-1}, f_{\mathrm{c}} \leqslant 140\ \mathrm{MPa} \\ 10\ \mathrm{s}^{-1}, f_{\mathrm{c}} > 140\ \mathrm{MPa} \end{cases}$ 为抗拉转折应变率；$\alpha_{\mathrm{t}} = 1/(1 + 0.8 f_{\mathrm{c}})$；$\lg\gamma_{\mathrm{t}} = \begin{cases} 6.301\alpha_{\mathrm{t}} - 3.151, f_{\mathrm{c}} \leqslant 140\ \mathrm{MPa} \\ 7\alpha_{\mathrm{t}} - 3.5 \quad\quad , f_{\mathrm{c}} > 140\ \mathrm{MPa} \end{cases}$；$\beta_{\mathrm{t}}$=0.5。

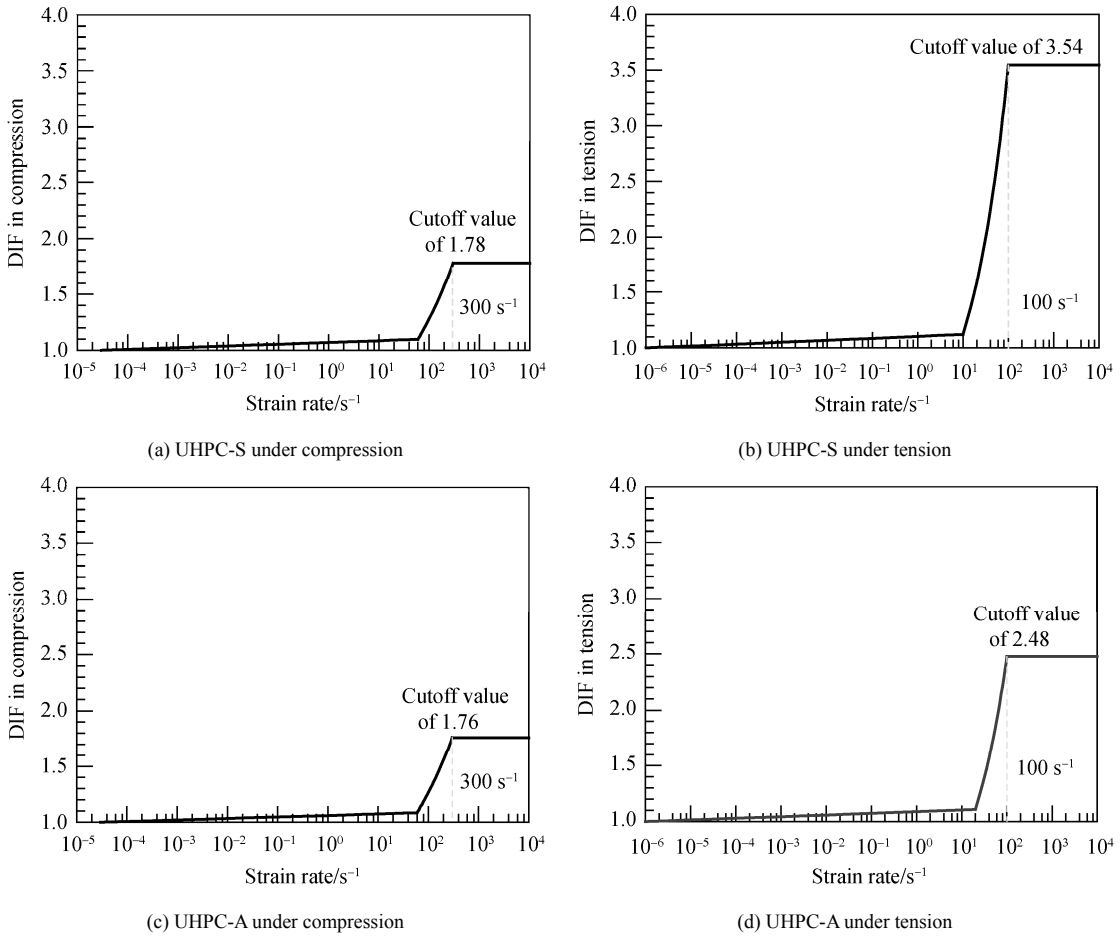


(a) UHPC-S compressive stress-strain curve　(b) UHPC-S flexural load-deflection curve

(c) UHPC-A compressive stress-strain curve　(d) UHPC-A flexural load-deflection curve

图 10　模拟和试验静力性能比较

Fig. 10　Comparison of numerical and experimental results for static properties



(a) UHPC-S under compression (b) UHPC-S under tension

(c) UHPC-A under compression (d) UHPC-A under tension

图 11 动态强度放大因子随应变率变化规律

Fig. 11 Dependency of dynamic increase factor (DIF) on strain rate

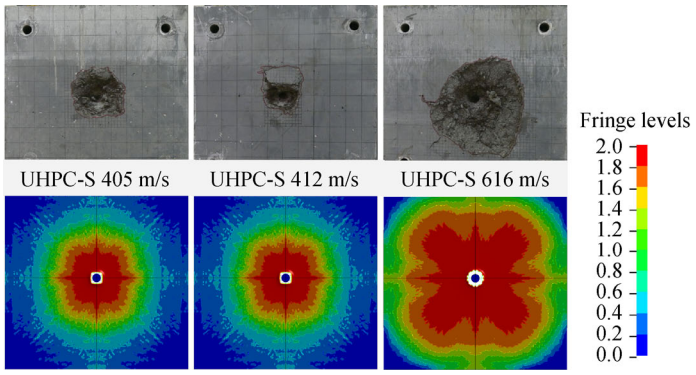
3.2 有限元模型的验证

表 4 比较了不同口径弹丸(d_p=28，8 mm)以及侵彻速度(V_0=400，600 m/s)下试验与模拟的侵彻深度和开坑直径。图 12 则比较了不同口径弹丸和侵彻速度下试验与模拟的靶体破坏形态。从表 4 和图 12 可以看出，模拟结果与试验结果吻合较好。该结果表明，校准的 K&C 模型参数可以有效地模拟 UHPC 靶体在不同口径弹丸和侵彻速度下的损伤效应。徐世烺等[6]的结果也表明经过校准的 K&C 模型可以用于模拟活性粉末混凝土(RPC)的抗弹丸侵彻性能。从表 4 也可以看出，大口径弹丸的模拟误差一般要小于小口径弹丸，尤其是侵彻深度。这是由于：1)小口径弹丸试验结果的离散性比大口径弹丸更大；2)对于同一靶体(即骨料粒径相同)，骨料对小口径弹丸的影响比大口径弹丸更大。为了进一步提高模拟的精度，可以采用细观模型来考虑骨料的影响。

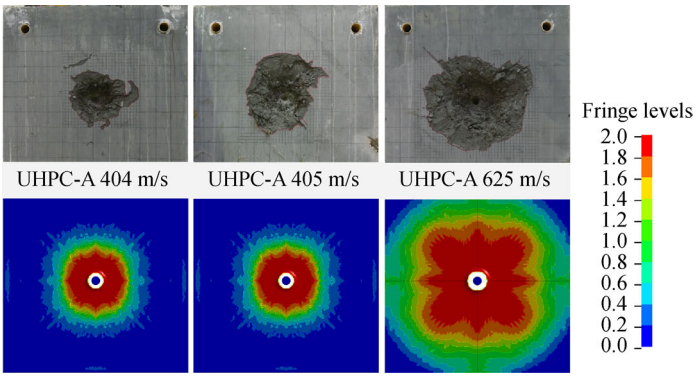
表 4 模拟及试验侵彻效应对比

Table 4 Comparison of numerical and experimental results on depth of penetration and equivalent crater diameter

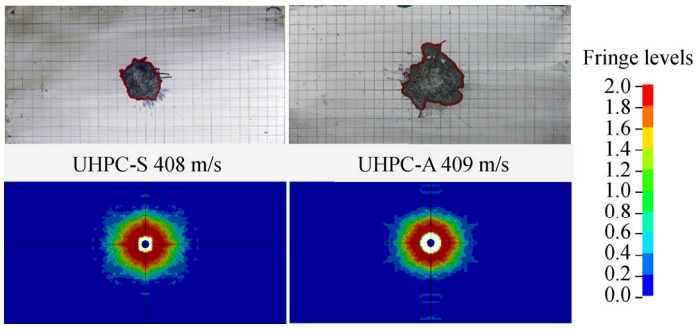
UHPC	Projectile	Impact velocity /(m·s^{-1})	Depth of penetration/mm			Equivalent crater diameter/mm		
			Experimental	Numerical	Error/%	Experimental	Numerical	Error/%
UHPC-S	28-mm-diameter	412	68	71	4	151	178	18
UHPC-S	28-mm-diameter	405	70	70	0	173	176	2
UHPC-S	28-mm-diameter	616	120	112	–6	308	324	5
UHPC-A	28-mm-diameter	404	79	75	–5	241	186	–23
UHPC-A	28-mm-diameter	405	75	75	0	217	185	–15
UHPC-A	28-mm-diameter	625	122	107	–12	320	310	–3
UHPC-S	8-mm-diameter	408	12	15	25	47	43	–9
UHPC-A	8-mm-diameter	409	15	17	13	55	47	–15



(a) 600 mm×600 mm×400 mm UHPC-S，d_p=28 mm



(b) 600 mm×600 mm×400 mm UHPC-A，d_p=28 mm



(c) 300 mm×170 mm×150 mm UHPC-S 和 UHPC-A，d_p=8 mm

图 12　模拟和试验 UHPC 靶体的破坏形态比较

Fig. 12　Comparison of numerical and experimental damage patterns of UHPCs

4　结论

1) 侵彻深度随抗压强度的提高而减小，但是存在平台效应，超过一定阈值后，抗压强度的进一步提高并不能有效转化为抗侵彻能力。

2) 当弹丸口径足够大时，侵彻深度与弹丸相对最大骨料大小呈线性关系。当弹丸口径与骨料粒径接近时，侵彻深度离散性较大。

3) 有效硬度同时考虑了骨料与基体的影响，与侵彻深度之间存在较好的线性相关性。

4) 基于收集的 UHPC 三轴围压以及动态试验数据校准了 K&C 模型强度面和动态强度放大因子。基于实测单轴压缩、弯曲结果，校准了 K&C 模型拉压损伤参数。校准后的 K&C 模型预测侵彻深度和开坑面积与试验结果吻合较好，可用于刚性弹丸侵彻 UHPC 损伤分析。

参考文献:

[1] 任辉启, 穆朝明, 刘瑞朝, 等. 精确制导武器侵彻效应与防护工程[M]. 北京, 2016, 科学出版社.

[2] 张文华, 张云升, 陈振宇. 超高性能混凝土抗缩比钻地弹侵彻试验及数值仿真[J]. 工程力学, 2018, 35(7): 167–186.
ZHANG Wenhua, ZHANG Yunsheng, CHEN Zhenyu. Eng Mech (in Chinese), 2018, 35(7): 167–186.

[3] 赖建中, 朱耀勇, 徐升, 等. 超高性能水泥基复合材料抗多次侵彻性能研究[J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(6): 601–607.
LAI Jianzhong, ZHU Yaoyong, XU Sheng, et al. J Explos Shock Waves (in Chinese), 2013, 33(6): 601–607.

[4] 严少华, 钱七虎, 周早生, 等. 高强混凝土及钢纤维高强度混凝土高压状态方程的实验研究[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2006, (6): 49–53.
YAN Shaohua, QIAN Qihu, ZHOU Zaosheng, et al. J PLA Univ Sci Technol: Nat Sci Ed (in Chinese), 2000, 1(6): 49–53.

[5] 赖建中, 尹雪祥, 李宏基, 等. 基于功能梯度原理的超高性能混凝土抗侵彻爆炸性能[J]. 硅酸盐学报, 2020, 48(8): 1187–1200.
LAI Jianzhong, YIN Xuexiang, LI Hongji, et al. J Chin Ceram Soc, 2020, 48(8): 1187–1200.

[6] 徐世烺, 吴平, 周飞, 等. 活性粉末混凝土抗多次侵彻试验研究及数值预测[J], 爆炸与冲击, 2021, 41(6): 063301.
XU Shilang, WU Ping, ZHOU Fei, et al. J Explos Shock Waves (in Chinese), 2021, 41(6): 063301.

[7] CLIFTON J R. Penetration resistance of concrete – A review[R]. National Bureau of Standards, Washington D.C., Special Publication, 1982: 480–485.

[8] YANKELEVSKY D Z. Resistance of a concrete target to penetration of a rigid projectile – revisited[J]. Int J Impact Eng, 2017, 106: 30–43.

[9] WU H, FANG Q, GONG J, et al, Projectile impact resistance of corundum aggregated UHP-SFRC[J]. Int J Impact Eng, 2015, 84: 38–53.

[10] WU H, FANG Q, CHEN X W, et al, Projectile penetration of ultra-high performance cement based composites at 510-1320 m/s[J]. Constr Build Mater, 2015, 74: 188–200.

[11] 欧阳昊, 陈小伟. 混凝土骨料对高速侵彻弹体质量侵蚀的影响分析[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(7): 64–73.
OUYANG Hao, CHEN Xiaowei. J Explos Shock Waves (in Chinese), 2019, 39(7): 64–73.

[12] YU R, SPIESZ P, BROUWERS H J H. Energy absorption capacity of a sustainable ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC) in quasi-static mode and under high velocity projectile impact[J]. Cem Concr Compos, 2016, 68: 109–122.

[13] ZHANG M H, SHIM V P W, LU G, et al, Resistance of high-strength concrete to projectile impact[J]. Int J Impact Eng, 2005, 31: 825–841.

[14] ZHONG R, ZHANG F, POH L H, et al, Assessing the effectiveness of UHPFRC, FRHSC and ECC against high velocity projectile impact[J]. Cem Concr Compos, 2021, 120: 104013.

[15] LI V C. On engineered cementitious composites (ECC): A review of the material and its application[J]. J Adv Concr Technol, 2003, 1(3): 215–230.

[16] WANG S, LE H T N, POH L H, et al. Resistance of high-performance fiber-reinforced cement composites against high-velocity projectile impact[J]. Int J Impact Eng, 2016, 95: 89–104.

[17] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D[J]. Int J Impact Eng, 1997, 19(9): 847–873.

[18] 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]. Int J Impact Eng, 2017, 108: 217–228.

[19] KONG X Z, FANG Q, CHEN K, et al, Nonlocal formulation of the modified K&C model to resolve mesh-size dependency of concrete structures subjected to intense dynamic loadings[J]. Int J Impact Eng, 2018, 122, 318–332.

[20] 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.
DENG Yongjun, CHEN Xiaowei, ZHONG Werizhou, et al. J Explos Shock Waves (in Chinese), 2020, 40(2): 023101.

[21] ZHANG F, POH L H, ZHANG M H. Critical parameters for the penetration depth in cement-based materials subjected to small caliber non-deformable projectile impact[J]. Int J Impact Eng, 2020, 137: 103471.

[22] MÁCA P, SOVJÁK R, KONVALINKA P. Mix design of UHPFRC and its response to projectile impact[J]. Int J Impact Eng, 2014, 63: 158–163.

[23] LIU J, WU C, SU Y, et al. Experimental and numerical studies of ultra-high performance concrete targets against high-velocity projectile impacts[J]. Eng Struct, 2018, 173: 166–179.

[24] ZHANG F, SHEDBALE A S, ZHONG R, et al. Ultra-high performance concrete subjected to high-velocity projectile impact: implementation of K&C model with consideration of failure surfaces and dynamic increase factors[J]. Int J Impact Eng, 2021, 155: 103907.