

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0165

活性粉末混凝土抗多次侵彻实验研究及数值预测*

徐世焯, 吴 平, 周 飞, 李庆华, 曾 田, 蒋 霄

(浙江大学高性能建筑结构与材料研究所, 浙江 杭州 310058)

摘要: 活性粉末混凝土(reactive powder concrete, RPC)具有超高的强度和优异的阻裂性能。为了研究 RPC 在多次冲击荷载下的损伤规律,采用 25 mm 口径滑膛炮对直径为 600 mm、高 600 mm 的 RPC 圆柱形靶体进行了多次侵彻实验,得到了每次侵彻后靶体的破坏数据,并根据实验数据确定了 Forrestal 经验公式中的相关系数。基于 K&C 本构模型和现有 RPC 基本力学性能的实验数据,修正了 K&C 模型的强度面参数、损伤参数、状态方程参数、损伤演化模型以及应变率效应相关参数,系统地确定了 RPC 的 K&C 模型参数。采用 LS-DYNA 软件中的重启功能模拟了弹体多次侵彻 RPC 靶体的破坏结果,模拟结果与实验结果基本一致,验证了模拟方法的有效性。对长 2 200 mm、宽 2 200 mm、高 1 260 mm 的 RPC 靶体抗侵彻实验进行了数值预测,得到了侵彻深度与弹速之间的关系、弹体贯穿靶体时的极限速度以及弹体侵彻过程中的峰值加速度。

关键词: 活性粉末混凝土; K&C 本构模型; 多次侵彻; 重启; 数值预测

中图分类号: O383 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Experimental investigation and numerical prediction on resistance of reactive powder concrete to multiple penetration

XU Shilang, WU Ping, ZHOU Fei, LI Qinghua, ZENG Tian, JIANG Xiao

(Institute of Advanced Engineering Structures and Materials, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China)

Abstract: Reactive powder concrete (RPC) has ultra-high strength and excellent crack resistance. To study the damage law of the RPC subjected to multiple impact loads, a 25 mm caliber smoothbore gun was used to penetrate the RPC cylindrical target with the diameter of 600 mm and the height of 600 mm. In addition, the experimental data of the target after each penetration was obtained, and the correlation coefficient in the Forrestal empirical formula was determined. Based on the K&C constitutive model and the existing experimental data of the RPC, the model parameters for the RPC were determined systematically by modifying the strength and surface parameters, damage parameters, equation-of-state parameters, damage evolution model, the strain rate effect. The restart function in the LS-DYNA software was used to simulate the damage results of the projectile repeatedly penetrating the RPC target. The simulation results are basically consistent with the experimental results, and the effectiveness of the simulation method is verified. Finally, the numerical prediction of the penetration resistance experiment of the RPC target with the length of 2 200 mm, the width of 2 200 mm, and the height of 1 260 mm was carried out. The relationship between the penetration depth and the projectile velocity, the minimum velocity of the projectile passing through the target and the peak acceleration during projectile penetration were obtained.

Keywords: reactive powder concrete; K&C constitutive model; multiple penetrations; restart; numerical prediction

近年来,随着各种破坏性武器的不断发展以及恐怖主义袭击事件不断增多^[1-2],提高现有工程结构的综合防护能力已经成为防护工作的当务之急。迄今为止,大部分工程结构中使用最广泛的材料仍然是

* 收稿日期: 2020-05-25; 修回日期: 2020-10-22

基金项目: 国家自然科学基金(51678522, 51622811)

第一作者: 徐世焯(1953—),男,博士,教授,slxu@zju.edu.cn

通信作者: 李庆华(1981—),女,博士,教授,liqinghua@zju.edu.cn

普通混凝土。然而,普通混凝土在高速冲击荷载作用下会发生非常严重的脆性破坏,在结构的背面出现大面积的震塌、崩落以及碎片飞溅现象^[3-6],对附近人员和设备的安全构成严重威胁。因此,找到合适的工程防护材料成为解决上述问题的关键。活性粉末混凝土(reactive powder concrete, RPC)^[7]是根据最紧密堆积原理制备成的具有高强度和良好韧性的水泥基材料。由于其本身的高强度以及钢纤维和基体之间的桥连作用,使得 RPC 相较于传统混凝土能够有效地减小迎弹面的开坑尺寸、侵彻深度,降低结构发生整体性破坏的机率^[8-9]。截至目前,已有很多学者针对 RPC 的抗侵彻性能开展了实验研究^[10-11],但是关于 RPC 的实验数据仍然有限,无法系统地指导现有工程结构设计。进行大型抗侵彻实验存在实验成本高昂、周期长、动态数据采集困难等问题。

近些年,随着有限元技术的不断发展,通过数值模拟方法预测混凝土类材料在高速冲击荷载作用下的破坏形态日益受到学者们的青睐。充分发挥有限元软件的优势,可以有效地指导实验、工程顺利进行。然而,目前对 RPC 材料进行动态数值模拟所选用的本构模型仍然是传统的混凝土本构模型,例如: HJC 模型^[12]、RHT 模型^[13]、CSCM 模型^[14]、K&C 模型^[15],这些模型都无法准确地反映 RPC 的拉伸延性特征以及应变率效应。因此,要想准确地描述 RPC 材料的基本力学特性,需要对上述模型的参数作出系统地调整。在以往的 RPC 高速冲击数值模拟研究中,运用较多的是 K&C 本构模型,该模型综合考虑了混凝土类材料的应变率效应、应变硬化软化现象、剪胀效应、围压效应,能够准确地描述混凝土类材料在大变形、高应变率和高静水压力下的力学特性。

本文中,首先对 RPC 靶体进行多次侵彻实验,得到 RPC 靶体破坏数据,并计算出 RPC 的 Forrestal^[16-17]公式中与靶体材料相关的系数;然后基于 K&C 模型和现有 RPC 的基本力学性能实验数据,对 K&C 本构模型的强度面参数、损伤参数、损伤演化模型、应变率效应、状态方程参数进行修正,采用修正的 K&C 模型参数模拟上述多次侵彻实验并与实验结果进行对比,验证模拟结果的正确性;最后在质量为 10 kg、直径为 80 mm 弹体正侵彻情况下,对长 2 200 mm、宽 2 200 mm、高 1 260 mm 的 RPC 靶体进行数值预测,得到弹体速度与侵彻深度的关系,并利用 Forrestal 公式验证数值预测结果的合理性,得到实验过程中弹体的最大加速度和弹体贯穿靶体时的极限速度,以期为实验的顺利进行提供指导。

1 实验设计

1.1 靶体原材料及制备方法

实验所用原料为硅酸盐水泥(PC),二氧化硅质量分数大于 95%、比表面积为 18 200 m²/kg 的硅灰(SF),减水率大于 40% 的聚羧酸高效减水剂,比表面积大于 10 000 m²/kg 的矿渣,细度模数为 2.5 的普通砂,长度为 13 mm、直径为 0.175 mm 的钢纤维,普通自来水。将以上原料按表 1 的配合比配制钢纤维掺量为 2% 的 RPC。RPC 靶体的浇筑采用强制式卧轴搅拌机搅拌,先将混合好的水泥、粉煤灰、硅灰、精细砂与减水剂干拌 2 min,随后加入水搅拌 2 min,然后把钢纤维均匀加入继续搅拌 5 min,并浇筑到预先制作好的钢桶当中。同时也浇筑了基本力学性能测试试件,常温养护 28 d 后的测试结果如表 2 所示,其中 f_c 和 f_t 分别为材料的无侧限抗压强度和无侧限抗拉强度, E 为弹性模量, μ 为泊松比, ρ 为密度。

表 1 RPC 材料配合比

材料	胶凝材料	砂	减水剂	水	钢纤维
RPC	1 238	928	17.7	234.3	159

表 2 RPC 基本力学性能参数

材料	f_c /MPa	f_t /MPa	E /GPa	μ	ρ /(g·cm ⁻³)
RPC	120	9.27	46.2	0.22	2.44

1.2 弹体与靶体

实验所用弹体材质为 30GrMnSiNi2A 低合金超高强度钢, 淬火后抗拉屈服强度可以达到 1 650 MPa, 由 25 mm 口径滑膛炮发射, 在 580 m/s 弹速下弹体为刚性侵彻, 弹体外形与尺寸如图 1 所示。弹体直径为 25 mm, 头部曲径比 $r_{CRH}=3$, 长径比为 6, 壁厚与弹径比为 0.14, 底托采用尼龙材质。弹体内部填入惰性材料以调整质量, 平均发射质量为 352.9 g。RPC 靶体为圆柱体, 尺寸为 $\phi 600 \text{ mm} \times 600 \text{ mm}$, 侧面用 4 mm 厚钢板箍紧, 直径为 20 倍弹径, 可以忽略边界效应。

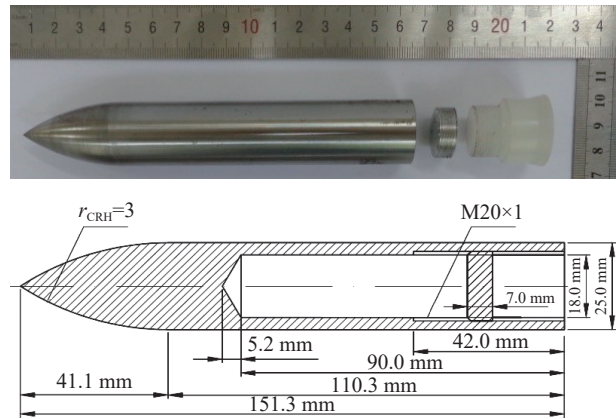


图 1 弹体尺寸

Fig. 1 Projectile sizes

1.3 侵彻实验方法

实验布置如图 2 所示。发射装置为 25 mm 口径滑膛炮, 靶体安放在支架上, 调整木楔让靶体表面与炮口轴线垂直, 炮口距离靶体 3 m。由滑膛炮分别发射 3 发弹丸对 RPC 靶体进行多次侵彻实验。着靶速度由测速板与电子计时仪测出。高速摄影机记录弹体着靶姿态, 拍摄弹体飞行和弹靶初始作用过程。



图 2 侵彻实验设备布置

Fig. 2 Arrangement of penetration experiment equipments

2 侵彻实验与结果分析

2.1 实验结果

对 RPC 靶体分别进行 3 次打击, 打击位置均为靶体正中心, 弹体着靶时的速度分别为 511.5、552.5、560.0 m/s, 图 3 给出了高速摄影机记录的 511.5 m/s 速度下典型的侵彻过程。

侵彻的实验结果如表 3 所示, 其中 v_0 为弹体的初速度, h 为弹体侵入靶体沿轴线方向的深度, S 和 H 分别为迎弹面弹坑的面积和深度, N 为迎弹面裂纹条数, W_{\max} 为最大裂纹宽度。

从表 3 可以看出: 随着侵彻次数的增加, 弹体的侵彻深度、迎弹面的弹坑深度、裂纹条数、最大裂纹宽度增加明显, 但迎弹面弹坑面积基本没有变化。此外, 为了准确预测混凝土类材料受弹体侵彻的侵彻深度, 目前已有几十种经验公式

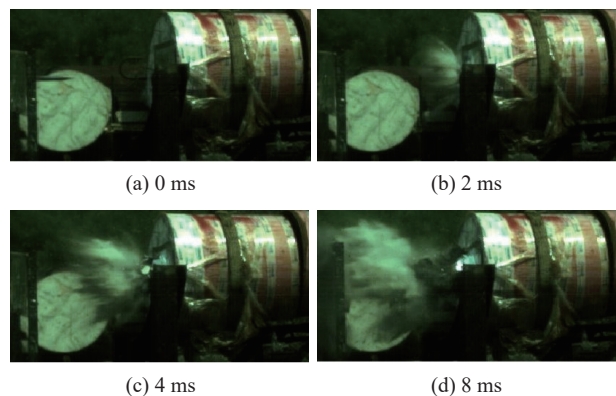


图 3 高速摄影机记录的弹体撞击靶体过程

Fig. 3 Process of the projectile impacting the target recorded by a high-speed camera

可供参考, 其中 Forrestal 公式较符合本次实验条件。选用第 1 次侵彻的实验结果来确定 Forrestal 公式中与靶体材料相关的系数, 本实验侵彻深度大于 2 倍弹径, 符合 Forrestal 公式的适用条件, 侵彻深度 L 的计算公式为:

$$L = \frac{2M}{\pi d^2 \rho B} \ln \left(1 + \frac{\rho B v_1^2}{S^* f_c} \right) + 2d \quad (1)$$

式中: M 为弹体质量(kg), d 为弹体直径(m), S^* 为实验确定的常数, 参数 B 和 v_1^2 由下式给出:

$$B = \frac{8r_{CRH} - 1}{24r_{CRH}^2}, \quad v_1^2 = \frac{2Mv_0^2 - \pi d^3 S^* f_c}{2M + \pi d^3 B \rho} \quad (2)$$

联立式(1)~(2)可得:

$$S^* = \frac{2\rho B M v_0^2}{f_c (2M + \pi d^3 B \rho) \exp[(L - 2d)\pi d^2 \rho B / (2M) + \rho B \pi d^3 / (2M + \pi d^3 B \rho) - 1]} \quad (3)$$

表 3 靶体多次侵彻实验结果

Table 3 Experimental results of targets subjected to multiple penetrations

侵彻次数	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	h/mm	S/cm^2	H/mm	N	W_{\max}/mm
1	511.5	129.1	329.7	59.5	0	0
2	552.5	257.4	344.1	79.8	12	2
3	560.0	290.3	354.8	114.9	13	13

为确定 RPC Forrestal 侵彻深度计算公式中的抗侵彻系数, 将弹体第 1 次侵彻靶体的实验结果与 Wu 等^[11]、崔亚男^[18]、Feng 等^[19]的实验结果代入式(3), 分别得到不同强度的 RPC Forrestal 公式中的抗侵彻系数, 如图 4 所示。可以看出, 根据本次实验计算得到的 Forrestal 公式中的抗侵彻系数与 Feng 等、Wu 等、崔亚男的实验结果较接近, 可以认为本次实验结果有效, 因此, 本文中 120 MPa RPC 的 Forrestal 公式中的抗侵彻系数定为 $S^*=7.4543$ 。

2.2 靶体破坏形态

从图 5(a) 中可以看到, 弹体第 1 次侵彻 RPC 靶体后, 靶体迎弹面未出现任何裂缝, 只是形成了一个较小的弹坑, 并且实验过程中发现, 第 1 发弹体侵入靶体一定深度后弹出, 这主要是由于钢纤维与 RPC 基体之间的桥联作用以及 RPC 本身强度较高, 加上弹速较低, 导致弹体未能直接侵入到靶体当中。弹体第 2 次侵入靶体后, 迎弹面出现了许多微小的裂缝, 但是弹坑面积未出现明显的增加, 弹体直接侵入到靶体中, 未出现弹出现象, 如图 5(b) 所示。弹体第 3 次侵入后, 迎弹面可见的裂缝数量相较于第 2 次侵彻没有明显增多, 但是裂缝的宽度都有一定程度的增加, 出现了一条贯穿的径向裂缝, 弹坑面积基本没有发生变化, 如图 5(c) 所示。

为了观察弹体在靶体中的运动轨迹并回收弹体, 对实验后的靶体进行了切割解剖, 剖面如图 6 所示。由于第 1 发弹体在侵入靶体一定深度后直接弹出靶体, 图 6 仅标出了第 2 发弹体和第 3 发弹体的运动轨迹, 图 6 中的红色虚线为第 2 发和第 3 发弹体侵彻的弹道。可见, 由于靶体中存在初始缺陷以及受到第 1 次侵彻的影响, 第 2 次和第 3 次侵彻的弹道都发生了明显的偏转。

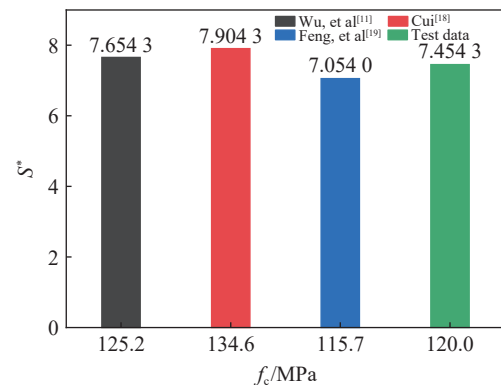


图 4 2% 钢纤维掺量下不同强度 RPC 的 Forrestal 公式中的 S^*

Fig. 4 S^* in the Forrestal formula of RPC with different compressive strengths at 2% steel fiber content

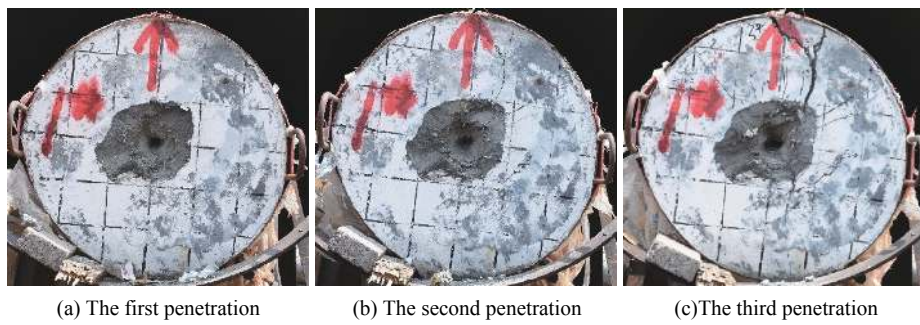


图 5 RPC 多次侵彻实验结果

Fig. 5 Experimental results of RPC multiple penetrations

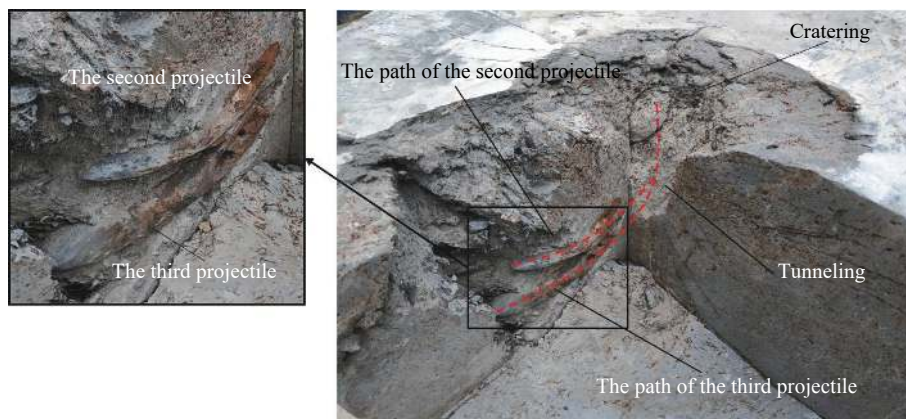


图 6 多次侵彻实验后的靶体剖面

Fig. 6 Profile of targets after multiple penetration experiments

3 数值模拟

3.1 有限元模型

根据实验情况建立如图 7 所示的有限元模型, 弹体、靶体、钢箍均采用 SOLID164 实体单元, 并选用全尺寸模型进行计算。弹体与靶体之间设为面面侵蚀接触, 靶体与钢箍设为面面自动接触。为了避免计算过程中单元发生畸变, 引入 MAT_ADD EROSION 侵蚀准则, 选用最大主应变控制单元失效^[20], 对于本次模拟侵蚀应变的取值, 选取第 1 次侵彻模拟结果和实验数据吻合最佳时的侵蚀应变作为该组实验的侵蚀应变取值, 即当单元的最大主应变超过 0.15 时, 单元立即被删除。

3.2 材料模型

材料模型选择和模型参数确定是决定模拟结果可靠的关键因素。弹体采用刚体材料模型, 钢箍和钢筋均选用 LS-DYNA 中的 P-K 随动模型, 弹体、钢箍以及钢筋的模型参数如表 4 所示, 其中 σ_y 为屈服强度。

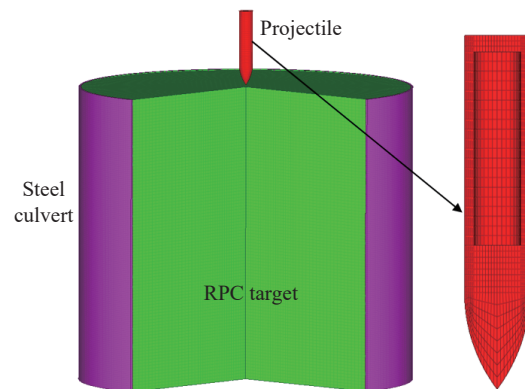


图 7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

表 4 弹体、钢箍以及钢筋材料模型参数

Table 4 Model parameters of projectile, steel culvert and steel bar material

材料	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	E/GPa	μ	σ_y/MPa
弹体	7 850	210	0.3	1 650
钢箍/钢筋	7 800	210	0.3	300

活性粉末混凝土靶体的材料模型选用 K&C 模型, 但 K&C 模型的参数是基于 45.4 MPa 混凝土实验数据由程序自动生成的, 无法准确描述 RPC 的拉伸韧性、应变率关系和压力相关性, 因此本文将基于现有的 RPC 实验数据, 通过调整 K&C 模型的参数, 使之可以更好地描述 RPC 的基本力学特性。

3.2.1 强度面参数

K&C^[15] 模型引入了 3 个失效面: 初始屈服面、极限强度面、残余强度面, 分别描述混凝土的初始强度、极限强度及残余强度的变化规律, 其表达式为:

$$\Delta\sigma_y = \begin{cases} a_{0y} + p/(a_{1y} + a_{2y}p) & p \geq 0.15f_c \\ 1.35f_i + 3p(1 - 3f_i/f_c) & 0 \leq p < 0.15f_c \\ 1.35(p + f_i) & p < 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$\Delta\sigma_m = \begin{cases} a_0 + p/(a_1 + a_2p) & p \geq f_c/3 \\ (1.5/\varphi)(p + f_i) & 0 \leq p < f_c/3 \\ 3(p/\eta + f_i) & p < 0 \end{cases} \quad (5)$$

$$\Delta\sigma_r = a_{0r} + p/(a_{1r} + a_{2r}p) \quad (6)$$

式中: a_i 、 a_{iy} 和 $a_{ir}(i=0, 1, 2)$ 为由材料三轴围压实验数据确定的常数, p 为静水压力, $\eta(\lambda)$ 为损伤演化关系, φ 为拉压子午比。 φ 具体定义为:

$$\varphi(p) = \begin{cases} 0.5 & p \leq 0 \\ 0.5 + 1.5f_i/f_c & p = f_c/3 \\ 1.15f_c/[a_0 + 2.3/(3a_1 + 2.3a_2f_c)] & p = 2.3f_c/3 \\ 0.753 & p = 3f_c \\ 1 & p \geq 8.45f_c \end{cases} \quad (7)$$

当前失效面定义为:

$$\Delta\sigma = r_f \Delta\sigma(p/r_f) = \sqrt{3J_2} = \begin{cases} [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y]r' & \text{Hardening} \\ [\eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_r) + \Delta\sigma_r]r' & \text{Softening} \end{cases} \quad (8)$$

式中: r_f 为应变率效应系数 (ψ), r' 为当前子午与压缩子午的比值。

在 K&C 模型中, 强度面的 9 个参数均参照 45.4 MPa 混凝土的三轴围压实验数据由 LS-DYNA 程序自动生成, 它们与材料抗压强度的关系表示为:

$$\begin{cases} a_0 = 0.2956f_c, & a_1 = 0.4463, & a_2 = 0.0808/f_c \\ a_{0y} = 0.2232f_c, & a_{1y} = 0.6250, & a_{2y} = 0.2575/f_c \\ a_{0r} = 0, & a_{1r} = 0.4417, & a_{2r} = 0.1183/f_c \end{cases} \quad (9)$$

搜集了近些年与 RPC 和混凝土相关的三轴围压实验数据^[21-31], 如图 8 所示, 发现在低归一化静水压力下, 混凝土与 RPC 归一化等效应力值基本一致。由于 RPC 高归一化静水压力的实验数据很难获得, 因此本文中假定 RPC 在高归一化静水压力下归一化等效应力值与混凝土一致, 以此获得 RPC 的极限强度面参数。从图 8 中还可以看出, 采用 K&C 自动生成的强度面参数明显低于实验数据点, 而修正后的 RPC 强度面参数与实验数据非常吻合。而 RPC 弹性强度面参数的确定依然按照 K&C 模型中的方法, 即假定 $\Delta\sigma_y = 0.45\Delta\sigma_m$ ^[15]。Kong 等^[32]在修改的 K&C 模型中认为混凝土类材料的残余强度面平行于极限强度面, 并应用于混凝土靶体的贯穿数

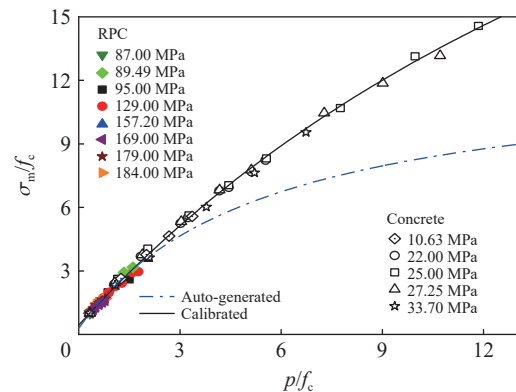


图 8 混凝土和 RPC 三轴围压实验数据

Fig. 8 Triaxial confining pressure experimental data of concrete and RPC

值模拟当中,取得了不错的模拟效果。本文中也采取相同的方法,这样就可以全面地确定 RPC 的强度面的参数,具体表示为:

$$\begin{cases} a_0 = 0.4426f_c, & a_1 = 0.5698, & a_2 = 0.02516/f_c \\ a_{0y} = 0.2797f_c, & a_{1y} = 0.8989, & a_{2y} = 0.06850/f_c \\ a_{0f} = 0, & a_{1f} = 0.5698, & a_{2f} = 0.02516/f_c \end{cases} \quad (10)$$

3.2.2 损伤演化模型

K&C 模型的当前失效面将随着损伤因子 λ 的增大先强化后软化, λ 为等效塑性应变的函数,定义为:

$$\lambda = \begin{cases} \int_0^t d\bar{\epsilon}_p / [r_f(1+p/f)^{b_1}] & p > 0 \\ \int_0^t d\bar{\epsilon}_p / [r_f(1+p/f)^{b_2}] & p \leq 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中: $d\bar{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}} d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p$ 为有效塑性应变增量, $d\epsilon_{ij}^p$ 为有效塑性应变增量张量, b_1 和 b_2 分别为压缩和拉伸损伤参数。

当混凝土类材料三向受拉时,只产生体积应变而不产生形状应变,此时偏应变为零,因此损伤变量也为零。为考虑应力路径接近三向受拉时体积损伤应变的影响,K&C 模型中引入了体积损伤变量 $\Delta\lambda$:

$$\Delta\lambda = b_3 f_d k_d (\epsilon_v - \epsilon_{v,y}) \quad (12)$$

式中: b_3 为控制混凝土三向受拉时软化段的损伤参数; k_d 为内变量因子; ϵ_v 为体积应变, $\epsilon_{v,y}$ 为屈服点附近的体积应变; f_d 则表征应力路径与三向受拉状态靠近的程度。 f_d 由下式给出:

$$f_d = \begin{cases} 1 - |\sqrt{3J_2}/p|/0.1 & 0 \leq |\sqrt{3J_2}/p| \leq 0.1 \\ 0 & |\sqrt{3J_2}/p| > 0.1 \end{cases} \quad (13)$$

在 K&C 模型中,损伤演化模型由 13 对 (λ, η) 数据点来定义,这些相邻的数据点由插值函数来连接。其定义是针对单一强度(45.4 MPa)混凝土实验得到的数据,与之吻合较好,但无法应用到其他强度的 RPC 中,更不能描述 RPC 材料具有的拉伸延性特征,因此需要提出一个新的、可靠的损伤演化关系来模拟 RPC 损伤关系。通过不断地对单个单元进行拉伸、压缩模拟,最终确定损伤参数 b_1 和 b_2 分别为 2.2 和 -7.25,将反映 η 和 λ 关系的 13 对点定义如表 5 所示。

表 5 损伤演化函数 $\eta(\lambda)$

Table 5 Damage evolution function $\eta(\lambda)$

λ	η	λ	η
0	0	4.0×10^{-6}	0.51
2.7×10^{-5}	0.62	6.7×10^{-4}	0.37
6.8×10^{-5}	0.92	1.2×10^{-3}	0.27
8.0×10^{-5}	0.99	2.0×10^{-3}	0.20
1.0×10^{-4}	1.00	5.5×10^{-3}	0.10
1.4×10^{-4}	0.96	1.6×10^{-2}	0
2.6×10^{-4}	0.66		

图 9 展示了采用自动生成参数的 K&C 模

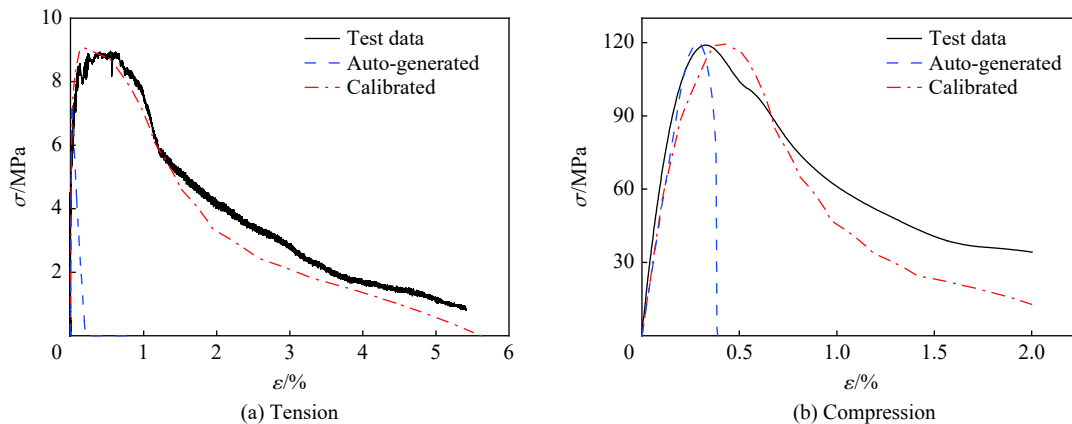


图 9 拉伸和压缩应力应变曲线

Fig. 9 Tensile and compressive stress-strain curves

型、新参数的 K&C 模型以及 RPC 单轴拉伸压缩实验数据, 结果表明, 新的 K&C 参数模拟的结果与实验数据更吻合。

图 10 给出了体积损伤参数 b_3 对三轴拉伸应力应变曲线的影响, 可以看出, 三轴拉伸应力应变曲线的软化梯度随 b_3 的减小而减小。对三轴拉伸体积损伤参数 b_3 的取值, Weerhijm 等^[33]假定: 单轴拉伸的断裂应变和三轴拉伸的断裂应变相等。因此本文中 b_3 取值为 0.018。

3.2.3 应变率参数

材料的动态力学特性会随着加载速率的变化而变化。学者们针对普通混凝土的这种特性已经开展了深入的研究, 发现在高加载速率下, 混凝土的压缩强度会增加 100%, 拉伸强度会增加 600%^[34], 并且提出了可靠的应变率公式加以描述, 如 K&C 模型中的应变率公式被广泛应用于混凝土受到冲击、爆炸荷载作用下的数值模拟中。RPC 材料的拉伸实验表明^[35], RPC 材料拥有较普通混凝土更明显的率依赖性。因此, 在 RPC 材料动态数值模拟中考虑应变率效应就显得非常重要。此前, 许多学者^[36-38]对 RPC 受冲击和爆炸荷载的数值模拟都采用基于普通混凝土提出的应变率公式, 这显然无法较准确地模拟 RPC 在高应变率荷载下的动态力学响应。Park 等^[38]对基体强度分别为 56、81 和 180 MPa 的 RPC 进行了拉伸应变率敏感性试验研究, 并提出了拉伸应变率公式(式 (14))。Lin^[39]基于现有 RPC 的动态压缩实验数据, 提出了动态压缩应变率公式(式 (15)), 并将其应用于 RPC 板抗爆数值模拟中, 取得了不错的模拟效果。本文中也采用相同的计算公式(式 (14)~(15)), 并据此计算出 RPC 的应变率效应数据点, 如表 6 所示。此外, 最新版本的 K&C 模型中将混凝土动态拉伸增强因子和动态压缩增强因子上限分别设置为 9.7 和 2.94, 以避免高估混凝土材料在高应变率下的应变率效应。本文中也将这一设置引入到 RPC 的动态数值模拟:

$$\psi_t = \begin{cases} (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^{0.01465} & \dot{\epsilon} \leq 25 \text{ s}^{-1} \\ 0.002352(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^{0.3735} & \dot{\epsilon} > 25 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (14)$$

$$\psi_c = \begin{cases} 1 & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ 0.728 + 0.008337(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) & \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (15)$$

式中: ψ_t 、 ψ_c 分别为动态拉伸增强因子和动态压缩增强因子, $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ 为静态应变率。

表 6 活性粉末混凝土的 K&C 模型应变率效应特征点取值

Table 6 K&C model strain rate characteristic points of reactive powder concrete

$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	ψ	$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	ψ	$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	ψ
-30 000	9.97	-10	1.27	-1×10^{-4}	1.07
-4 782	9.97	-3	1.24	-1×10^{-5}	1.03
-1 000	5.41	-1	1.22	0	1.00
-300	3.45	-0.1	1.18	30	1.00
-100	2.29	-0.01	1.14	265	2.94
-25	1.28	-1×10^{-3}	1.11	30 000	2.94

3.2.4 状态方程参数

K&C 模型采用 8 号状态方程来定义混凝土压力与体积应变之间的关系:

$$p = C(\epsilon_v) + \gamma_0 T(\epsilon_v) E_0 \quad (16)$$

式中: E_0 为初始体积内能, γ_0 为温度特征系数, $C(\epsilon_v)$ 和 $T(\epsilon_v)$ 分别为压力和温度与体积应变之间的关

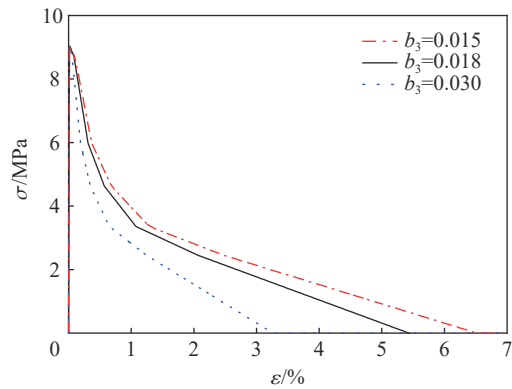


图 10 不同 b_3 值对应的三轴拉伸应力应变曲线
Fig. 10 Triaxial tension strain stress curves corresponding to different b_3 values

系。在加载阶段, 压力由式 (4) 确定, 卸载沿卸载体积模量至压力截断点(图 11(a)), 重新加载首先沿卸载路径至卸载开始点, 然后沿加载路径继续上升。

尽管 K&C 模型中的 8 号状态方程能够很好地描述混凝土压力与体积应变之间的关系, 但是由于 RPC 的孔隙率远小于普通混凝土, 导致原来的 8 号状态方程无法准确地描述 RPC 的压力与体积应变的关系。材料的状态方程所需的实验数据通常需要进行飞片撞击试验。因此本文中首先通过基本力学性能实验测试求得 RPC 的弹性模量和泊松比, 并按照式(17)求得 RPC 材料的体积模量 K_V , 然后基于 Marsh^[40]、高乐^[41] 和严少华等^[42] 的 Hugoniot 试验数据校核 K&C 模型中的状态方程, 以获得适合于 RPC 的 8 号状态方程参数:

$$K_V = \frac{E}{3(1-2\mu)} \quad (17)$$

图 11(b) 展示了校核结果, 可以看出, 自动生成的 8 号状态方程明显低于试验数据, 而校核后的 8 号状态方程与试验数据基本一致。校核后的状态方程参数如表 7 所示, 其中 ϵ_V 为体积应变, σ_V 为相应体积应变所对应的体积应力, K_{av} 代表卸载模量。其他参数对计算结果基本没有影响, 因此选用 K&C 模型自动生成的参数, 至此关于 RPC 的 K&C 模型参数完全确定。

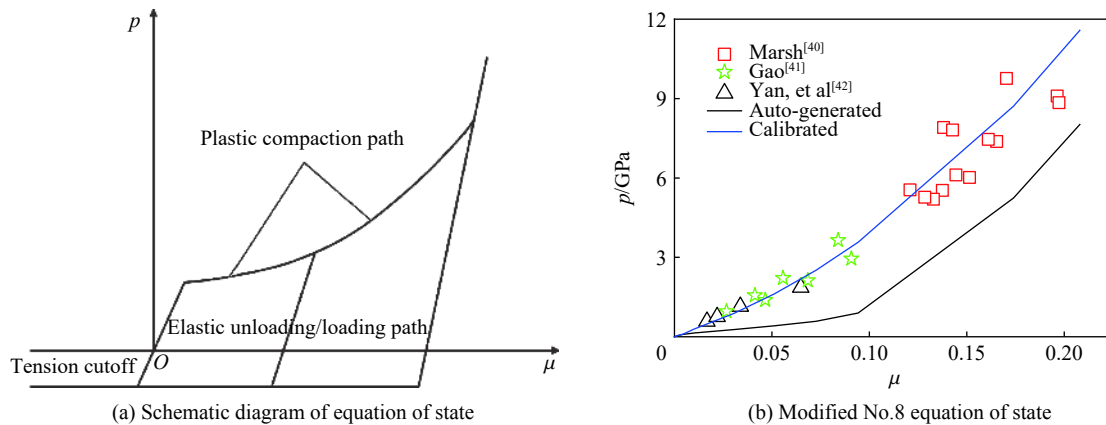


图 11 状态方程

Fig. 11 State equation

表 7 RPC 的 K&C 模型 8 号状态方程参数

Table 7 Parameters of No. 8 equation of state in the K&C model of RPC

ϵ_V									
ϵ_{V1}	ϵ_{V2}	ϵ_{V3}	ϵ_{V4}	ϵ_{V5}	ϵ_{V6}	ϵ_{V7}	ϵ_{V8}	ϵ_{V9}	ϵ_{V10}
0	0.0015	0.0043	0.0101	0.0305	0.0513	0.0726	0.0943	0.174	0.208
σ_V/GPa									
σ_{V1}	σ_{V2}	σ_{V3}	σ_{V4}	σ_{V5}	σ_{V6}	σ_{V7}	σ_{V8}	σ_{V9}	σ_{V10}
0	0.041	0.094	0.292	0.881	1.622	2.511	3.573	8.714	11.579
K_{av}/GPa									
K_{av1}	K_{av2}	K_{av3}	K_{av4}	K_{av5}	K_{av6}	K_{av7}	K_{av8}	K_{av9}	K_{av10}
27.5	27.5	27.885	29.288	34.843	40.425	45.980	50.186	112.915	137.5

3.3 数值模拟结果与分析

为进一步观察靶体内部损伤状况并验证所选 K&C 模型参数的准确性, 利用 LS-DYNA 中的重启动方法分别对 3 次侵彻进行数值模拟, 该方法可以记录第 1 次弹体冲击 RPC 靶体后的应力、应变和损伤状

态并输出重启动文件。在分析弹体第 2 次冲击 RPC 靶体时, LS-DYNA 会读取弹体第 1 次冲击 RPC 靶体后的应力、应变和损伤状态等数据并继续进行计算, 这样便可以实现对弹体多次冲击受损后 RPC 靶体的数值模拟, 模拟结果如图 12~14 所示。利用数值模拟得到弹体第 1 次的侵彻深度和开坑面积分别为 13.2 cm、315.2 cm², 而实验结果分别为 12.9 cm、329.7 cm²。第 2 次侵彻深度和开坑面积的模拟结果分别为 25.9 cm、336.4 cm², 而实验结果分别为 25.7 cm、344.1 cm²。可知前两次模拟得到的侵彻深度与实验结果基本一致, 误差不超过 5%。图 14 给出了第 3 次侵彻的模拟结果, 第 3 次模拟得到的侵彻深度为 34.0 cm, 与实验得到的侵彻深度(29.0 cm)存在较大误差。并且模拟得到的弹体偏转角度小于实验结果, 这样就使得模拟得到的侵彻深度大于实验测量的结果。这主要是由于在进行有限元分析时将 RPC 靶体视为完全均质材料, 因此在第 1 次和第 2 次模拟结果中可以看到, RPC 靶体内部的损伤也是均匀分布的, 弹体侵彻 RPC 靶体的弹道没有明显偏转。然而实验中 RPC 靶体并非完全均质, 一部分区域存在初始缺陷, 造成弹体第 1 次冲击后靶体内部的损伤更加不均匀。当弹体第 2 次冲击靶体时, 弹体四周受到的阻力不一致, 导致弹体沿损伤更严重的区域偏转。因此才会看到实验中第 2 发弹体和第 3 发弹体都发生了明显的偏转, 而模拟结果无法再现实验中弹体发生的明显偏转。

此外, K&C 模型中将损伤定义为 $D=2\lambda/(\lambda+\lambda_m)$, 当 D 从 0 到 1 时, 表示材料进入了强化阶段, 当 D 从 1 到 2 时, 表示材料进入了软化阶段, 而当 $D=2$ 时认为单元完全失效。从损伤云图 12~14 中可以看到, 随着侵彻次数增多, 靶体内部的损伤也不断扩大, 同时迎弹面的裂缝数量也在增多。在迎弹面, $D>1.8$ 的损伤面积没有发生太大变化, 这与多次侵彻 RPC 靶体后迎弹面开坑面积基本相同的实验结果一致。因此可以认为 RPC 的 K&C 模型参数和所用的模拟方法具有可靠性。

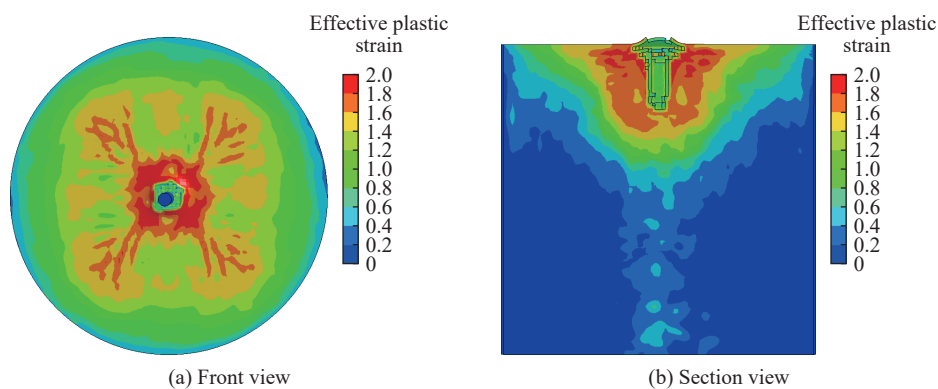


图 12 第 1 次侵彻 RPC 靶体的模拟结果

Fig. 12 Simulation results of the first penetration of the RPC target

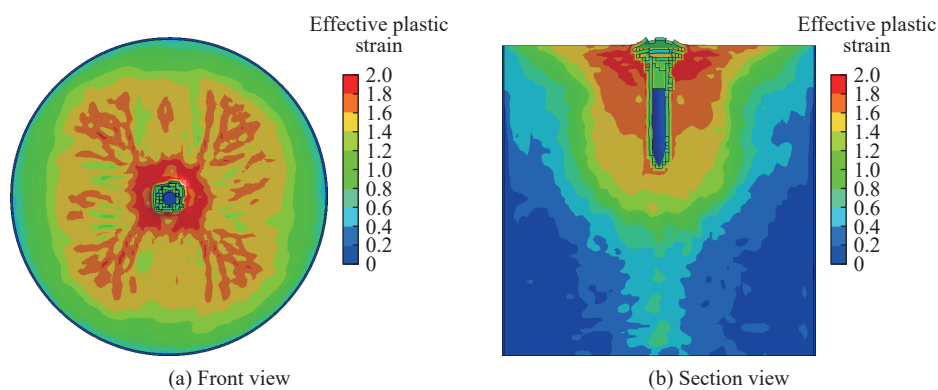


图 13 第 2 次侵彻 RPC 靶体的模拟结果

Fig. 13 Simulation results of the second penetration of the RPC target

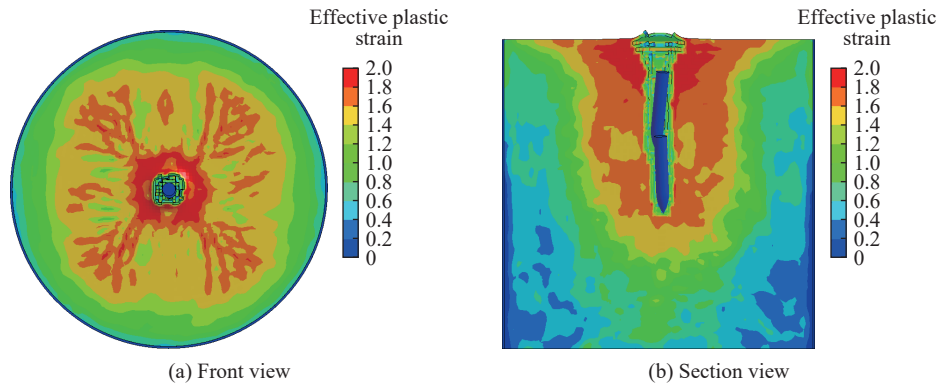


图 14 第 3 次侵彻 RPC 靶体的模拟结果

Fig. 14 Simulation results of the third penetration of the RPC target

4 数值预测

基于上述 RPC 的 K&C 模型参数和模拟方法, 采用 LS-DYNA 软件对 RPC 侵彻实验进行数值预测, 为实验测试系统的选用和弹速设计提供指导。该实验的靶体尺寸为 2 200 mm×2 200 mm×1 260 mm, 弹体直径为 80 mm, 长为 361.35 mm, 弹体质量为 10 kg 并为靶体配置钢筋, 具体参数如图 15 所示。

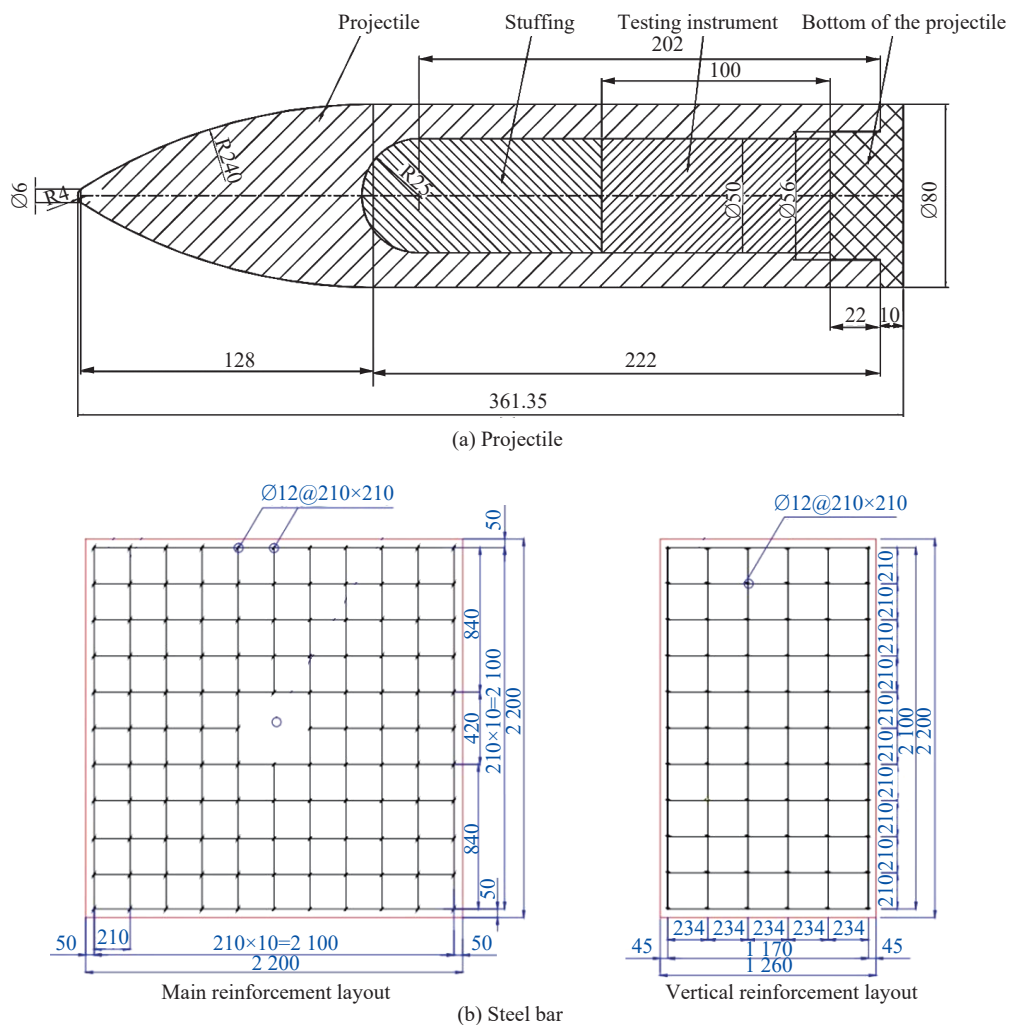


图 15 弹体与钢筋分布示意图(单位: mm)

Fig. 15 Schematic diagram of the distribution of projectiles and reinforcement (unit: mm)

根据实验情况的对称性, 为了提高计算效率和节省计算资源, 建立如图 16 所示的 1/4 有限元模型, 弹体与 RPC 靶体均采用 SOLID164 实体单元, 钢筋采用 BEAM161 梁单元, 靶体与钢筋之间选用 CONstrained_LAGRANGE_IN_SOLID 耦合方式进行相互作用, 弹体与靶体之间采用 CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 面面侵蚀接触关键字控制, 模型单位制 m-s-kg, 共包含节点 2 395 628 个、六面体单元 1 592 608 个、梁单元 7 267 个。弹体和钢筋均选用 P-K 随动强化模型, 靶体采用修正的 K&C 模型参数。

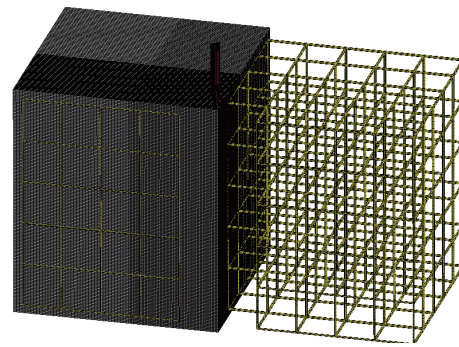


图 16 有限元模型

Fig. 16 Finite element model

4.1 数值预测结果与分析

图 17(a)~(c) 为卵形弹以 850 m/s 的速度正侵彻 RPC 靶的数值模拟结果。可以看到, 弹体高速侵彻对 RPC 产生了明显的局部破坏, 形成了直径为 0.356 m、深度为 0.192 m 的弹坑, 同时形成了直径略大于弹径的圆柱形孔道, 迎弹面产生了数十条主裂缝, 弹体侵彻靶体所造成的损伤主要集中在柱形孔道。图 17(d)~(e) 分别显示了弹体的加速度、速度、位移时程曲线, 可以看到弹体的最大加速度为 63 000g, 弹体的速度在侵入靶体后一直减小, 直至零。

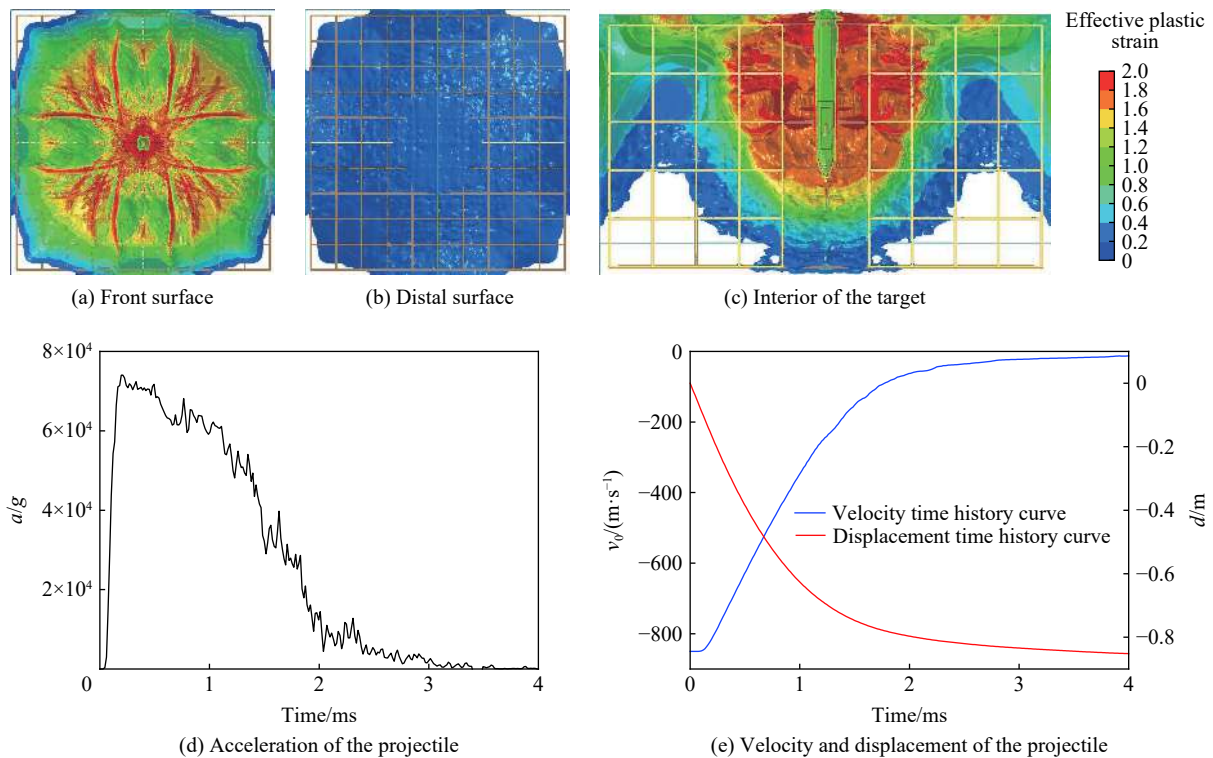


图 17 850 m/s 弹速下的侵彻结果

Fig. 17 Penetration results at the projectile velocity of 850 m/s

图 18 显示了弹体以 1 150 m/s 的速度贯穿 RPC 靶体的模拟结果, 同 850 m/s 的侵彻结果一样, 靶体形成了直径为 0.340 m、深度为 0.213 m 的漏斗坑。不同的是迎弹面产生了更多裂缝, 且靶体内部损伤更严重, 此外背弹面出现了弹体贯穿形成了直径为 0.505 m、深度为 0.264 m 的贯穿坑和宏观主裂纹。从图 18(d)~(e) 中可以看出, 弹体加速度在 0.2 ms 附近达到峰值, 最大值为 73 000g, 相较于 850 m/s 的侵彻结果, 加速度的峰值提高了 16%, 同时弹体在贯穿靶体后的剩余速度为 100 m/s。

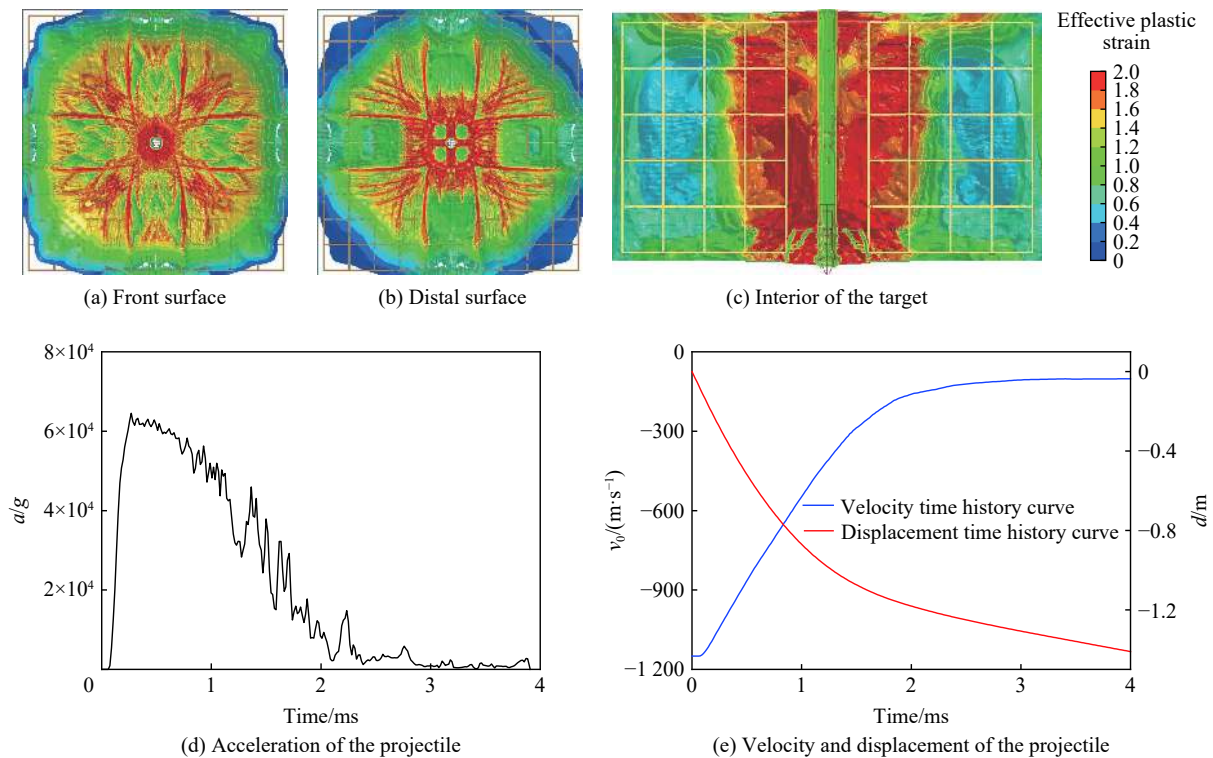


图 18 1 150 m/s 弹速下的贯穿结果

Fig. 18 Penetration results at the projectile velocity of 1 150 m/s

通过上述数值模拟方法,可以得到不同速度弹体侵入 RPC 靶体后的侵彻深度,不同弹速下弹体侵入 RPC 靶体的深度与 RPC-Forrestal 公式的预测结果如图 19 所示,可以发现,采用本文中的数值模拟方法预测的侵彻深度与 RPC-Forrestal 公式预测的结果较吻合。因此可以认为本次数值模拟的结果有效。另外,根据数值模拟和 RPC-Forrestal 公式可以发现:当弹体速度超过 1 100 m/s 时,弹体会贯穿 RPC 靶体。

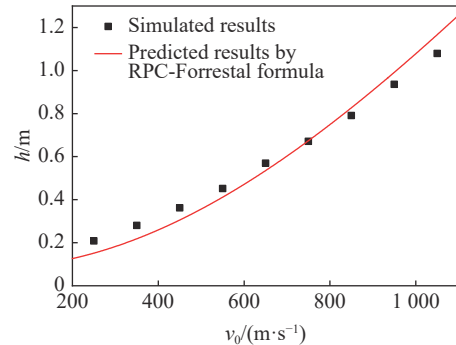


图 19 弹速与侵彻深度之间的关系

Fig. 19 Relationship between projectile velocity and penetration depth

5 结 论

开展了直径 25 mm 弹体多次侵彻活性粉末混凝土靶实验,得到了靶体的破坏数据;确定了活性粉末混凝土的 K&C 模型参数;通过多次侵彻实验验证了改进后 K&C 模型参数的正确性,并对直径为 80 mm 弹体冲击 2 200 mm×2 200 mm×1 260 mm 活性粉末混凝土靶体的实验结果进行数值预测,得到以下结论:

(1)在相同弹速下沿同一点逐次侵彻 RPC 靶体,随着侵彻次数的增加,弹体的侵彻深度、迎弹面的弹坑深度、裂纹条数、最大裂纹宽度明显增大,但是迎弹面弹坑面积基本没有变化;

(2)通过侵彻实验确定了抗压强度为 120 MPa RPC 的 Forrestal 侵彻深度计算公式中抗侵彻系数 $S^*=7.454 3$;

(3)基于 RPC 的准静态单轴压缩、拉伸实验、三轴围压实验、拉伸压缩应变率实验和飞片撞击实验数据,提出了一组适用于 RPC 的 K&C 本构模型参数;

(4) 采用非线性有限元方法对侵彻实验进行了数值模拟, 模拟结果与实验结果吻合较好, 并采用同样的方法对实验进行了数值预测, 得到了两种预设弹速下弹体的加速度、速度、位移时程曲线以及不同弹速下弹体侵入靶体的深度, 并利用 Forrestral 经验公式验证了数值预测结果的准确性, 最终确定了弹体贯穿靶体的速度至少要达到 1 100 m/s。

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工程防护 [M]. 北京: 科学出版社, 2016.
REN H Q, MU C M, LIU R C, et al. Penetration effects of precision guided weapons and engineering protection [M]. Beijing: Science Press, 2016.
- [2] 王振宇, 冯进技, 张殿臣. 国外小型钻地核武器的发展及防护建议 [C] // 中国土木工程学会防护工程分会第五届理事会暨第九次学术会议. 长春: 中国土木工程学会, 2004: 66–69.
WANG Z Y, FENG J J, ZHANG D C. Development of foreign small earth-penetrating nuclear weapons and relevant preventing measures [C] // The 5th Council and 9th Academic Conference of Protection Engineering Branch of China Society of Civil Engineering, Changchun: China Civil Engineering Society, 2004: 66–69.
- [3] DANCYGIER A N, YANKELEVSKY D Z, JAEGERMANN C. Response of high performance concrete plates to impact of non-deforming projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(11): 1768–1779. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.09.094.
- [4] GEBBEKEN N, GREULICH S, PIETZSCH A. Hugoniot properties for concrete determined by full-scale detonation experiments and flyer-plate-impact tests [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(12): 2017–2031. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.08.003.
- [5] LEPPÄNEN J. Experiments and numerical analyses of blast and fragment impacts on concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(7): 843–860. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.04.012.
- [6] KENNEDY R P. A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effect [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1976, 37(2): 183–203. DOI: 10.1016/0029-5493(76)90015-7.
- [7] RICHARD P, CHEYREZY M. Composition of reactive powder concretes [J]. *Cement and Concrete Research*, 1995, 25(7): 1501–1511. DOI: 10.1016/0008-8846(95)00144-2.
- [8] 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. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0237.
ZHANG W H, ZHANG Y S, CHEN Z Y. Penetration test and numerical simulation of ultra-high performance concrete with a scaled earth penetrator [J]. *Engineering Mechanics*, 2018, 35(7): 167–186. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0237.
- [9] FARNAM Y, MOHAMMADI S, SHEKARCHI M. Experimental and numerical investigations of low velocity impact behavior of high-performance fiber-reinforced cement based composite [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(2): 220–229. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.08.006.
- [10] 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. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)06-0601-07.
LAI J Z, ZHU Y Y, XU S, et al. Resistance of ultra-high-performance cementitious composites to multiple impact penetration [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(6): 601–607. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)06-0601-07.
- [11] WU H, FANG Q, CHEN X W, et al. Projectile penetration of ultra-high performance cement based composites at 510–1320 m/s [J]. *Construction and Building Materials*, 2015, 74: 188–200. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.10.041.
- [12] 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 [C] // The 14th International Symposium on Ballistics. Quebec City: National Defense Research Establishment, Sweden, 1993.
- [13] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIWE S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500, numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C] // The 9th International Symposium on the Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin Strausberg, 1999.
- [14] MURRAY Y D. Users manual for LS-DYNA Concrete Material Model 159: FHWA-HRT-05-062 [R]. 2007.

- [15] 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(9–10): 847–873. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00023-7.
- [16] FORRESTAL M J, ALTMAN B S, CARGILE J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1994, 15(4): 395–405. DOI: 10.1016/0734-743X(94)80024-4.
- [17] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(5): 465–476. DOI: 10.1016/0734-743X(95)00048-F.
- [18] 崔亚男. 卵形头弹体撞击活性粉末混凝土失效特性实验研究 [D]. 天津: 中国民航大学, 2019.
CUI Y N. Experimental study on the failure characteristics of reactive powder concrete impacted by ogive-nose projectiles [D]. Tianjin: Civil Aviation University of China, 2019.
- [19] FENG J, GAO X D, LI J Z, et al. Influence of fiber mixture on impact response of ultra-high-performance hybrid fiber reinforced cementitious composite [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 163(1): 487–496. DOI: 10.1016/j.compositesb.2018.12.141.
- [20] 任根茂, 吴昊, 方秦, 等. 普通混凝土 HJC 本构模型参数确定 [J]. *振动与冲击*, 2016, 35(18): 9–16. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2016.18.002.
REN G M, WU H, FANG Q, et al. Determinations of HJC constitutive model parameters for normal strength concrete [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(18): 9–16. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2016.18.002.
- [21] REN G M, WU H, FANG Q, et al. Triaxial compressive behavior of UHPCC and applications in the projectile impact analyses [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, 113: 1–14. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.02.227.
- [22] AFSHIN N, MOHAMMAD S, MASOUD M, et al. Behavior of steel fiber-reinforced cementitious mortar and high performance concrete in triaxial loading [J]. *ACI Materials Journal*, 2015, 112(1): 95–103. DOI: 10.14359/51686837.
- [23] YU Z R, ZHAO H Z, AN M J, et al. Mechanical properties of reactive powder concrete under triaxial compression [J]. *Journal of the China Railway Society*, 2017(7): 121–126. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8360.2017.07.017.
- [24] FARNAM Y, MOOSAVI M, SHEKARCHI M, et al. Behaviour of slurry infiltrated fiber concrete (SIFCON) under triaxial compression [J]. *Cement and Concrete Research*, 2010, 40: 1571–1581. DOI: 10.1016/j.cemconres.2010.06.009.
- [25] SIRIJARONCHAI K, EL-TAWIL S, PARRA-MONTESINOS G. Behavior of high performance fiber reinforced cement composites under multi-axial compressive loading [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2010, 32: 62–72. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2009.09.003.
- [26] ZHANG K, ZHAO L Y, TAO N, et al. Experimental investigation and multiscale modeling of reactive powder cement pastes subject to triaxial compressive stresses [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 224: 242–254. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.049.
- [27] POLANCO-LORIA M. Improvements to the HJC concrete model in LS-DYNA: STF24 F01286 [R]. Trondheim, Norway, 2002.
- [28] 侯正纲. 三轴应力状态下混凝土强度研究 [D]. 天津: 河北工业大学, 2006.
HOU Z G. Research on concrete strength under triaxial stresses [D]. Tianjin: Hebei University of Technology, 2006.
- [29] 闫东明, 林皋, 徐平. 三向应力状态下混凝土动态强度和变形特性研究 [J]. *工程力学*, 2007, 24(3): 58–64. DOI: 10.3969/j.issn.1000-4750.2007.03.010.
YAN D M, LIN G, XU P. Dynamic strength and deformation of concrete in triaxial stress state [J]. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(3): 58–64. DOI: 10.3969/j.issn.1000-4750.2007.03.010.
- [30] 熊益波, 胡永乐, 徐进, 等. 混凝土 Johnson-Holmquist 模型极限面参数确定 [J]. *兵工学报*, 2010, 31(6): 746–751.
XIONG Y B, HU Y L, XU J, et al. Determining failure surface parameters of the Johnson-Holmquist concrete constitutive model [J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(6): 746–751.
- [31] 谢和平, 董毓利, 李世平. 不同围压下混凝土受压弹塑性损伤本构模型的研究 [J]. *煤炭学报*, 1996, 21(3): 265–270. DOI: 10.3321/j.issn:0253-9993.1996.03.009.
XIE H P, DONGY L, LI S P. Study of a constitutive model of elasto-plastic damage of concrete in axial compression test under different pressures [J]. *Journal of China Coal Society*, 1996, 21(3): 265–270. DOI: 10.3321/j.issn:0253-9993.1996.03.009.

- [32] 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]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 217–228. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.
- [33] WEERHIJM J, DOORMAAL J C A M V. Tensile failure of concrete at high loading rates: new test data on strength and fracture energy from instrumented spalling tests [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(3): 609–626. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.01.005.
- [34] MAALEJ M, QUEK S T, ZHANG J. Behavior of hybrid-fiber engineered cementitious composites subjected to dynamic tensile loading and projectile impact [J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2005, 17(2): 143–152. DOI: 10.1061/(ASCE)0899-1561(2005)17:2(143).
- [35] MALVAR L J. Review of static and dynamic properties of steel reinforcing bars [J]. *ACI Materials Journal*, 1998, 95(5): 609–616. DOI: 10.1016/S0886-7798(98)00088-1.
- [36] MAO L, BARNETT S, BEGG D, et al. Numerical simulation of ultra high performance fibre reinforced concrete panel subjected to blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 64: 91–100. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.10.003.
- [37] MAO L, BARNETT S J. Investigation of toughness of ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) beam under impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 99: 26–38. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.09.014.
- [38] PARK J K, KIM S W, KIM D J. Matrix-strength-dependent strain-rate sensitivity of strain-hardening fiber-reinforced cementitious composites under tensile impact [J]. *Composites Structure*, 2017, 162: 313–324. DOI: 10.1016/j.compstruct.2016.12.022.
- [39] LIN X S. Numerical simulation of blast responses of ultra-high performance fibre reinforced concrete panels with strain-rate effect [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 176: 371–382. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.05.066.
- [40] MARSH S P. LASL shock Hugoniot data [M]. California: University of California Press, 1980.
- [41] 高乐. 活性粉末混凝土高压状态方程研究 [D]. 广州: 广州大学, 2011.
GAO L. Research on high pressure equation of RPC [D]. Guangzhou: Guangzhou University, 2011.
- [42] 严少华, 钱七虎, 周早生, 等. 高强混凝土及钢纤维高强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)*, 2000, 1(6): 49–53. DOI: 10.3969/j.issn.1009-3443.2000.06.010.
YAN S H, QIAN Q H, ZHOU Z S, et al. Experimental study of equation of state for high-strength concrete and high-strength fiber concrete [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology*, 2000, 1(6): 49–53. DOI: 10.3969/j.issn.1009-3443.2000.06.010.

(责任编辑 蔡国艳)