DOI: 10.11858/gywlxb.20230834

错位多次打击下 UHPC 靶体损伤破坏效应的数值模拟研究

宗香华[1], 王 银[1], 孔祥振[2], 姜雅婷[1], 孙留洋[3], 袁俊成[1], 杨涛春[1]

(1. 济南大学土木建筑学院, 山东 济南 250022;
2. 陆军工程大学爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 210007;
3. 同圆设计集团股份有限公司, 山东 济南 250101)

摘要: 基于 LS-DYNA 三维数值建模方法和修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型, 考虑多次打击时弹着点的二维正态分布规律, 开展了某弹体错位多次打击下超高性能混凝土靶损伤破坏效应的数值模拟研究。首先对已有弹体先侵彻后爆炸一次打击试验进行了数值模拟, 验证了数值建模方法和材料模型参数选取的准确性。在此基础上, 开展了 10 组(圆概率误差(circular error probable, CEP)为 3 m 时 5 组, CEP 为 1 m 时 5 组, 每组随机生成 3 个弹着点)错位多次打击工况的数值计算, 探讨了 CEP 和打击次数对靶体损伤破坏与侵彻深度的影响。数值模拟结果表明: 第 1 枚弹体侵彻后的后续计算过程中, 损伤演化均沿第 1 枚弹体侵彻后的材料损伤区域继续发展, 随着打击次数增加, 侵彻深度逐渐增加; 当多次打击过程的 CEP 相同时, 考虑爆炸工况时计算的侵彻深度比不考虑爆炸工况时大; CEP 越小, 相对侵彻深度越大, 当 CEP 为 1 m时, 相对侵彻深度约为 1.7, 当 CEP 为 3 m 时, 相对侵彻深度约为 1.2。研究结果表明, 在多次打击下, 现有防护设计规范中遮弹层厚度的设计方法偏危险。

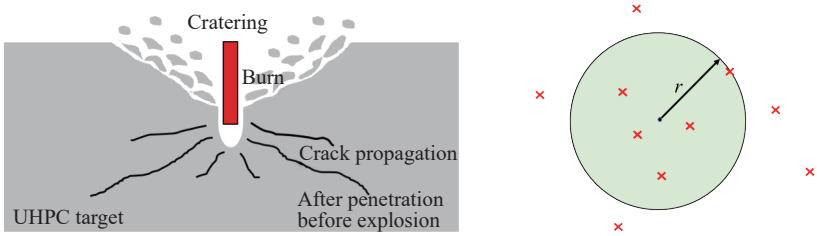
关键词: 错位多次打击; 超高性能混凝土; 损伤; 相对侵彻深度

中图分类号: O385 **文献标志码:** A

精确多次打击是指采用多枚精确制导钻地弹依次打击同一目标, 可有效提高钻地弹的毁伤能力, 摧毁一枚弹不能摧毁的地下坚固工事。精确多次打击由美军率先在海湾战争中使用, 采用 2 枚钻地弹将一地下掩体摧毁。战后, 在“连创奇迹”项目支持下, 美国进一步开展了验证性试验; 在伊拉克战争第 2 次“斩首行动”中, 采用 4 枚 GBU-37 钻地弹(单枚质量为 2 268 kg)多次打击伊拉克地下指挥中心, 彻底摧毁了该地下指挥部[1]。由此可见, 迫切需要开展防护工程抗钻地弹多次打击的研究。

超高性能混凝土(ultra-high performance concrete, UHPC)材料因具有高强、高韧等突出优点, 已逐步推广应用于防护领域。UHPC 在服役过程中会面临高精度武器多次打击的威胁。多次打击过程与侵彻或爆炸一次打击作用存在明显的区别: (1) 多次打击过程需考虑靶体预损伤效应, 弹体侵彻后靶体出现径向裂纹扩展和成坑破坏等, 在后续打击工况过程中, 考虑上述损伤对靶体的影响, 即前序打击损伤对后续打击的影响, 如图 1(a) 所示; (2) 多次打击作用过程需考虑弹着点随机分布效应, 或称圆概率误差(circular error probable, CEP), 受天气、制导系统精度、人为操作等因素影响, 弹着点位置始终围绕目标服从二维正态分布, 且分布具有随机性, 如图 1(b) 所示。

* **收稿日期:** 2023-12-25; **修回日期:** 2024-01-20
基金项目: 国家自然科学基金(52178515); 爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室基金(FYKY-2022-01-33)
作者简介: 宗香华(2004—), 女, 本科, 主要从事混凝土类材料静动态力学性能研究.
E-mail: 15335415064@163.com
通信作者: 王 银(1991—), 男, 博士, 讲师, 主要从事固体材料冲击爆炸毁伤机理研究.
E-mail: wangyin1107@163.com



(a) Pre-damage effect　　(b) Circular error probable

图 1　多次打击过程中的关键问题示意图

Fig. 1　Schematic diagram of major problems in multi-attacks process

目前研究人员针对 UHPC 材料靶体遭受侵彻或爆炸一次打击开展了大量研究并取得了很多成果[2−10]，可指导工程结构防护设计与施工，但对于多次打击过程的研究较为欠缺。

由 UHPC 材料构成的防护结构在面临实弹一次打击时会经历弹体侵彻和弹体爆炸 2 个连续过程。对于预损伤效应，多以与侵彻深度相仿的预制孔代替[11−15]，孔内装药爆炸试验难度小、安全性高，但存在无法评估预损伤对后续爆炸过程中靶体损伤破坏影响程度的问题。

多次打击下毁伤破坏的研究对象多集中于普通混凝土（normal concrete, NC）、岩石等材料。为探究原位多次打击（即多枚弹体先后打击同一弹着点）的极限侵彻深度，Antoun 等[16] 基于 AUTODYN 有限元软件对 6 枚弹体原位多次打击过程进行了数值模拟，计算过程中考虑了预损伤效应和弹壳破片的阻塞效应，计算结果如图 2 所示。从图 2 可以看出，侵彻深度的增加幅度随着打击次数的增加逐渐减小，为原位多次打击作用下极限侵彻深度的存在提供了强有力的证明。针对现有有限元软件计算效率低的问题，邓国强等[17] 自主研发了计算流体动力学软件，并用于非均质岩体的错位多次打击数值模拟研究，很好地表征了岩石层裂现象，精准再现弹体偏转过程。试验作为强有力的手段，也被应用于岩石材料[16−17]、NC 材料[18−20] 和 UHPC 材料[21−22] 多次侵彻问题的研究，由于足尺侵彻试验存在费用高、周期长、场地要求严苛等问题，因此，多选用制式步枪子弹或小口径缩比弹代替实弹进行多次侵彻试验[18]。

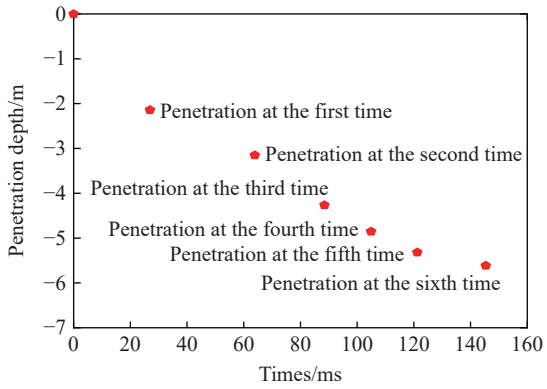


图 2　原位多次打击数值预测结果[18]

Fig. 2　Numerical prediction result of multi-attacks *in situ*[18]

综上所述，对多次强动载作用下混凝土类材料的研究尚未兼顾预损伤效应和弹着点的随机分布效应。为此，本研究采用基于 LS-DYNA 三维数值建模方法、完全重启动算法和修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型，随机生成 5 组弹着点，兼顾预损伤效应和弹着点分布随机效应，开展某弹体多次打击下 UHPC 靶体损伤破坏效应的数值模拟研究，探讨 CEP 和打击次数对靶体损伤破坏与侵彻深度的影响。

1　修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型

UHPC 材料模型采用修正的 Kong-Fang 模型[23−24]，该模型可以描述静水压缩损伤及其对后续应力状态的影响，同时对强度面、损伤演化、应变率效应和单元删除准则进行修正。

1.1　强度面与状态方程

当前强度面 Y 由屈服强度面 σ_{y}、最大强度面 σ_{m} 和残余强度面 σ_{r} 组成，通过差值屈服强度面 σ_{y} 和最大强度面 σ_{m} 描述混凝土应变硬化现象，通过差值最大强度面 σ_{m} 和残余强度面 σ_{r} 描述混凝土应变软化现象

$$Y(\sigma_{ij},\eta)=\sqrt{3J_2}=\begin{cases} r'\delta[\eta(\sigma_{\mathrm{m}}-\sigma_{\mathrm{y}})+\sigma_{\mathrm{y}}] & \lambda\leqslant\lambda_{\mathrm{m}} \\ r'\delta[\eta(\sigma_{\mathrm{m}}-\sigma_{\mathrm{r}})+\sigma_{\mathrm{r}}] & \lambda>\lambda_{\mathrm{m}} \end{cases} \tag{1}$$

式中：σ_{ij}为应力张量，η 为损伤标量，J_2 为应力偏张量第二不变量，r'为当前子午面与压缩子午面的比值，δ 为动态增强因子，λ 为等效塑性应变，λ_{m} 为峰值应力时对应的等效塑性应变。

具体地，r'表示为

$$r'(\theta,\psi)=\frac{2(1-\psi^2)\cos\theta+(2\psi-1)\sqrt{4(1-\psi^2)\cos^2\theta+5\psi^2-4\psi}}{4(1-\psi^2)\cos^2\theta+(1-2\psi)^2} \tag{2}$$

式中：θ 为罗德角，$\cos 3\theta=\dfrac{3\sqrt{3}}{2}\dfrac{|s_{ij}|}{J_2^{3/2}}$，$s_{ij}$ 为应力偏张量；ψ 为拉子午线与压子午线的比值[25]。

损伤标量 η 与等效塑性应变 λ 相关，表示为

$$\eta=\begin{cases} \dfrac{n\lambda/\lambda_{\mathrm{m}}}{n-1+(\lambda/\lambda_{\mathrm{m}})^n} & \lambda\leqslant\lambda_{\mathrm{m}} \\ \dfrac{\lambda/\lambda_{\mathrm{m}}}{m(\lambda/\lambda_{\mathrm{m}}-1)^k-\lambda/\lambda_{\mathrm{m}}} & \lambda>\lambda_{\mathrm{m}} \end{cases} \tag{3}$$

式中：$m=0.29$；$k=1.86$；$n=E\varepsilon_{\mathrm{cr}}/(E\varepsilon_{\mathrm{cr}}-f_{\mathrm{c}})$，其中$\varepsilon_{\mathrm{cr}}=8.26\mathrm{e}-6f_{\mathrm{c}}^{0.307}$，$E$ 为弹性模量，$\varepsilon_{\mathrm{cr}}$ 为峰值应变，f_{c} 为混凝土无侧限单轴抗压强度。

1.1.1　屈服强度面

通过已有混凝土材料无侧限单轴压缩和无侧限单轴拉伸试验数据发现，在应力-应变曲线上升段存在明显的非线性硬化现象，在硬化阶段，材料产生塑性变形，内部微裂纹缓慢发展，损伤开始累积，引入屈服强度面 σ_{y}

$$\sigma_{\mathrm{y}}=\begin{cases} 1.35(r_{\mathrm{p}}+T) & r_{\mathrm{p}}\leqslant 0 \\ \left(3-\dfrac{9T}{f_{\mathrm{c}}}\right)r_{\mathrm{p}}+1.35T & 0<r_{\mathrm{p}}\leqslant\dfrac{f_{\mathrm{yc}}}{3} \\ f_{\mathrm{yc}}+\dfrac{r_{\mathrm{p}}-f_{\mathrm{yc}}/3}{a_{1\mathrm{y}}+a_{2\mathrm{y}}r_{\mathrm{p}}} & \dfrac{f_{\mathrm{yc}}}{3}<r_{\mathrm{p}}\leqslant Nf_{\mathrm{c}} \\ f_{\mathrm{yc}}+\dfrac{Nf_{\mathrm{c}}-f_{\mathrm{yc}}/3}{a_{1\mathrm{y}}+a_{2\mathrm{y}}Nf_{\mathrm{c}}} & r_{\mathrm{p}}>Nf_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{4}$$

式中：$r_{\mathrm{p}}=p/\delta$，p 为静水压力；f_{yc} 为混凝土屈服抗压强度；T 为混凝土无侧限单轴抗拉强度；$a_{1\mathrm{y}}$ 和 $a_{2\mathrm{y}}$ 为强度面参数；N 为屈服强度面高围压段与低围压段的分界点。

1.1.2　最大强度面

最大强度面与 Kong-Fang 模型[25] 一致，表达式为

$$\sigma_{\mathrm{m}}=\begin{cases} 3[p/(1-\eta)+T] & p\leqslant 0 \\ 1.5/[\psi(p+T)] & 0<p\leqslant f_{\mathrm{c}}/3 \\ f_{\mathrm{c}}+\dfrac{p-f_{\mathrm{c}}/3}{a_1+a_2p} & p>f_{\mathrm{c}}/3 \end{cases} \tag{5}$$

式中：a_1和a_2为最大强度面参数。

1.1.3　残余强度面

考虑到 Kong-Fang 混凝土材料模型中残余强度面描述材料“偏软”，在数值上表现为侵彻弹道偏大，因此，引入改进的残余强度面形式[26]

$$\sigma_{\mathrm{r}}=\begin{cases}0 & r_{\mathrm{p}}\leqslant 0\\ 0.7f_{\mathrm{c}}(3r_{\mathrm{p}}/f_{\mathrm{c}})^{a_3} & 0<r_{\mathrm{p}}\leqslant\dfrac{f_{\mathrm{c}}}{3}\\ 0.7f_{\mathrm{c}}+\dfrac{r_{\mathrm{p}}-f_{\mathrm{c}}/3}{a_{1\mathrm{y}}+a_{2\mathrm{y}}r_{\mathrm{p}}} & r_{\mathrm{p}}>\dfrac{f_{\mathrm{c}}}{3}\end{cases}\tag{6}$$

式中：a_3为残余强度面参数。

1.1.4　状态方程

修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型仍然采用 LS-DYNA 中的 8 号状态方程[27]来描述压力与体积应变之间的关系

$$p=C(\mu)+\gamma_0\theta(\mu)\zeta_0\tag{7}$$

式中：ζ_0为单位体积内能，γ_0 为特征温度因子，$C(\mu)$ 为压力与体积应变之间的关系，$\theta(\mu)$ 为温度与体积应变之间的关系。由于侵彻和爆炸过程时间极短，因此，未考虑温度对体积应变的影响。

1.2　损伤演化

修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型引入了拉伸损伤、剪切损伤和静水压缩损伤 3 种损伤机制，并考虑了各损伤之间的相互影响关系，令 $D=\lambda$，则总损伤因子 D 的表达式为

$$D=1-(1-\delta_{\mathrm{s}}D_{\mathrm{t}})(1-D_{\mathrm{s}})(1-\delta_{\mathrm{h}}D_{\mathrm{h}})\tag{8}$$

式中：D_{t} 为拉伸损伤因子，D_{s} 为剪切损伤因子，D_{h} 为静水压缩损伤因子，δ_{s} 为剪切损伤对拉伸损伤的影响因子，δ_{h} 为静水压缩损伤对后续应力状态的影响因子。δ_{h} 的引入使得修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型在计算错位多次打击工况时，能够很好地描述多次强动载作用和高低围压循环荷载下静水压缩损伤累积及其对后续应力状态的影响。

相应地，拉伸损伤因子、剪切损伤因子和静水压缩损伤因子表示为

$$D_{\mathrm{t}}=\sum\frac{\Delta\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{(1-r_{\mathrm{p}}/T)^{b_1}}\qquad r_{\mathrm{p}}<0\tag{9}$$

$$D_{\mathrm{s}}=\sum\frac{\Delta\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\delta(1+r_{\mathrm{p}}/T)^{b_2}}\qquad r_{\mathrm{p}}\geqslant 0\tag{10}$$

$$D_{\mathrm{h}}=\sum\frac{\Delta\mu_{\mathrm{p}}}{(1+r_{\mathrm{p}}/T)^{b_3}}\qquad r_{\mathrm{p}}\geqslant 0\tag{11}$$

式中：$\Delta\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$和$\Delta\mu_{\mathrm{p}}$分别为等效塑性应变增量和等效体积应变增量，$b_1$、$b_2$ 和 b_3 为损伤累积参数。

忽略拉伸损伤对剪切损伤的影响，仅考虑剪切损伤对拉伸损伤的影响：当 $r_{\mathrm{p}}\geqslant 0$时，$\delta_{\mathrm{s}}=0$；当 $r_{\mathrm{p}}<0$时，$\delta_{\mathrm{s}}=1$。对于静水压缩损伤对后续应力状态的影响因子 δ_{h}：当应力状态为由三向压缩向非三向压缩过渡时，$\delta_{\mathrm{h}}=1$；其他应力状态下，$\delta_{\mathrm{h}}=0$。

1.3　应变率效应

为考虑应变率效应，Kong-Fang 模型[25]中的当前失效面通过径向放大方法[25, 28]增强，表示为

$$Y=\delta Y(p/\delta)\tag{12}$$

动态增强因子 δ 由拉伸动态增强因子 δ_{t} 和压缩动态增强因子 δ_{c} 组成[29−30]，动态增强因子 δ 的半经验公式表示为

$$\delta_{\mathrm{t}}=\{\{\tanh\{[\lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)-W_x]S\}\}(F_{\mathrm{m}}/W_{\mathrm{y}}-1)+1\}W_y\tag{13}$$

$$\delta_{\mathrm{c}}=(\delta_{\mathrm{t}}-1)(T/f_{\mathrm{c}})+1\tag{14}$$

式中：$\dot{\varepsilon}_0=1\,\mathrm{s}^{-1}$为参考应变率；$W_x$=1.6、$S$=0.8、$F_{\mathrm{m}}$=10 和 W_y=5.5 均为常数。

1.4　单元删除准则

混凝土材料在强动载(侵彻和爆炸)作用下存在高度非线性、大变形问题，在数值计算过程中，若不引入单元删除算法则会造成由单元畸变引起的计算终止问题。修正的 Kong-Fang 模型引入了基于损伤的单元删除准则，对于拉伸和剪切损伤，当 D_t(代表拉伸损伤)或 D_s(代表剪切损伤)达到其阈值时删除该单元，具体参数设置表示为

$$\begin{cases} D_t \geqslant D_{t,critical} = 0.01 \\ D_s \geqslant D_{s,critical} = 0.10 \end{cases} \tag{15}$$

式中：$D_{t,critical}$ 和 $D_{s,critical}$ 分别为拉伸损伤和剪切损伤阈值。$D_{t,critical}$ 和 $D_{s,critical}$ 的取值通过对先侵彻后爆炸试验进行数值验证获得，由于侵彻和爆炸过程具有连续性，所以计算不同工况时靶体参数不发生变化。

1.5　模型验证

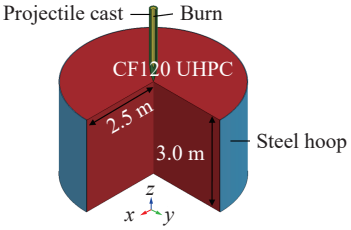
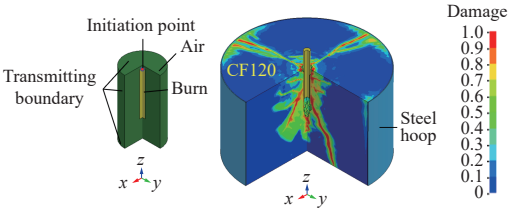
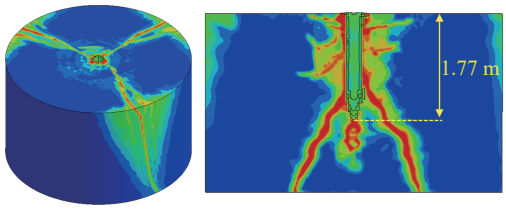
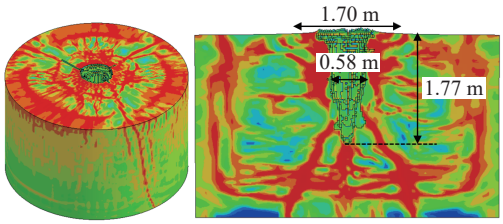
为验证材料模型参数的准确性和数值建模方法的可行性，对已有立方体标准试件——无侧限单轴抗压强度为 120 MPa 的 UHPC(CF120 UHPC)靶体的先侵彻后爆炸试验进行分步数值模拟。

1.5.1　侵　彻

如表 1 所示，建立某钻地弹侵彻 CF120 UHPC 靶体有限元模型。靶体直径为 5 m，厚度为 3 m，外侧采用 2 cm 厚 Q235 钢箍约束；弹体尺寸如图 3[24] 所示，弹体着靶初速度为 300 m/s；弹体、靶体均采用拉格朗日单元描述，网格尺寸均为 2 cm。UHPC 材料模型采用修正的 Kong-Fang 材料模型，模型参数如表 2 所示，其中：ρ、K、G、μ 分别为密度、体积模量、剪切模量和泊松比。钢箍、弹壳和装药均采用随动硬化模型(MAT_PLASTIC_KINEMATIC)描述，弹体与 UHPC 之间采用面面侵蚀接触(CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE)，钢箍与 UHPC 之间采用自动面面接触(CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE)，模型参数参考文献 [31]。

表 1　先侵彻后爆炸数值模型与预测结果

Table 1　Numerical modeling and prediction results of the penetration followed by explosion

Simulation	Penetration	Blast
Numerical modeling		
Numerical prediction		

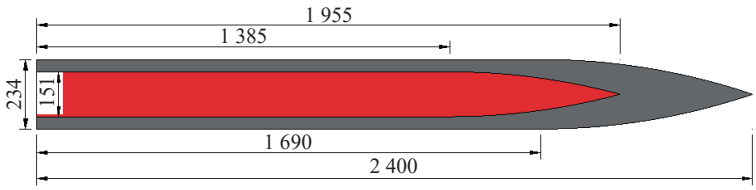


图 3　弹体尺寸[24](单位：mm)

Fig. 3　Projectile dimension[24] (Unit: mm)

表 2　UHPC 材料模型参数

Table 2　UHPC material model parameters

f_c/MPa	ρ/(kg·m^{-3})	E/GPa	K/GPa	G/GPa	μ
137	2 500	55.4	30.8	23.1	0.2
T/MPa	a_1	a_2	a_3	a_{1y}	a_{2y}
6.0	0.585 7	0.025/f_c	0.5	0.908 8	0.075/f_c
N	b_1	b_2	b_3	λ_m	EOS
1.0	1.6	1.0	1.0	8.7×10^{-5}	Ref. [23–25]

侵彻结束后的靶体损伤破坏见表 1, 数值模拟得到的侵彻深度为 1.77 m, 略大于试验得到的侵彻深度(1.70 m, 误差 4%), 侵彻计算结果合理, 验证了侵彻过程建模方法、材料模型及参数选取的合理性。

1.5.2　爆　炸

侵彻试验结束后, 将钻地弹取出, 进而填塞装药进行爆炸试验, 试验过程考虑了侵彻预损伤效应。为与试验过程保持一致, 爆炸建模过程采用完全重启动方法, 可继承侵彻最后时刻靶体的损伤破坏状态, 有限元模型见表 1, 装药质量为 100 kg, 装药直径为 215 mm, 长为 1 690 mm, 密度为 1 630 kg/m^3, 采用尾部起爆方式。为保证爆轰产物与靶体的有效作用, 装药周围采用空气域包裹, 空气域直径为 700 mm, 高度为 2 500 mm。

装药采用 HIGH-EXPLOSIVE 模型和 JWL 状态方程描述, 空气采用理想气体状态方程描述, 爆炸过程中装药与空气的材料模型参数选取参考文献 [27, 32]。靶体和钢箍采用拉格朗日单元描述, 装药与空气采用欧拉网格描述, 两者之间采用流固耦合建模方式。

如表 1 所示, 数值模拟预测的爆坑直径为 0.58 m, 约为侵彻弹道直径的 2.5 倍, 开坑直径约为 1.70 m, 未出现爆轰产物(流体)过多流入靶体(固体)的现象, 靶体破坏模式与试验结果吻合较好, 验证了爆炸过程中建模方法、材料模型及参数选取的合理性。

2　CF120 UHPC 靶体错位多次打击数值模拟

基于验证的数值模型, 开展了某弹体 3 次打击作用下 CF120 UHPC 靶体损伤破坏效应的数值模拟, 分别考虑 CEP 为 1 和 3 m 的情况, 详细分析了多次打击下 CEP 和打击次数对靶体损伤破坏模式和侵彻深度的影响。

2.1　弹着点随机生成

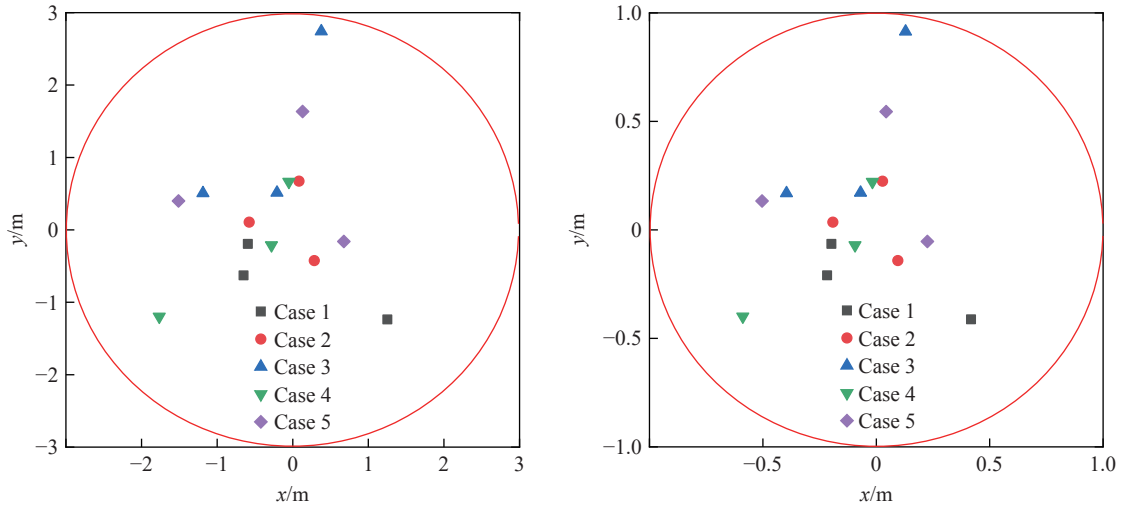
由于弹着点服从二维正态分布[33], 因此, 使用 MATLAB 软件随机生成 5 组弹着点(即 5 个工况), 每组包含 3 个弹着点, 弹着点分布如图 4(a) 所示。将 CEP 为 3 m 时的弹着点分布沿平面尺度缩小为原尺寸的 1/3, 视为 CEP 为 1 m 时的弹着点分布, 如图 4(b) 所示。

2.2　错位多次打击数值模拟建立

由于弹着点随机分布, 因此, 错位多次打击必须采用三维全模型建模。图 5 给出了弹着点分布及打击次序, 每个工况由 3 枚弹体按随机生成的弹着点距离靶体中心由远及近的顺序依次打击靶体。每个靶体共经受 6 次强动载作用, 即第 1 枚弹体侵彻、第 1 枚弹体爆炸、第 2 枚弹体侵彻、第 2 枚弹体爆炸、第 3 枚弹体侵彻、第 3 枚弹体爆炸。

多次打击建模时, 后序打击过程要继承前序打击后靶体的损伤破坏状态(或残余应力状态), 因而从第 1 枚弹体爆炸建模开始采用重启动建模方式。由于建模过程存在循环属性, 仅简述工况 1 中的第 1 枚弹体侵彻、第 1 枚弹体爆炸和第 2 枚弹体侵彻的建模过程, 如图 6 所示。

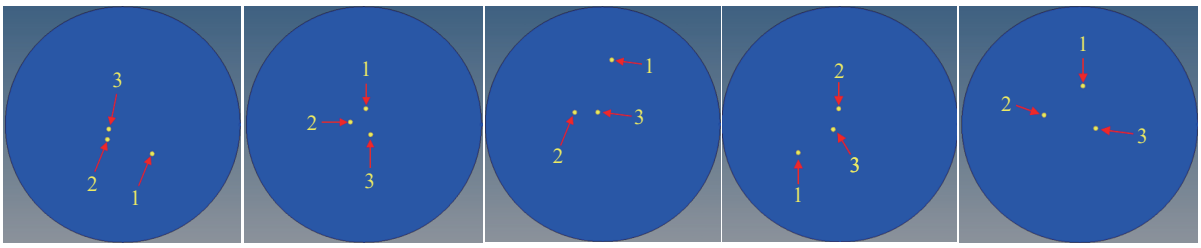
第 1 枚弹体侵彻的有限元模型如图 6(a) 所示, 靶体材料为 CF120 UHPC, 直径为 10 m, 厚 3 m, 网格尺寸为 2 cm, 靶体外侧面和底面均为无反射边界(透射边界), 用于模拟半无限大的情况; 某弹体着靶初速度为 300 m/s, 着靶位置为弹着点 1。



(a) 3 m　　(b) 1 m

图 4　不同 CEP 下的弹着点分布

Fig. 4　Distribution of impact points under different CEP

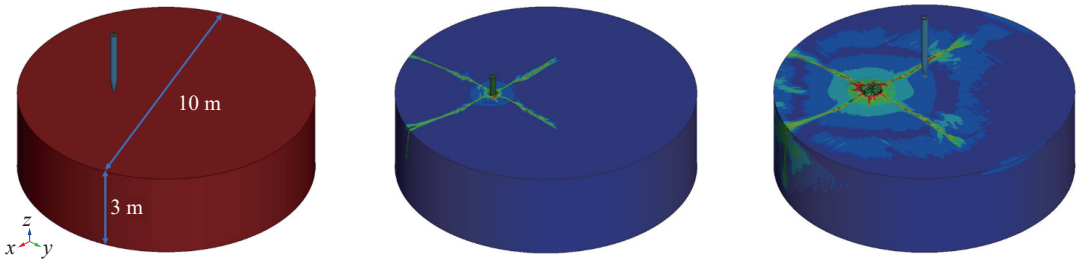


(a) Case 1　(b) Case 2　(c) Case 3　(d) Case 4　(e) Case 5

图 5　错位多次打击次序示意图

Fig. 5　Schematic diagram of the dislocation multi-attacks sequence

第 1 枚弹体的爆炸有限元模型如图 6(b) 所示。侵彻结束后，靶体的损伤、应力等信息通过 STRESS_INITIALIZATION 命令继承，并在弹道内放置 100 kg 的圆柱形 TNT 装药，位置与第 1 枚弹体侵彻过程的最终位置等效，装药直径为 215 mm，长度为 1 690 mm，尾部起爆。



(a) Penetration of the first projectile　(b) Blast of the first projectile　(c) Penetration of the second projectile

图 6　错位多次打击数值建模

Fig. 6　Numerical modeling of the dislocation multi-attacks

第 2 枚弹体的侵彻有限元模型如图 6(c) 所示，通过 STRESS_INITIALIZATION 命令继承第 1 枚弹体侵彻和爆炸后靶体的损伤和应力等信息，并在弹着点 2 处放置弹体模型，弹体的着靶初速度仍为 300 m/s。

侵彻过程计算时长为 12 ms，爆炸过程计算时长为 2 ms，每个工况的计算总时长为 42 ms。侵彻和爆炸计算过程中，材料模型和参数的选取与 1.5 节一致。

2.3　结果分析与讨论

以 CEP 为 3 m 为例，对错位多次打击下 UHPC 靶体的损伤破坏模式、弹体偏转与变形进行了统计分析；此外，将 CEP 为 1 m 和 CEP 为 3 m 的相对侵彻深度进行了对比分析。

2.3.1　损伤破坏模式

表 3 和表 4 分别给出了 CEP 为 3 m 时 3 次打击下 UHPC 靶体整体损伤演化和弹着点截面损伤演化过程。0～12 ms 为第 1 枚弹体侵彻过程，靶体上表面裂纹由弹着点逐步向四周扩散并形成“十字交叉型”主裂纹；12～14 ms 为第 1 枚弹体爆炸过程，靶体上表面并未产生新的主裂纹，弹着点处损伤明显增加，弹道直径和开坑直径显著增大。当第 2 枚弹体的弹着点距第 1 枚弹体弹着点或第 1 枚弹体侵彻引起的“十字交叉型”主裂纹较近时，如工况 1 和工况 2，其侵彻过程主要产生微裂纹，微裂纹逐步与第 1 枚弹体弹着点附近的微裂纹连接或与第 1 枚弹体侵彻引起的“十字交叉型”主裂纹相贯通；当第 2 枚弹体弹着点距第 1 枚弹体弹着点或第 1 枚弹体侵彻引起的“十字交叉型”主裂纹较远时，如工况 3、工况 4 和工况 5，靶体上表面产生新的主裂纹，且主裂纹延伸至第 1 枚弹体弹着点；第 2 枚弹体爆炸过程中，靶体损伤在其侵彻后靶体损伤的基础上继续扩展，不产生新的主裂纹。第 3 枚弹体侵彻与爆炸过程中靶体损伤演化规律与第 2 枚弹体基本保持一致。

表 3　CEP 为 3 m 时错位多次打击下靶体整体损伤破坏演化过程

Table 3　Damage and failure evolution process of the target under dislocation multi-attacks at CEP of 3 m

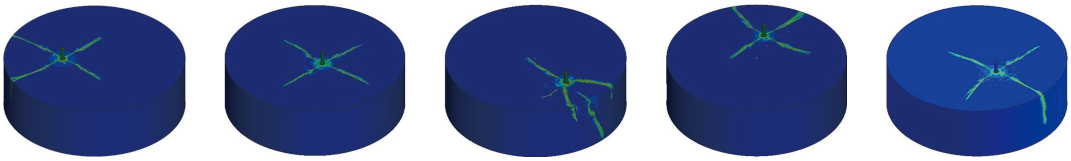
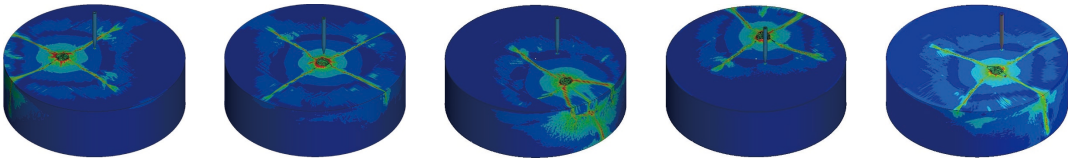
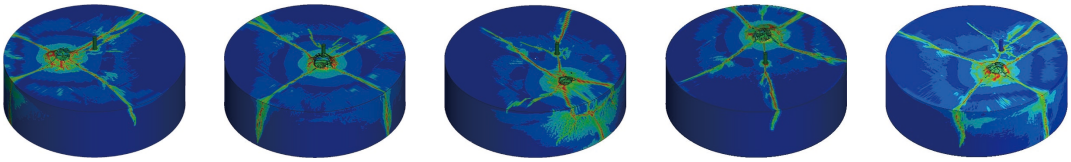
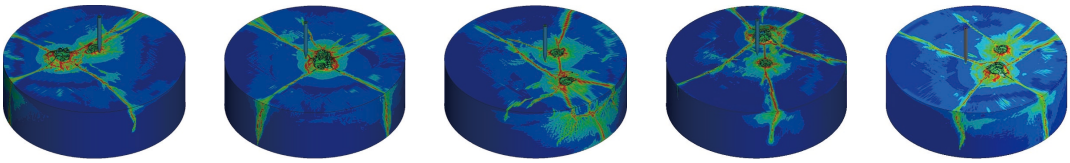
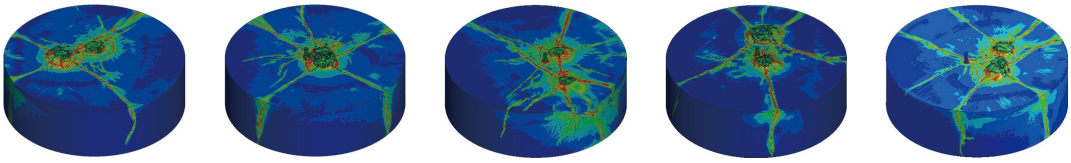
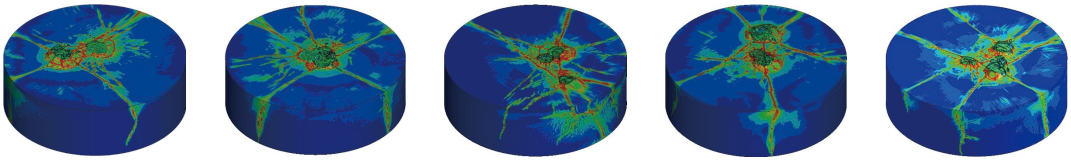
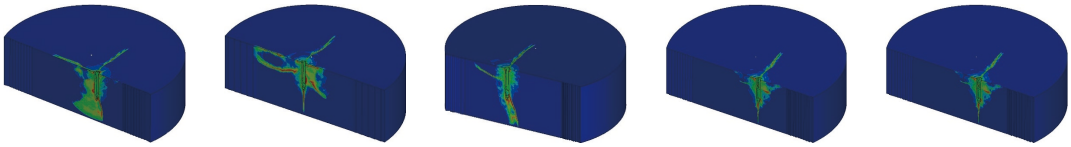
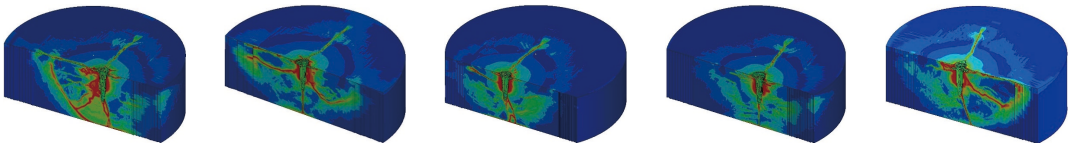
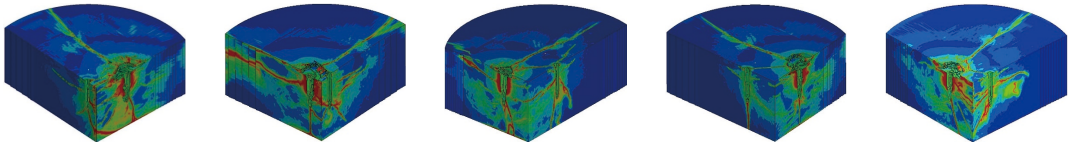
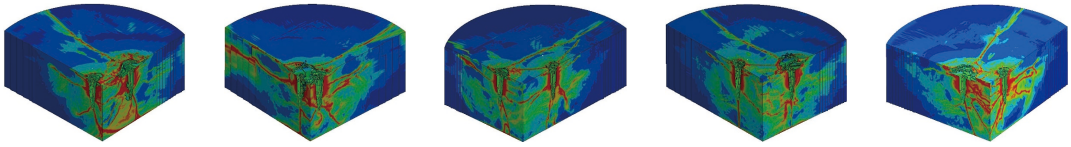
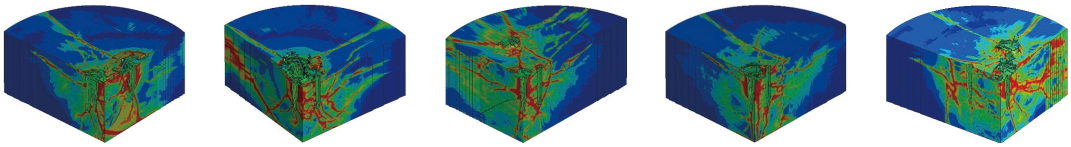
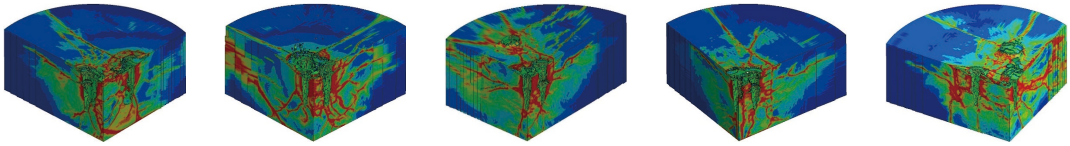
Time/ms	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
12					
14					
26					
28					
40					
42					

表 4　CEP 为 3 m 时错位多次打击下靶体沿弹着点截面的损伤破坏演化过程

Table 4　Damage and failure evolution process of the target along the cross section of impact point under dislocation multi-attacks at CEP of 3 m

Time/ms	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
12					
14					
26					
28					
40					
42					

2.3.2　弹体偏转与变形

表 5 给出了 CEP 为 3 m 时 3 次打击下的弹体偏转与变形。可以看出，随着打击次数的增加，弹体偏转、弹头磨蚀和变形也明显增加，侵彻深度呈逐渐增大趋势。

2.3.3　相对侵彻深度

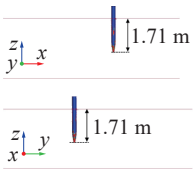
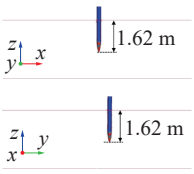
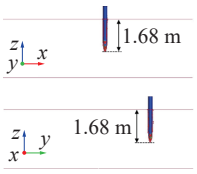
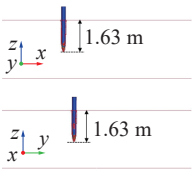
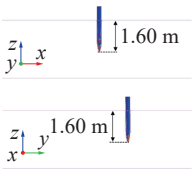
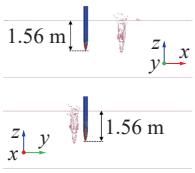
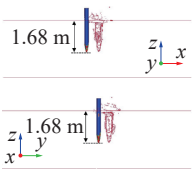
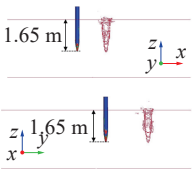
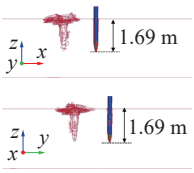
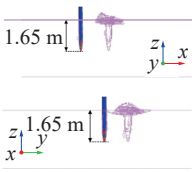
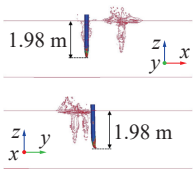
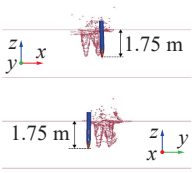
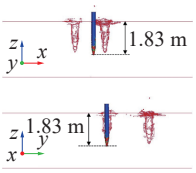
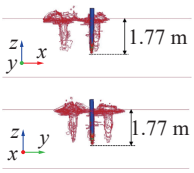
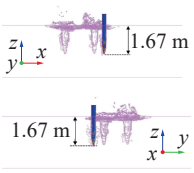
多次打击的侵彻深度是进行遮弹层厚度设计的首要关注因素。本研究采用相对侵彻深度定量描述多次打击下的侵彻深度，即以第 1 次侵彻深度 l_1 为基准，得到后续 2 次侵彻的无量纲侵彻深度 l_i/l_1（i=2, 3），如图 7 所示。

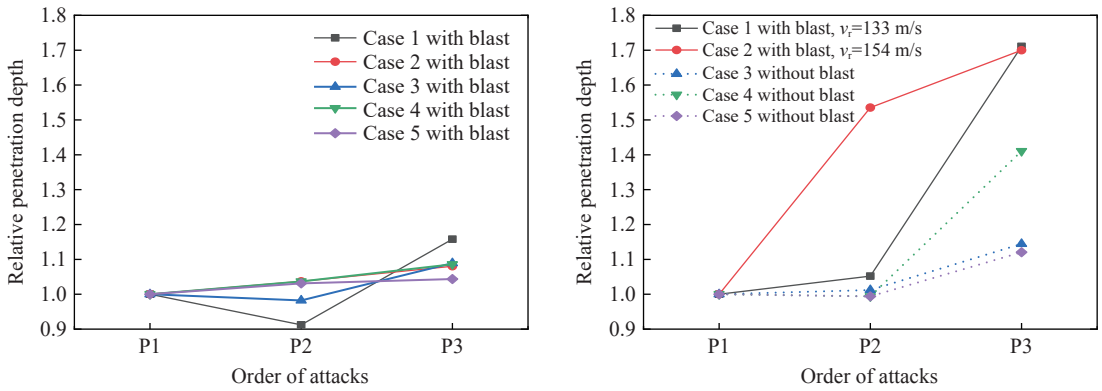
对比图 7(a) 和图 7(b) 可以看出：随着 CEP 的减小，相对侵彻深度明显增加，主要是由于弹着点距离近，预损伤效应对后续工况的影响更大；当 CEP 相同时，如图 7(b) 所示，3 次打击过程中，考虑侵彻后爆炸时 UHPC 靶体的最终侵彻深度比不考虑侵彻后爆炸时增加明显，且考虑爆炸的 3 m 厚靶体已发生贯穿，第 3 枚弹体的贯穿速度均高于 100 m/s，该现象的出现与爆炸预损伤效应的累积相关。

对每种 CEP 均进行了 5 组随机弹着点的数值模拟，可以看出：当 CEP 为 3 m 时，3 次打击的最大相对侵彻深度约为 1.2；当 CEP 为 1 m 时，3 次打击的最大相对侵彻深度大于 1.7。这表明现有防护设计规范以一次打击深度作为遮弹层厚度设计基准显然偏不安全。

表 5　CEP 为 3 m 时错位多次打击过程中弹体变形与偏转

Table 5　Projectile deformation and deflection under dislocation multi-attacks at CEP of 3 m

Time/ms	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
12					
26					
40					



(a) 3 m　　(b) 1 m

图 7　错位多次打击下的相对侵彻深度

Fig. 7　Relative penetration depth of dislocation multi-attacks

3　结　论

基于修正的 Kong-Fang 混凝土材料模型，结合 LS-DYNA 中的流固耦合和重启动算法，开展了某弹体错位多次打击下 UHPC 靶体损伤破坏效应的数值模拟研究。通过模拟大口径原型弹先侵彻后爆炸试验，验证了材料模型及其参数的可靠性，在此基础上开展了 10 组错位多次打击工况的数值模拟，探讨了 CEP 和打击次数对靶体损伤破坏与侵彻深度的影响，主要结论如下。

(1) 多次打击过程中，第 1 枚弹体侵彻后，后续计算过程中损伤演化均沿第 1 枚弹体侵彻后靶体损伤区域继续发展，由于预损伤效应的累积，随着打击次数增加，侵彻深度逐渐增大。

(2) 多次打击过程中，CEP 相同时，考虑爆炸工况时计算的侵彻深度比不考虑爆炸工况时大。

(3) CEP 越小，相对侵彻深度越大，以 3 枚某弹体以 300 m/s 打击速度为例，当 CEP 为 1 m 时，最大相对侵彻深度约为 1.7，当 CEP 为 3 m 时，最大相对侵彻深度约为 1.2。

(4) 根据现有防护设计规范中遮弹层厚度的设计方法设计多次打击下混凝土遮弹层厚度是偏危险的，需进行进一步细致研究。

参考文献：

[1] 邓国强, 杨秀敏. 钻地弹重复打击效应现场试验研究 [J]. 防护工程, 2012, 34(5): 1–5.
DENG G Q, YANG X M. Experimental investigation into damage effects of repeated attacks of precision-guided penetration weapons [J]. Protective Engineering, 2012, 34(5): 1–5.

[2] LIU J, WU C Q, LI J, et al. Projectile impact resistance of fiber-reinforced geopolymer-based ultra-high performance concrete (G-UHPC) [J]. Construction and Building Materials, 2021, 290: 123189.

[3] XU S C, YUAN P C, LIU J, et al. Experimental and numerical investigation of G-UHPC based novel multi-layer protective slabs under contact explosions [J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 141: 106830.

[4] NGOC S H, SIGA S M, THONG M P, et al. Effect of grounded blast furnace slag and rice husk ash on performance of ultra-high-performance concrete (UHPC) subjected to impact loading [J]. Construction and Building Materials, 2022, 329: 127213.

[5] ZHANG F L, ZHONG R. A parametric study on the high-velocity projectile impact resistance of UHPC using the modified K&C model [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 46: 103514.

[6] LIU J, LIU C, QU K F, et al. Calibration of Holmquist Johnson Cook (HJC) model for projectile penetration of geopolymer-based ultra-high performance concrete (G-UHPC) [J]. Structures, 2022, 43: 149–163.

[7] REN L, YU X M, ZHENG M X, et al. Evaluation of typical dynamic damage models used for UHPC based on SHPB technology [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2022, 269: 108562.

[8] 徐世烺, 李锐, 李庆华, 等. 超高性能水泥基复合材料功能梯度板接触爆炸数值模拟 [J]. 工程力学, 2020, 37(8): 123–133.
XU S L, LI R, LI Q H, et al. Numerical simulation of functionally graded salbs of ultra-high toughness cementitious composites under contact explosion [J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(8): 123–133.

[9] 钟锐, 张峰领. 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 [J]. 硅酸盐学报, 2021, 49(11): 2423–2434.
ZHONG R, ZHANG F L. Resistance of ultra-high performance concrete, fiber reinforced high strength concrete and engineered cementitious composite against projectile penetration [J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2021, 49(11): 2423–2434.

[10] 吕映庆, 陈南勋, 吴海军, 等. 弹体高速侵彻超高性能混凝土靶机理 [J]. 兵工学报, 2022, 43(1): 37–47.
LYU Y Q, CEHN N X, WU H J, et al. Mechanism of high-velocity projectile penetrating into ultra-high performance concrete target [J]. Acta Armamentarii, 2022, 43(1): 37–47.

[11] 左魁, 张继春, 曾宪明, 等. 重复爆炸条件下地冲击效应试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(Suppl 1): 3378–3383.
ZUO K, ZHANG J C, ZENG X M, et al. Experimental study on underground shock effects under repeated explosions [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(Suppl 1): 3378–3383.

[12] 左魁, 张继春, 王启睿, 等. 重复爆炸条件下岩石介质破坏效应试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(1): 2675–2680.
ZUO K, ZHANG J C, WANG Q R, et al. Experimental research on rock breakage effect under repeat explosions [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(1): 2675–2680.

[13] LAI J Z, GUO X J, et al. Repeated penetration and different depth explosion of ultra-high performance concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 84: 1–12.

[14] 杨广栋, 王高辉, 卢文波, 等. 侵彻与爆炸联合作用下混凝土靶体的毁伤效应分析 [J]. 中南大学学报 (自然科学版), 2017, 48(12): 3284–3292.
YANG G D, WANG G H, LU W B, et al. Damage characteristics of concrete structures under the combined loadings of penetration and explosion [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2017, 48(12): 3284–3292.

[15] YANG G D, WANG G H, LU W B, et al. Combined effects of penetration and explosion on damage characteristics of a mass concrete target [J]. Journal of Vibroengineering, 2018, 20(4): 1632–1651.

[16] ANTOUN T H, LOMOV I N, GLENN L A. Simulation of the penetration of a sequence of bombs into granitic rock [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 29: 81–94.

[17] 邓国强, 杨秀敏. 工程岩体中多弹重复打击效应的数值模拟分析 [J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(3): 361–366.
DENG G Q, YANG X M. Numerical simulation of the effect of multiply EPW into engineering rock [J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(3): 361–366.

[18] GOMEZ J T, SHUKLA A. Multiple impact penetration of semi-infinite concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25: 965–979.

[19] SUN S Z, LU H, YUE S L, et al. The composite damage effects of explosion after penetration in plain concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2021, 153: 103862.

[20] 王起帆, 孙建虎, 李季, 等. 蜂窝结构抗弹体二次侵彻性能研究 [J]. 地下空间与工程学报, 2020, 16: 640–648.
WANG Q F, SUN J H, LI J, et al. Anti-penetration performance of honeycomb shelter under two projectile strikes [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2020, 16: 640–648.

[21] 吴平, 周飞, 李庆华, 等. 超高韧性水泥基复合材料—纤维混凝土组合靶体抗两次打击试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(3): 033301.
WU P, ZHOU F, LI Q H, et al. Experimental study on the resistance of the ultra high toughness cementitious composites material—fiber concrete composite targets subjected to twice projectiles impact [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(3): 033301.

[22] 赖建中, 朱耀勇, 徐升, 等. 超高性能水泥基符合材料抗多次侵彻性能研究 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(6): 601–607.
LAI J Z, ZHU Y Y, XU S. Resistance of ultra-high-performance cementitious composites to multiple impact penetration [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(6): 601–607.

[23] 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.

[24] 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.
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.

[25] KONG X Z, FANG Q, CHEN L, et al. A new material model for concrete subjected to intense dynamic loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 120: 60–78.

[26] ZHANG S B, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical prediction of dynamic failure in concrete targets subjected to projectile impact by a modified Kong-Fang material model [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 144: 103633.

[27] MAY P I, FORMATN K. LS-DYNA® keyword user's manual: version 971 [M]. Livermore, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2007.

[28] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19(9): 847–873.

[29] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60: 76–81.

[30] 徐浩. 混凝土动态计算本构新模型 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2013.
XU H. A new computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2013.

[31] 辛春亮, 薛再清, 涂建, 等. 有限元分析常用材料参数手册 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2020.
XIN C L, XUE Z Q, TU J, et al. Material parameters manual for finite element analysis [M]. Beijing: China Machine Press, 2020.

[32] RABCZUK T, BELYTSCHKO T. A three-dimensional large deformation meshfree method for arbitrary evolving cracks [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(29/30): 2777–2799.

[33] 张乐, 李武周, 巨养锋, 等. 基于圆概率误差的定位精度评估办法 [J]. 指挥控制与仿真, 2013, 35(1): 111–114.
ZHANG L, LI W Z, JU Y F, et al. Positioning accuracy evaluation method based on CEP [J]. Command Control & Simulation, 2013, 35(1): 111–114.

Numerical Investigation on Damage and Failure of UHPC Targets Subjected to Dislocation Multi-Attacks

ZONG Xianghua[1], WANG Yin[1], KONG Xiangzhen[2], JIANG Yating[1], SUN Liuyang[3], YUAN Juncheng[1], YANG Taochun[1]

(1. *School of Civil Engineering and Architecture*, *University of Jinan*, *Jinan* 250022, *Shandong*, *China*;
2. *State Key Laboratory of Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact*, *Army Engineering University of PLA*, *Nanjing* 210007, *Jiangsu*, *China*;
3. *Tongyuan Design Group Co.*, *Ltd.*, *Jinan* 250101, *Shandong*, *China*)

Abstract: Based on the LS-DYNA three-dimensional numerical modeling method and the modified Kong-Fang concrete material model, the numerical investigation on damage and failure of ultra-high performance concrete (UHPC) targets subjected to dislocation multi-attacks was carried considering the two-dimensional normal distribution of strike points. The numerical model and material models along with the corresponding parameters were firstly validated by comparing the numerical simulation results of the UHPC targets subjected to projectile penetration followed by explosion to the corresponding test data. Then numerical simulation of the damage and failure in UHPC targets under the multi-attacks by a typical warhead were conducted with 10 groups different circular error probable (CEP) to discuss the effects of the CEP and strike times on the damage and penetration depth. The numerical results demonstrate that the damage evolution caused by the subsequent projectile penetration and explosion continues to develop along the damage area caused by the first projectile penetration. The penetration depth gradually increases as the number of strike increases. The penetration depth calculated with explosion is larger than that calculated without explosion when the CEP is same during multi-attacks. When CEP is equal to 3 m and 1 m, the relative penetration depth is about 1.2 and 1.7, respectively. In other words, the relative penetration depth increased with decreasing of the CEP. The research conclusion shows that the design method of shielding layer thickness in the existing protective design code is dangerous subjected to multi-attacks.

Keywords: dislocation multi-attacks; ultra-high performance concrete (UHPC); damage; relative penetration depth