DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.202602270018

基于率相关损伤塑性模型的钢筋混凝土靶板侵彻响应分析*

王国盛，申毅敏，路德春，杜修力

（北京工业大学岩土与地下工程研究所，北京 100124）

摘要：核安全壳是防止放射性物质释放的最后一道物理屏障，确保其在弹丸冲击等极端动态载荷下的结构完整性对于核安全至关重要。本研究通过结合轻气炮试验与高精度数值模拟方法，对弹丸冲击下钢筋混凝土靶板的动力响应和破坏机理展开深入研究。发展了混凝土率相关损伤塑性模型，模型结合了有效硬化函数、多轴损伤变量和非线性动态S准则。基于该模型的数值模拟结果与试验结果吻合较好，合理再现了混凝土在冲击载荷下的应变率效应、多轴损伤和塑性演化行为。进一步的模拟结果表明，冲击中心的动态抗压强度和抗拉强度分别可达静态值的4.1倍和4.83倍，峰值应变率超过5 000 s^{-1}。揭示了应力波的传播、反射和叠加效应，进一步阐明了靶板正面混凝土破碎主要由直接压缩应力波驱动，而背面拉伸剥落层裂则是由于压缩波传播至自由边界发生反射并叠加形成拉伸波所致，这是核安全壳在动态冲击下的关键破坏模式。研究成果可为反应堆安全壳等关键防护结构的抗冲击优化设计提供理论依据。

关键词：钢筋混凝土；轻气炮冲击试验；数值模拟；率相关塑性损伤本构模型；动力响应
中图分类号：TU443　　**文献标识码：**A　　**文章编号：**1672-2132(2026)05-0927-13

Penetration Response Analysis of Reinforced Concrete Target Plates Based on Rate-dependent Damage Plasticity Model

WANG Guosheng, SHEN Yimin, LU Dechun, DU Xiuli
(Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: Nuclear containment structures serve as the ultimate physical barrier against the release of radioactive materials. Consequently, ensuring their structural integrity under extreme dynamic loads, such as projectile impacts, is paramount for nuclear safety. This study investigated the dynamic response and failure mechanisms of reinforced concrete (RC) target plates under projectile impact by integrating light-gas gun tests with high-precision numerical simulations. A concrete rate-dependent damage plasticity model was established, incorporating an effective hardening function, multiaxial damage variables, and a nonlinear dynamic S-criterion. The numerical simulation results based on this model agreed well with the experimental data, reasonably reproducing the strain-rate effects, multiaxial damage, and plastic evolution of concrete under impact loading. Further simulation results showed that the

* **收稿日期：**2026-02-27；**修回日期：**2026-03-31
基金项目：国家自然科学基金项目(52378471、52025084、52278323)资助
作者简介：王国盛(1990—)，男，教授，博导，博士。主要从事混凝土力学特性及本构模型研究。
E-mail:wangguosheng@bjut.edu.cn

dynamic compressive and tensile strengths at the impact center could reach 4.1 and 4.83 times their static values, respectively, with peak strain rates exceeding 5 000 s^{-1}. Furthermore, the propagation, reflection, and superposition effects of stress waves were revealed. The results elucidated that concrete crushing on the front face of the target plate was primarily driven by direct compressive stress waves, whereas tensile spalling on the rear face resulted from the reflection of compressive waves at the free boundary and their superposition to form tensile waves. This was identified as a critical failure mode of nuclear containment structures under dynamic impact. These findings provide a theoretical basis for the impact-resistant design and optimization of critical protective structures such as reactor containment systems.

Keywords: reinforced concrete; light-gas gun test; numerical simulation; concrete rate-dependent damage plasticity model; dynamic response

0 引 言

安全壳是核电站中防止放射性物质释放的最后一道物理屏障。确保其在潜在冲击事件下的结构完整性对于最大限度地降低大规模放射性泄漏的风险至关重要,这是核安全的关键方面。钢筋混凝土因其优越的机械性能而广泛应用于核安全壳中。特别是,其高抗冲击性为关键设施提供了有效的保护,使其免受爆炸和弹丸冲击等极端载荷的影响[1-3]。当高速弹丸穿透钢筋混凝土板时,后表面的应力波反射会导致分层和剥落,产生高速碎片,对内部设备和人员构成严重的二次危害[4-5]。因此,深入研究混凝土防护结构在冲击载荷下的动态响应和破坏机制对于优化结构设计和预防灾害至关重要[6-7]。

目前对钢筋混凝土渗透机理的研究主要依赖于两种方法:试验和数值模拟。J. A. Canfield等[8]、I. Kojima[9]、M. A. Iqbal等[10]、I. M. Kamal等[11]、王可慧[12]、汪斌等[13]及于洋洋[14]进行了广泛的弹丸撞击试验,加深了对侵彻行为的理解,并为数值模型提供了必要的验证数据。基于这些试验,推导出了各种经验公式,如Whiffen公式[15]、Chang公式[16]、Hughes公式[17]、Bechtel公式和Young公式[18],用于表征侵彻规律。例如,M. A. Iqbal等[10]通过比较普通混凝土和钢筋混凝土在不同速度下的损伤模式和冲击阈值,证明了钢筋对抗冲击性的影响,而Kamran等[19]比较了不同厚度的普通、钢筋和预应力混凝土板的响应,以阐明材料类型对冲击性能的影响。由于全尺寸试验的成本高且难以复制,数值模拟已成为研究混凝土结构动力响应、损伤机制和抗冲击性的主要方法[20-24]。在此类模拟中,结果的准确性在很大程度上取决于用于捕捉极端荷载条件下混凝土复杂行为的本构模型[25]。学者已经应用了各种本构模型展开数值模拟研究,每种模型都有其独特的优点和局限性。例如,汤胜文[26]在采用CDP本构模型进行了飞机撞击核电安全壳的数值模拟,并从应力分布以及最大局部变形方面进行了分析,但未考虑应变率的影响。L. F. Li等[27]使用K&C、RHT和HJC模型模拟了爆炸荷载下的钢筋混凝土板。结果表明,K&C模型可以准确预测损伤模式,而RHT模型低估了材料强度,HJC模型严重高估了高应变率下的强度。H. Takazawa等[28]验证了K&C模型在钢筋混凝土墙冲击模拟中展示了精准预测弯曲裂缝和穿透破坏的优势。相比之下,由于理论简化,WINFRITH模型表现出明显的不足。Z. G. Tu等[25]认为,默认的RHT参数会导致不切实际的缓慢软化和过度的应变率效应,而K&C模型通过结合拉伸—压缩损伤分离和体积损伤等机制提供了更高的模拟精度。X. Z. Kong等[29]通过修改K&C模型的强度表面参数和拉伸损伤因子进行了改进,从而提高了对弹坑和结疤的预测准确性。尽管有这些改进,但现有的本构模型在表示应变率和损伤演化的耦合效应方面仍存在局限性。在应变率方面,大多数模型依赖于动态增强因子来缩放强度包络,但实施方法存在理论缺陷。一些模型采用非径向传递放大方法,不区分拉伸和压缩,缺乏足够的物理基础。即使在引入拉压分离的径向增强模型中,现有模型往往通过经验动态增长因子(DIF)公式直接放大强度,这在显式动力学计算中容易导致结构惯性效应与材料率效应的混淆。在损伤表征方面,尽管模型已经从早期的单轴标量损

伤公式演变为明确区分拉伸和压缩的多轴损伤公式，但大多数多轴损伤规律仍然是从单轴损伤规律推断而来。这一局限性使其难以准确捕捉混凝土在多轴应力状态下的复杂行为，从而导致与实际情况不一致。因此，模拟的破坏模式与实际结构响应之间仍存在显著偏差。目前，现有模型未能在应变率效应、损伤表征和硬化/软化行为这三个关键方面同时实现最佳表达，而这三个方面对于可靠评估极端冲击荷载下核相关混凝土结构的性能至关重要。

本文通过在混凝土损伤塑性（CDP）模型中引入有效硬化函数、多轴损伤规律和非线性动态单轴S准则，发展了混凝土率相关损伤塑性模型。这些改进使模型能够更精确地捕捉混凝土的损伤演化、硬化/软化行为和应变率敏感性。基于改进的模型，结合轻炮冲击试验和精细数值模拟，系统研究了钢筋混凝土靶板在冲击荷载作用下的物理行为和动态力学响应，以进一步了解侵彻机理，并为核安全壳结构抵御飞机撞击和其他极端威胁的安全设计提供理论参考。

1 钢筋混凝土材料动力损伤本构模型

合理的本构模型是数值模拟的基础，针对不同种类材料分别采用对应的本构模型。对于混凝土，采用率相关塑性损伤模型，通过引入有效硬化函数，合理描述屈服面在多轴应力状态下的演化规律；引入多轴损伤变量和动态S准则可以描述刚度退化和应变率敏感性。对于钢筋，采用弹塑性本构模型结合柔性损伤演化准则，可以系统描述钢筋在冲击载荷作用下的连续损伤破坏过程。

1.1 混凝土率相关塑性损伤模型

CDP模型常被作为混凝土的材料模型使用，相比于K&C、RHT等常用于显式动力学计算的本构模型，混凝土损伤塑性（CDP）模型基于连续损伤力学和塑性理论，能够更严谨地描述混凝土在拉压复杂应力状态下的塑性流动与刚度退化机制且ABAQUS软件为该模型提供了改进的接口。原始模型要求用户定义动态强度—应变率关系，其中应变率效应通过将单轴拉伸和压缩应力—应变曲线表示为非弹性应变率的函数来表示。这种对动态强度的定义不当可能会导致数值收敛问题。在有效应力空间中构建的硬化函数与在名义应力空间中获得的试验数据之间也存在理论不一致；直接用一个替换另一个可能会导致对应变软化行为的描述不切实际。直接使用从单轴试验中校准的损伤变量无法准确捕捉多轴应力状态下的刚度退化，从而导致损伤演化的预测失真。为了克服这些局限性，本研究对原始CDP模型进行了改进。采用在有效应力空间中定义的多轴硬化函数，以代替名义应力空间中的单轴硬化函数，从而确保更准确地表示三维塑性变形。引入与应力路径无关的多轴损伤变量，以更可靠地捕捉混凝土的刚度退化行为。规范的DIF曲线通常来自分离式霍普金森压杆（SHPB）试验，里面已经包含了试件的惯性围压效应，采用连续且平滑的动态强度准则（S准则）来表征混凝土的应变率效应，可以将结构惯性留给运动方程求解，从而从物理机制上消除了对惯性效应的二次考虑，反映混凝土的真实动态强度。这些改进提高了数值模拟的准确性，提高了核安全评估中使用的预测模型的可靠性。相应的改进方法如下。

1.1.1 有效硬化规律

屈服面的演化规律很大程度上取决于在加载过程中的硬化规律。在CDP模型中，其塑性变形是由有效应力驱动的，因此需要在有效应力空间中建立硬化规律。然而，现有确定硬化规律的硬化函数是在名义应力空间中得到的，将名义应力空间中通过试验结果获得的硬化规律直接应用于有效应力空间，会导致强度和塑性变形的表示不协调。此外，直接在有效应力空间中确定材料参数也比较困难。因此，有必要在有效应力空间中采用硬化规律，并将参数从名义应力空间转换到有效应力空间。X. Zhou等[30]进行了有效应力空间中硬化规律的研究，给出了有效应力与名义应力之间的关系：

$$\bar{c}_i(\varepsilon_i^{\mathrm{p}})=\frac{1-\tilde{\omega}}{1-\omega}c_i(\varepsilon_i^{\mathrm{p}}) \tag{1}$$

式中，c_i为名义应力空间中的硬化函数；$\bar{c}_i$为有效应力空间中的硬化函数；下标$i\in\{t,c\}$为状态变量，$i=t$表示单轴拉伸，$i=c$表示单轴压缩；$\varepsilon_i^{\mathrm{p}}$为塑性应变；$\tilde{\omega}$为峰值应力下的损伤变量。

针对多轴应力状态下混凝土的力学行为，G. S. Wang等[31]提出了名义应力空间内的硬化/软化函数。该函数能够明确考虑应力状态对其力学行为的影响。控制方程表示如下：

$$c_i=\frac{Ax_i+(D-1)x_i^2}{1+(A-2)x_i+Dx_i^2} \tag{2}$$

式中，A 和 D 为形状参数；$x_i=\varepsilon_d^p/\varepsilon_{d0}^p$ 为硬化参数；ε_d^p 为等效塑性剪切应变；ε_{d0}^p 为峰值应力下 ε_d^p 的值。ε_d^p 的表达方式为：

$$\varepsilon_d^p=\frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_1^p-\varepsilon_2^p)^2+(\varepsilon_2^p-\varepsilon_3^p)^2+(\varepsilon_3^p-\varepsilon_1^p)^2} \tag{3}$$

将公式(2)代入公式(1)中，得到多轴有效硬化函数的表达式：

$$\bar{c}_i=\frac{1-\tilde{\omega}}{1-\omega}\frac{Ax_i+(D-1)x_i^2}{1+(A-2)x_i+Dx_i^2} \tag{4}$$

对于单轴拉伸条件，式(3)中的 $\varepsilon_p^2=\varepsilon_p^3=0,\varepsilon_p^1>0$；对于单轴压缩条件，式(3)中的 $\varepsilon_p^1=\varepsilon_p^2=0,\varepsilon_p^3<0$。因此，将上述应变条件代入式(4)，多轴硬化规律可退化为单轴拉伸和单轴压缩硬化规律。式中有效硬化函数参数 A、D 通过单轴及真三轴循环加卸载试验的应力—应变曲线拟合标定。当CDP模型采用有效应力空间中确定的硬化规律时，能够更加合理地描述混凝土材料在有效应力空间中的屈服面演化规律。

1.1.2 多轴损伤行为

刚度退化是混凝土的关键力学特性，通常采用损伤变量进行表征。在CDP模型中，多轴应力条件下的损伤行为通过外推单轴压缩和单轴拉伸的损伤演化规律获得。这种方法本质上依赖于单轴应力条件确定的损伤变量，难以获得真实的多轴损伤行为，且通常设定最大初始损伤率不为0。M. Fassin等[32]指出，与物理机制一致的损伤变量应表现出初始损伤率为零，在加载过程中增加到峰值，随后又衰减回零的特征。G. S. Wang等[33]基于混凝土的真三轴压缩循环加卸载试验，提出一个能够反映初始损伤速率为零的多轴损伤变量。这一创新不仅统一了不同应力路径的损伤行为表征，而且有效捕捉了损伤发展梯度的演化模式。所提损伤变量的表达式为：

$$\omega=1-\exp\left[-\chi(\kappa)^k\right] \tag{5}$$

式中，χ 和 κ 为材料参数；其中 χ 控制混凝土最大损伤速率，通过峰值应力处的单轴压缩试验结果来确定；k 用于调整初始损伤速率，当参数 χ 确定后，参数 k 可以通过将任一试验结果代入式(5)确定。κ 为塑性内变量，表达式为 $\kappa=\varepsilon_d^p/\varepsilon_{d0}^p$，$\varepsilon_d^p$ 为等效塑性剪应变，ε_{d0}^p 为峰值应力处的等效塑性剪应变值。

1.1.3 应变率效应

混凝土是一种典型的率敏感材料，其强度随应变速率的增大而显著提高。当前工程中应用最为广泛的准则为CEB-FIP规范给出的双线性单轴动态强度准则。该准则采用分段线性函数描述强度增长，但在其定义中存在一个转折点，且该转折点位置的确定缺乏充分的理论依据。为表征混凝土的率相关力学行为，已提出了多种动态强度准则[34-39]，这些准则大多为分段线性或非线性函数，难以准确表征试验观测到的极限动态强度[40]。这种偏差往往导致混凝土动态强度的数值计算结果显著高于实际值。为克服现有准则的上述局限，D. C. Lu等[41]提出了非线性动态单轴S准则，其表达式如下：

$$\mathrm{DIF}=1+\frac{F_{i,\max}}{1+\left(\frac{F_{i,\max}}{F_0}-1\right)\exp[-\xi_i(u-u_0)]} \tag{6}$$

式中，$u=\log_{10}\dot{\varepsilon}$ 为对数应变率；$F_{i,\max}$ 为反映混凝土极限动强度的材料参数，下标 $i=t,c$ 分别代表受拉和受压状态；ξ 反映混凝土动强度的增长速度；(u_0,F_0) 为初始条件，参数取值利用多种混凝土材料的单轴动态加载试验结果统计给出。利用S准则发展的本构模型能够更准确地捕捉混凝土强度在动态加载过程中的时变特性，从而更合理地描述其率敏感性。

1.2 钢筋弹塑性损伤本构模型

通过将钢材弹塑性本构模型与柔性损伤演化准则相结合，用于合理描述钢筋在复杂应力条件下塑性变形及损伤演化行为。

1.2.1 钢材弹塑性本构模型

钢筋的本构模型采用经典的双折线模型，该模型包括两个阶段：弹性阶段与屈服后硬化阶段。在弹性阶段，应力—应变关系遵循胡克定律，由弹性模量 E_s 和泊松比 ν 描述；在屈服后硬化阶段，当应变达到屈服应变 ε_y 时，钢材进入屈服状态。屈服后应力随应变的增加而线性增加，其斜率由硬化模量 E_s' 来表征（$E_s'<E_s$）。其应力—应变关系表示如下：

$$\sigma(\varepsilon)=\begin{cases}E_s\varepsilon & \varepsilon\leqslant\varepsilon_y\\ \sigma_y+E_s'(\varepsilon-\varepsilon_y) & \varepsilon>\varepsilon_y\end{cases} \tag{7}$$

式中，E_s 为钢筋的弹性模量；σ_y 为屈服强度，$E_s'=0.01E_s$。

1.2.2 柔性损伤演化准则

上述双折线模型无法描述钢筋在大塑性变形后可能出现的损伤累积和应变软化行为。为此，引

入柔性损伤准则来合理表征其渐进损伤失效过程。该准则基于微观力学机制，模拟金属材料在塑性变形过程中因微孔洞形核、生长与合并而引起的宏观性能退化。完整的损伤模拟通常需结合损伤起始准则和损伤演化法则。钢筋的损伤状态由损伤变量 ω_s 表征：

$$\omega_s=\int\frac{d\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta,\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})} \tag{8}$$

式中，$\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ 为等效塑性应变，决定柔性损伤准则的损伤起始，它是应力三轴度 η 和应变率（$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$）的函数：

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta,\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}) \tag{9}$$

式中，$\eta=-p/q$，p 为静水压力，q 为广义剪应力，其表达式为：

$$q=\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2]} \tag{10}$$

当钢筋的变形状态满足损伤起始条件时，损伤变量 ω_s 开始累积，其值从0（无损）单调递增至1（完全失效）。在每一计算增量步中，基于当前应力状态、塑性应变率及塑性应变增量更新 ω_s 的值。随着损伤累积，钢筋的力学性能逐渐退化。这一退化过程通过利用损伤因子折减材料的有效应力或弹性模量来实现。

2 数值模型及验证

通过对比四种典型工况下试验与数值模拟结果，验证了混凝土率相关塑性损伤本构模型的合理性。提取特征单元绝对值最大的主对数应变时程曲线，探究混凝土在动态加载下的应变时程演化规律；对提取的数据进行数值微分处理获得应变率时程曲线，进一步处理得到动态增强因子（DIF）时程变化情况，从而系统揭示混凝土在冲击载荷下的应变率演化机制。

2.1 数值模型

通过建立高精度的有限元数值模型准确模拟了弹丸冲击钢筋混凝土靶板的动力响应过程。对弹体与靶板的几何建模方法、材料本构关系、单元类型、相互作用及边界条件等关键建模策略进行详细说明；通过网格敏感性分析，系统评估不同网格划分方案对损伤分布的影响，从而确定兼顾计算效率与数值精度的合理划分方案，为数值结果分析提供可靠基础。

2.1.1 靶板与弹体的有限元模型

基于物理试验数据[42]，建立了弹体与钢筋混凝土靶板的有限元模型。其中，弹体采用缩减积分的八节点实体单元（C3D8R），混凝土单元类型通过对比分析确定，钢筋采用两节点空间线性梁单元（B31），有限元模型如图1所示，图中六个特征单元A-F沿 X 轴径向分布。其中，单元A位于冲击中心处，单元F位于靶板的最外侧边缘，其余特征单元B、C、D分别间隔四个特征单元，E、F单元分别间隔三个特征单元。采用上述改进的CDP模型并结合柔性损伤准则的双折线弹塑性模型分别描述混凝土和钢筋的力学行为。其中，混凝土的材料参数为：密度3 100 kg/m^3，静态杨氏模量3.25×10^4 MPa，动态弹性模量较静态值提高50%，泊松比0.17，膨胀角30°，偏心率0.01。率相关强度参数为：ξ_t=1.4，$F_{t,max}$=15，拉伸参考点为（u_0=-1，F_0=0.5），ξ_c=1.2，$F_{c,max}$=3.72，压缩参考点为（u_0=-4.5，F_0=0.001）。钢筋的材料参数为：密度7 890 kg/m^3，弹性模量2.0×10^5 MPa，泊松比0.27，屈服强度标准值为400 MPa。采用分离式建模方法，将钢筋内嵌至混凝土中，以确保两者变形的协调性。弹丸与靶板之间的相互作用通过定义切向摩擦行为（摩擦系数为0.2）和法向硬接触实现，利用“动力/显式”分析步骤模拟整个冲击过程，时间步长为10^{-4}。

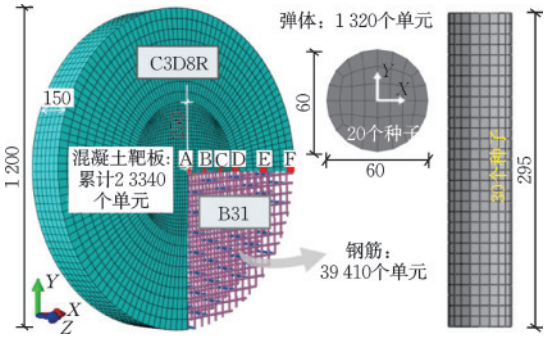


图1 网格划分详图

Fig.1 Detailed mesh division

2.1.2 网格敏感性分析

以工况三（靶板厚150 mm，冲击速度187 m/s）为例进行网格敏感性分析以评估网格密度对模拟结果的影响。靶板和弹体均采用C3D8R单元，弹体沿纵向划分为30层。由于靶板为圆形，需预先切割以生成六面体网格，并通过改变圆周的种子数来调整整体网格密度。根据网格划分原则（弹体的网格密度应小于靶板的网格密度），设定边界初始种子数为60个，并逐步增加至100、140和180个。数值

模拟结果如图2及图3所示，结果显示圆周种子数不足会显著弱化应力波传播的梯度特征，这主要是由于在显式动力学计算中，较粗的网格会产生强烈的数值耗散，使由冲击产生的高频应力波被削减，进而导致混凝土损伤区域范围扩大，背面层裂破坏范围与试验观测结果存在明显偏差。相反，过高的网格种子数虽能提升精度，但会显著降低计算效率。经网格敏感性分析，最终确定本研究的最优种子密度为0.137个/立方厘米。该密度设置可确保等效塑性应变场和损伤分布收敛于稳定解，提升破坏模式预测的可靠性；同时，在保证结果精度的前提下，有效兼顾了计算效率。

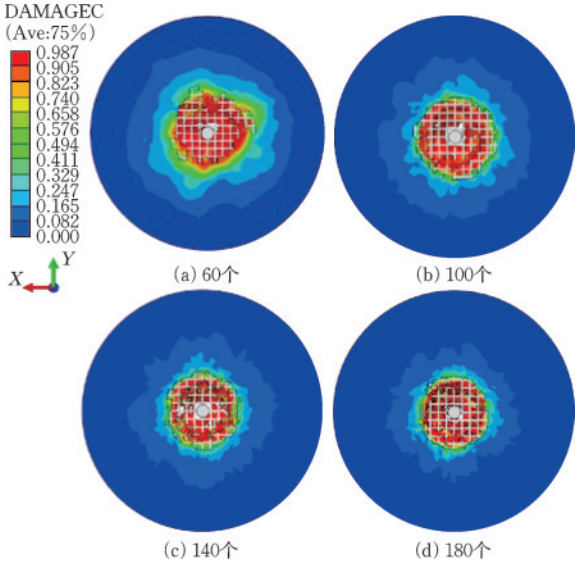


图2　混凝土受压损伤云图(正面)

Fig.2　Contour map of concrete compressive damage (front)

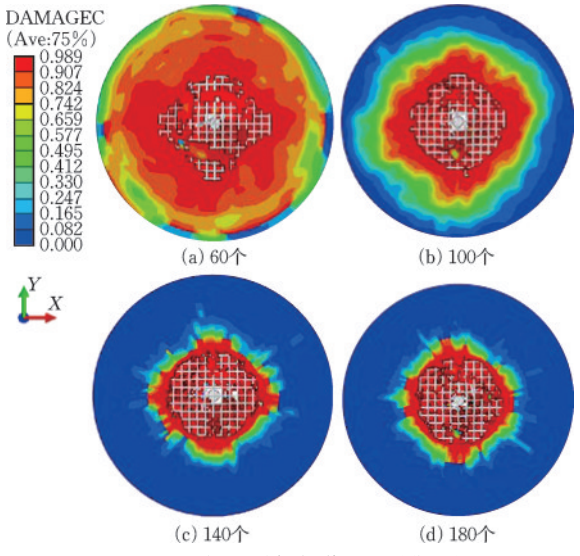


图3　混凝土受拉损伤云图(背面)

Fig.3　Contour map of concrete tensile damage (back)

在数值模拟中，单元类型的选择直接影响计算结果的精度与效率。Abaqus中常用的结构化网格单元包括六面体单元和四面体单元。六面体单元凭借其规则的几何特性，在规则几何或各向异性材料模型中表现出较高的计算精度。但其对复杂几何的适应性有限，需要依赖高质量的映射网格划分技术，显著增加了前处理时间。相比之下，四面体单元的非结构化网格的特性使其能够快速生成复杂几何模型的离散化网格。基于上述优缺点，本研究对模型的内部区域分别采用六面体和四面体单元进行网格划分(如图4、5所示)。模拟结果显示，尽管四面体单元在计算效率上具有优势，但在冲击区域的破坏程度明显低于实际试验观测值，其原因在于常规四面体单元在侵彻大变形下易因体积自锁使其刚度增大而低估损伤程度，而选用的六面体单元能有效缓解此问题。因此，对于几何结构相对简单的靶板，优先选择六面体单元以提升计算结果的精度。

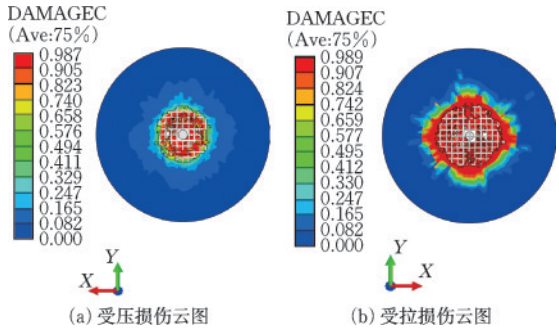


图4　六面体单元损伤模拟情况图

Fig.4　Damage simulation using hexahedral elements

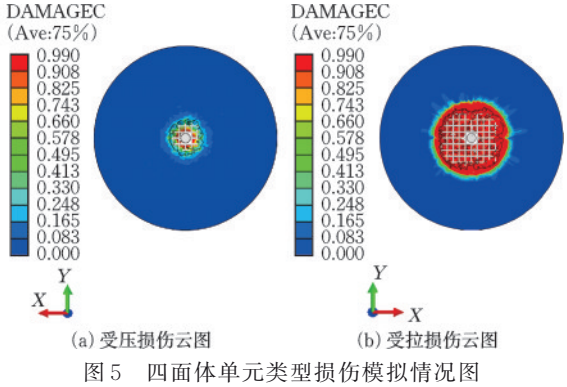


图5　四面体单元类型损伤模拟情况图

Fig.5　Damage simulation using tetrahedral elements

综上所述，通过对不同影响因素的研究，最终确定网格划分方案如下：靶板中心半径为250 mm的区域内进行网格加密，其余区域网格稀疏，种子密度为0.137个/立方厘米。基于此方案，确定最终的单元数量为：混凝土板23 340个单元，钢筋39 410个单元，弹体1 320个单元。其他模型参数设置与

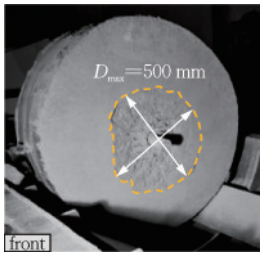
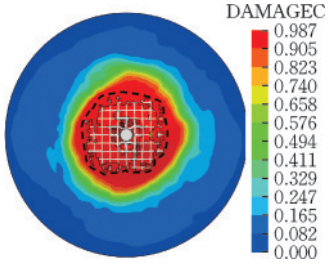
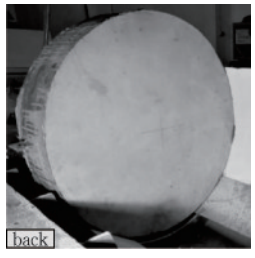
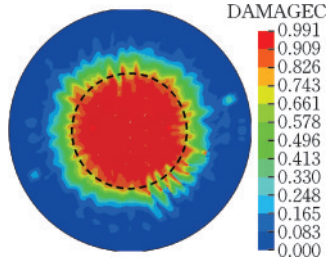
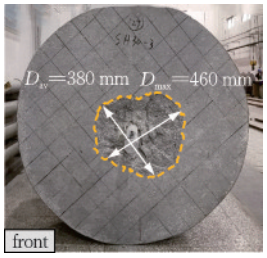
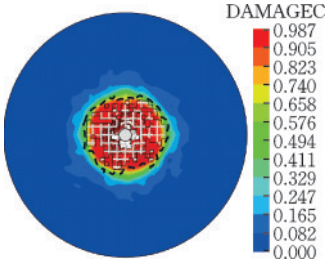
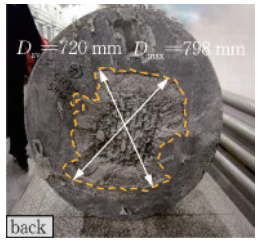
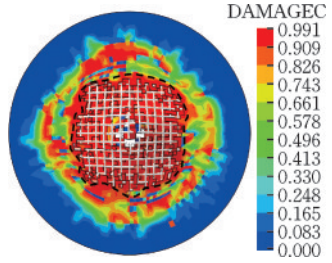
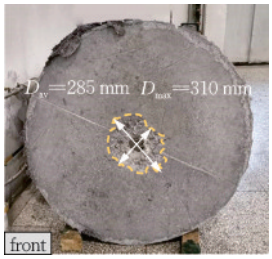
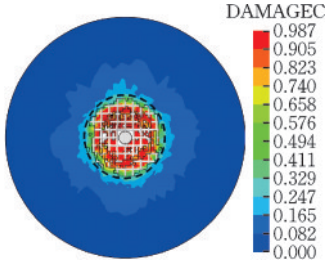
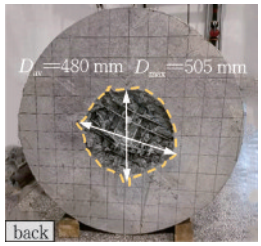
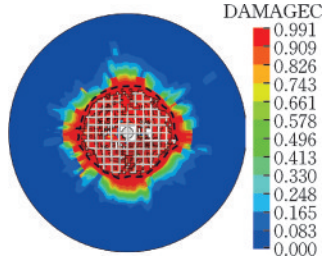
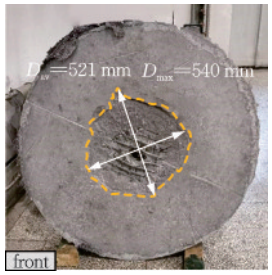
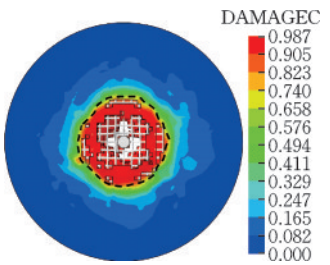
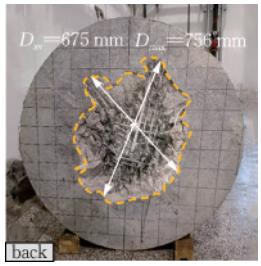
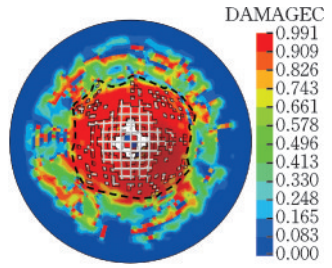
网格敏感性分析部分保持一致。

2.2 模拟结果与试验结果对比

宋孟燕等[42]试验中的四种工况下与数值模拟破坏模式的对比如表1所示。试验结果表明，钢筋混凝土靶板在弹体冲击下的破坏模式呈现显著特征。以工况二（初速216 m/s，靶板厚度300 mm）为例进行分析：弹体未穿透靶板，弹坑破坏形状为椭圆形。靶板正面受直接冲击作用，发生混凝土压缩崩落，平均直径460 mm；靶板背面则因应力波传播至自由面引发拉伸破坏，导致大面积混凝土剥落，平均直径720 mm。其他三种工况靶板正面破坏特征与此相似，均表现为靶板正面无明显可见裂纹，但伴有混凝土崩落现象。然而，各工况在弹体侵彻模式及靶板背面破坏特征上存在显著差异：工况四（初速280 m/s，靶板厚度300 mm）的贯穿破坏效应更为显著，钢筋网因受到弹丸的冲击而发生塑性屈曲，背部混凝土崩落区平均直径较工况二减小45 mm；工况三（初速187 m/s，靶板厚度150 mm），弹体未穿过靶板，肉眼可见贯通弹道。混凝土崩落程度较工况二显著降低，靶板正面及背面混凝土崩落半径分别减小236 mm、195 mm，减小幅度均超过25%；工况一（初速300 m/s，靶板厚度500 mm）弹体仅嵌入靶板，破坏形式表现为独特的“正面开坑—背面完整”特征，该特征的形成机制与初始压缩波和迎撞面反射拉伸

表1 试验与数值模拟结果对比

Table 1 Comparison between experimental and numerical simulation results

工况	破坏模式			
	正面		背面	
	试验	模拟	试验	模拟
一				
二				
三				
四				

波的耦合作用密切相关。综合弹体侵彻深度及靶板正背面的损伤演化特征，可将这四种工况的破坏模式定义为：侵入破坏（工况一）、侵彻震塌（工况二）、临界贯穿（工况三）以及贯穿（工况四）。

基于混凝土率相关本构模型，建立了与试验对应的四种工况的数值模型。从破坏模式、损伤范围、侵彻深度及开坑尺寸关键参数结果对比分析，见表1、2。鉴于混凝土材料在高速冲击条件下表现出显著的非均质性和随机损伤特征，同时侵彻过程高度非线性，已有研究指出，在弹丸侵彻混凝土结构的数值模拟中，关键参数的相对误差控制在20%～30%，通常被认为是合理且可接受的[25,29]。对于工况四中正面开坑直径相对误差偏高的现象，主要是由于建模过程中未考虑骨料的存在，在工况冲击速度极高的情况下，使得正面混凝土在极高应变率下的损伤累积与破碎过程在数值模型中不可避免地被简化，进而难以精准再现骨料的真实破碎行为。通过对比数值模拟结果与试验数据吻合良好，验证了数值模拟方法的有效性。图6展示了工况二不同时刻混凝土靶板的剖面损伤云图，结果显示：该工况下所呈现的破坏形态为喇叭口型的破坏形状。在弹体侵彻靶板过程中，弹体前方产生的球面压缩波沿侵彻方向传播，并先于弹体到达靶板背面。该压缩波在背面反射形成拉伸波，并向靶板内部反向传播。在此应力波作用下，靶板内部产生径向和环向裂纹。随着应力波的进一步传播，裂纹互相贯通导致部分块体从靶体上剥离，最终在靶板背面形成震塌喇叭口型，这与试验现象分析所呈现的结果是一致的。

表2　试验与模拟结果对照表

Table 2　Comparison between experimental and simulation results

工况		靶板厚度/mm	冲击速度/($m\cdot s^{-1}$)	剩余速度/($m\cdot s^{-1}$)	侵入深度/mm	正面开坑直径/mm		背面开坑直径/mm		破坏模式
						平均	最大	平均	最大	
一	试验	500	300	0	172		500	0	0	侵入破坏
	模拟			0	181		438	0	0	
	相对误差/%			0	5.2		12.4	0	0	
二	试验	300	216	0	59	380	460	720	798	侵彻震塌
	模拟			0	68	380	431	687	710	
	相对误差/%			0	15	0	6.3	4.6	11	
三	试验	150	187	0.15	172	285	310	480	505	临界贯穿
	模拟			0.12	176	341	370	467	487	
	相对误差/%			20	2.3	19.6	19.4	2.7	3.6	
四	试验	300	280	6	300	521	540	675	756	贯穿
	模拟			4.9	300	398	416	624	642	
	相对误差/%			18.3	0	23.6	23	7.6	15.1	

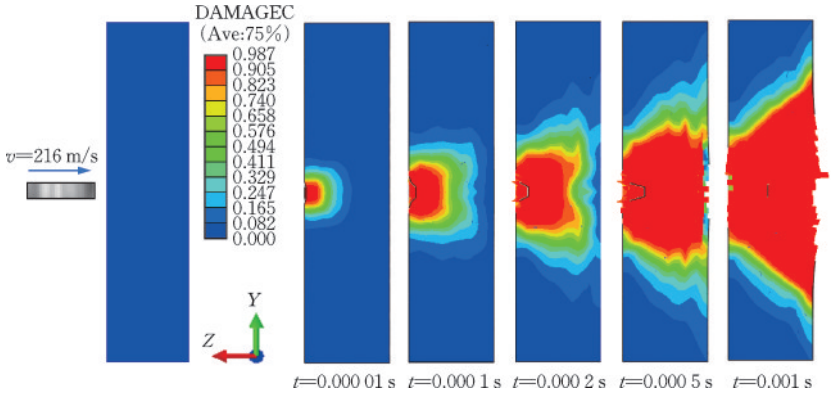


图6　工况二不同时间下混凝土受压损伤变化

Fig. 6　Variations in concrete compressive damage at different times in case 2

3　靶板的动力响应分析

基于特征单元（A-F）的响应数据，分析了弹体侵彻钢筋混凝土靶板过程中应变与应变率的时程演化规律。通过应变—时间曲线，揭示应力波在靶板内的传播、反射与叠加诱发的应变分布特征（正面以压应变为主，背面以拉应变为主）。同时结合

应变率—时间曲线及动态增长因子(DIF)变化情况,分析侵彻过程不同阶段的变形速率特性与应变率强化效应的空间分布规律。

3.1 应变时程演化规律

提取四种典型侵彻工况下迎撞面与背撞面所选取的六个特征单元(A-F)的应变—时间响应曲线(特征单元空间分布详见图1)如表3所示。表3显示,所选特征单元的压主对数应变幅值大于拉主对数应变幅值。在工况一(板厚500 mm,初速300 m/s)中,迎撞面特征单元A的主对数应变为负值,达到了0.07,其余特征单元主对数应变为正值且幅值均小于0.05;背撞面特征单元A的背面主对数应变为正值,幅值为0.03,显著高于其余特征单元的幅值。在工况二(板厚300 mm,初速216 m/s)中,迎撞面特征单元A的主对数应变幅值达到了−0.18,其余单元幅值与工况一相似,不同的是背面特征单元E的幅值最大,达到了0.1。在工况三(板厚为150 mm,初速为187 m/s)中,迎撞面特征单元F的主对数应变幅值达到了−0.18,相比于厚板来说,薄靶板的边界约束效应更为明显,表现为远离冲击中心单元的主对数应变值显著增大。在工况四(板厚300 mm,初速280 m/s)中,特征单元A的主对数应变幅值相比工况二提高了0.01,且随着冲击速度的增加,其余单元的幅值也显著提高。

综合分析四种工况,在空间分布呈现显著的双模态特征:混凝土正面的特征单元以压缩变形为主,且弹体直接冲击单元压应变较大,并普遍随径向距离增大而衰减;而背面的特征单元主要表现为拉伸变形。该现象源于冲击力学原理:弹体冲击瞬间,冲击力在接触区域激发压缩波并向背面传播,导致正面单元主要承受压应力。当压缩波传播至背面时发生反射,形成拉伸波反向传播,使背面单元处于拉应力。在时间维度呈现了时序的递进性,即压缩峰值先于拉伸峰值出现,但随工况不同出现了显著的差异,对应应力波直达—反射传播过程,其时差隐含波速特性且随板厚增大而延长。对参数敏感性分析进一步表明:冲击速度增大会同步提升正/背面应变幅值并加速响应进程,而板厚增加可有效抑制背面拉伸应变,延迟其峰值时间。上述时空规律为混凝土动态本构建模与抗冲击优化设计提供了理论依据。

3.2 应变率时程演化规律

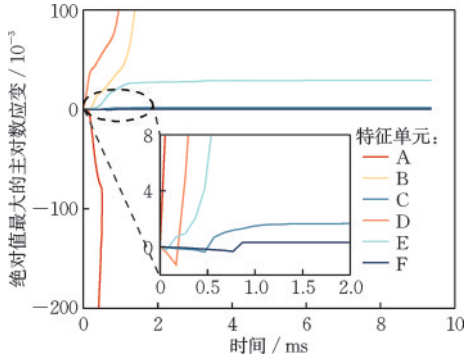
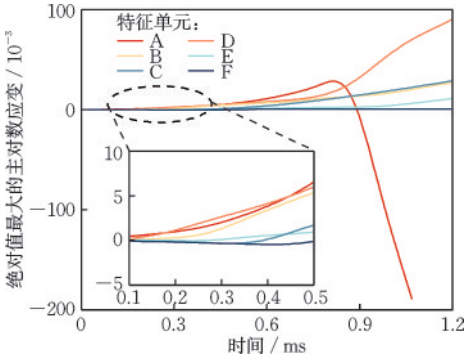
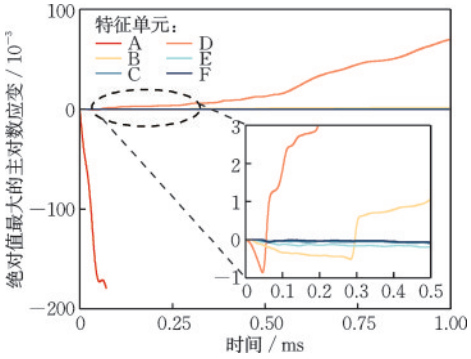
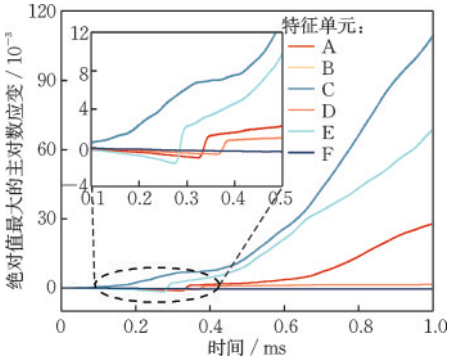
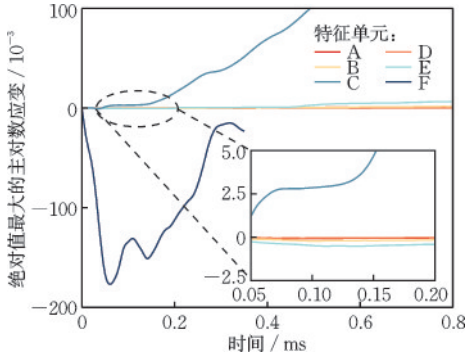
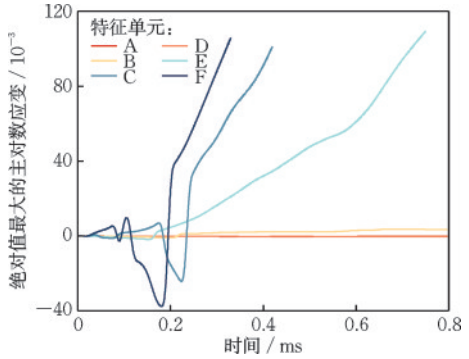
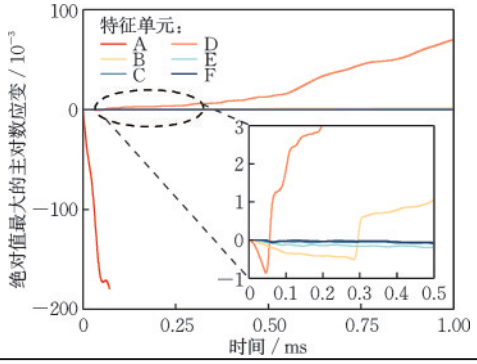
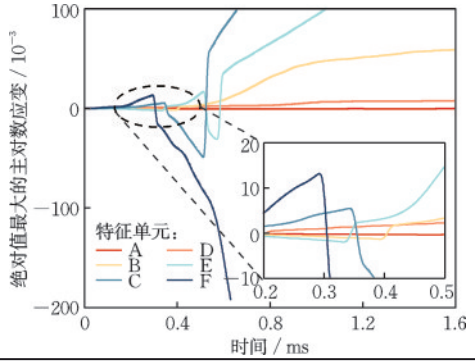
应变率是描述混凝土变形速率的关键物理量,定义为混凝土中某单元的应变随时间的变化率,数学上表示为$\dot{\varepsilon}=\mathrm{d}\varepsilon/\mathrm{d}t$,单位为$\mathrm{s}^{-1}$。通过对工况二(初速216 m/s,板厚300 mm)绝对值最大的主对数应变—时间曲线求导,可以得到应变率与时间的关系曲线,如图7所示。

通过对应变率时程曲线演化特征的综合分析,变化趋势可划分为以下三个阶段:初始冲击阶段:弹体与靶体接触瞬间,局部应力急剧攀升,引发高频应力波,导致应变率迅速飙升并达到峰值。受初始应力波激发及接触力突变影响,应变率曲线会出现短时间的高频振荡。应力波传播阶段:应力波在靶板内传播、反射与叠加,形成复杂动态应力场。受应力波影响,应变率呈“震荡衰减”态势。结构破坏阶段:混凝土出现开裂、剥落,钢筋发生屈服或断裂。此阶段应变率逐渐趋于平稳。弹体停止运动后,应变率趋近0,而残余变形区域可能维持低应变率状态。进一步分析不同空间位置特征单元的应变率变化可知:应变率峰值出现的时间随距冲击点距离的增大呈现交替延迟现象,相邻峰值的时间间隔约为0.04 ms。同时靶板正面直接冲击单元应变率最大,达5 000/s^{-1}以上,靶板背面特征单元应变率值显著低于正面特征单元。距离冲击中心越远,应变率值越低,边缘处特征单元(F)的应变率在整个过程中始终在0附近波动。

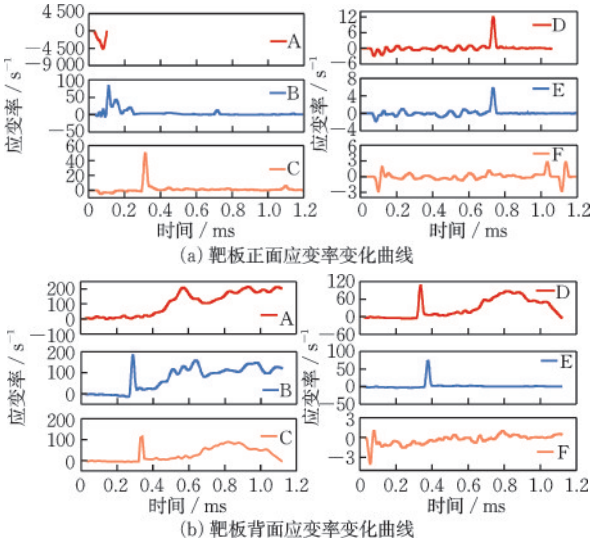
将获取的应变率数据代入公式(6),得到动态增长因子与时间的关系,如图8所示。对于特征单元D、E、F来说,其DIF值基于动态S准则确定,表示屈服面随应变率的瞬时扩大倍数,为材料本征属性,即使未达破坏强度,仍能准确描述瞬时强化效应,并非仅指破坏后的静动态强度比。结果显示,靶板正面冲击中心的特征单元A,其压缩动态增长因子可达最大值4.1,并一直保持至破坏;远离中心的特征单元,其动态增长因子在1~2波动,且小于特征单元A处的数值。拉伸状态下,靶板正面特征单元B的动态增长因子最大,最大值为3.99,且远离中心特征单元的动态增长因子逐渐减小。靶板背面特征单元F的动态增长因子最大,达4.83。随着应力波向靶板背面传播,靶板背面混凝土特征单元的压缩动态增长因子显著突增,随后拉伸动态增长因子迅速上升直至破坏。

表 3　不同工况下特征单元绝对值最大的主对数应变

Table 3　Principal logarithmic strain with maximum absolute value for characteristic elements under different operating conditions

工况	特征单元绝对值最大的主对数应变	
	正面	背面
一		
二		
三		
四		

对比靶板正、背面特征单元的DIF差异表明：靶板正面直接承受弹体侵彻，局部应变率极高，动态增长因子也高，引发显著的应变率强化效应。剧烈的波动反映弹体与混凝土接触瞬间的复杂相互作用，出现骨料破碎、裂缝瞬时扩展现象。而应力波传播至背面时已衰减，动态增长因子显著降低。损伤主要由弯曲应力波和层裂效应引起，非直接冲击，因此DIF增幅较小。

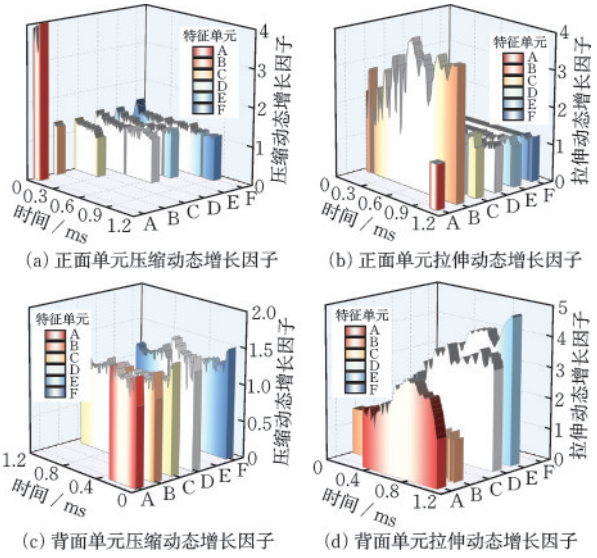


(a) 靶板正面应变率变化曲线

(b) 靶板背面应变率变化曲线

图7　靶板应变率变化曲线

Fig.7　Variation curves of strain rate in target plate



(a) 正面单元压缩动态增长因子　(b) 正面单元拉伸动态增长因子

(c) 背面单元压缩动态增长因子　(d) 背面单元拉伸动态增长因子

图8　靶板特征单元动态强度增长因子时程曲线

Fig.8　Time-history curves of dynamic strength increase factors for characteristic elements in target plate

4　结　论

通过引入有效硬化函数、多轴损伤变量和S型率相关强度准则，改进了混凝土塑性损伤本构模型，并耦合钢筋柔性损伤模型，结合试验与数值模拟研究钢筋混凝土靶板侵彻问题，得到了以下结论：

(1)改进后的本构模型弥补了传统模型在应变率效应、损伤演化及硬化/软化行为描述上的不足。数值模拟结果与试验数据高度吻合，显著提升了对混凝土在极端动态载荷下复杂力学行为的描述能力，验证了模型的有效性。

(2)靶板厚度与冲击速度共同决定了靶板的破坏模式(侵入、侵彻震塌、临界贯穿、贯穿)。薄靶板(150 mm)在低速冲击(187 m/s)下呈现临界贯穿特征，而厚靶板(500 mm)在高速冲击(300 m/s)下以侵入为主。靶板的正面受冲击作用使得混凝土以受压破坏为主，背面因应力波传播导致的压缩—拉伸波叠加而使混凝土以受拉破坏为主，动态强度显著提升(正面压缩强度达静强度4.1倍，背面拉伸强度最大增幅4.83倍)，剖面的破坏呈现为喇叭口破坏形态。此外，应变率时程呈现三阶段演化规律：初始冲击阶段迅速飙升至5 000 s^{-1}，应力波传播阶段呈震荡衰减，结构破坏阶段趋于平稳。

研究明确了不同工况下靶板的破坏形态与动态响应特征，为反应堆安全壳等关键防护结构的抗冲击优化设计提供了坚实的理论支撑。采用改进的混凝土塑性损伤本构模型进行冲击问题研究，可为核电站安全壳应对飞机撞击等极端威胁的安全性评估提供重要的理论依据。

参考文献：

[1] Almusallam T, Al-Salloum Y, Alsayed S, et al. Effect of CFRP strengthening on the response of RC slabs to hard projectile impact [J]. Nuclear Engineering and Design, 2015, 286: 211-226.

[2] Lee S, Kim C, Yu Y, et al. Effect of reinforcing steel on the impact resistance of reinforced concrete panel subjected to hard-projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2021, 148: 103762。

[3] 孔建伟，刘君. CPR1000核电厂安全壳撞击试验研究[J]. 工业建筑，2017，47(1)：21-26.
Kong J W, Liu J. Impact tests of containment vessel for CPR1000 nuclear power plant [J]. Industrial Construction, 2017, 47(1): 21-26. (in Chinese)

[4] Francesconi L, Pani L, Stochino F. Punching shear strength of reinforced recycled concrete slabs [J]. Construction and Building Materials, 2016, 127: 248-263.

[5] Xu X Z, Ma T B, Wang Z H. A theoretical model of rigid projectile perforation of concrete slabs using the energy method [J]. Science China Technological Sciences, 2018, 61(5): 699-710.

[6] Liu J, Wu C Q, Chen X W. Numerical study of ultra-high performance concrete under non-deformable projectile penetration [J]. Construction and Building Materi-

als, 2017, 135: 447-458.

[7] Zhou L, Li X J, Yan Q S, et al. Study on the dynamic response of reinforced concrete nuclear containment under the impact of large aircraft [J]. Nuclear Engineering and Design, 2024, 417: 112880.

[8] Canfield J A, Clator I G. Development of a scaling law and techniques to investigate penetration in concrete: NWL Report No. 2057 [R]. Dahlgren: U. S. Naval Weapons Laboratory, 1966.

[9] Kojima I. An experimental study on local behavior of reinforced concrete slabs to missile impact [J]. Nuclear Engineering and Design, 1991, 130(2): 121-132.

[10] Iqbal M A, Rajput A, Bhargava P. Plain and reinforced concrete targets subjected to projectile impact [J]. Procedia Engineering, 2017, 173: 138-144.

[11] Kamal I M, Eltehewy E M. Projectile penetration of reinforced concrete blocks: Test and analysis [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2012, 60(1): 31-37.

[12] 王可慧. 高速弹体侵彻混凝土靶研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2011.
Wang K H. Study of high velocity projectile penetrating concrete target [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2011. (in Chinese)

[13] 汪斌, 曹仁义, 谭多望. 大质量高速动能弹侵彻钢筋混凝土的实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(1): 98-102.
Wang B, Cao R Y, Tan D W. Experimental study on penetration of reinforced concrete by a high-speed penetrator with large mass[J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(1): 98-102. (in Chinese)

[14] 于洋洋. 动能弹贯穿有限厚钢筋混凝土靶体的试验研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2011.
Yu Y Y. Perforation of finite thickness reinforced concrete targets with kinetic energy projectile [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2011. (in Chinese)

[15] Whiffin A C. Seventeenth interim report on concrete for defence works: The effect of sectional density on the penetration into concrete of armour-piercing shot and the derivation of a general penetration formula: MOS 311[R]. Harmondsworth: Road Research Laboratory, 1944.

[16] Chang W S. Impact of solid missiles on concrete barriers [J]. Journal of the Structural Division, 1981, 107(2): 257-271.

[17] Hughes G. Hard missile impact on reinforced concrete [J]. Nuclear Engineering and Design, 1984, 77(1): 23-35.

[18] Young C W. Penetration equations: SAND97-2426 [R]. Albuquerque: Sandia National Laboratories, 1997.

[19] Kamran, Khan M M, Iqbal M A. An experimental investigation of plain, reinforced, and prestressed concrete slabs subjected to non-deformable projectile impact [J]. Engineering Failure Analysis, 2024, 159: 108090.

[20] Abolhassani A, Peyman S, Eskandari A, et al. Experimental and numerical study on reinforced concrete slab subjected to open and closed-end drop weight impact [J]. Results in Engineering, 2025, 27: 106364.

[21] Mizushima Y, Iino N. Behavior of thin reinforced concrete slabs and effect of reinforcement bars subjected low-velocity impact[J]. Structures, 2022, 38: 832-847.

[22] Patel P, Bodda S S, Gupta A. Modeling the behavior of reinforced concrete slabs subjected to impact [J]. Nuclear Engineering and Design, 2021, 385: 111512.

[23] Yan L, Chen L, Chen B Y, et al. Analysis and evaluation of suitability of high-pressure dynamic constitutive model for concrete under blast and impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 195: 105145.

[24] 李亮, 潘蓉, 朱秀云. 飞机撞击反应堆安全壳的有限元分析[J]. 电力建设, 2013, 34(8): 77-80.
Li L, Pan R, Zhu X Y. Finite element analysis of aircraft crashing onto nuclear reactor containment[J]. Electric Power Construction, 2013, 34(8): 77-80. (in Chinese)

[25] Tu Z G, Lu Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(1): 132-146.

[26] 汤胜文. 核电站外安全壳冲击荷载与冲击响应研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2014.
Tang S W. Study on impact load and impact response of nuclear power plant outer containment[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014. (in Chinese)

[27] Li L F, Tang T, Wei Z B, et al. Assessment of typical concrete material models used in simulation of concrete slab under blast in air[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019, 562(1): 012016.

[28] Takazawa H, Hirosaka K, Miyazaki K, et al. Numerical simulation of impact loading for reinforced concrete wall [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2018, 167: 66-71.

[29] 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 En-

gineering, 2017, 108: 217-228.

[30] Zhou X, Lu D C, Du X L, et al. A 3D non-orthogonal plastic damage model for concrete[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2020, 360: 112716.

[31] Wang G S, Lu D C, Du X L, et al. A true 3D frictional hardening elastoplastic constitutive model of concrete based on a unified hardening/softening function [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2018, 119: 250-273.

[32] Fassin M, Eggersmann R, Wulfinghoff S, et al. Gradient-extended anisotropic brittle damage modeling using a second order damage tensor-Theory, implementation and numerical examples [J]. International Journal of Solids and Structures, 2019, 167: 93-126.

[33] Wang G S, Lu D C, Zhou X, et al. A stress-path-independent damage variable for concrete under multiaxial stress conditions [J]. International Journal of Solids and Structures, 2020, 206: 59-74.

[34] Hao Y, Hao H, Jiang G P, et al. Experimental confirmation of some factors influencing dynamic concrete compressive strengths in high-speed impact tests [J]. Cement and Concrete Research, 2013, 52: 63-70.

[35] Hartmann T, Pietzsch A, Gebbeken N. A hydrocode material model for concrete [J]. International Journal of Protective Structures, 2010, 1(4): 443-468.

[36] Karam G, Tabbara M. Hoek-brown strength criterion for actively confined concrete [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2009, 21(3): 110-118.

[37] Li J, Jin L, Du X L. Static-dynamic universal strength criterion for concrete material [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2023, 149: 04022084.

[38] Shang S M, Song Y P. Dynamic biaxial tensile-compressive strength and failure criterion of plain concrete [J]. Construction and Building Materials, 2013, 40: 322-329.

[39] Stolarski A. Dynamic strength criterion for concrete [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, 130 (12): 1428-1435.

[40] Yu S S, Lu Y B, Cai Y. The strain-rate effect of engineering materials and its unified model [J]. Latin American Journal of Solids and Structures, 2013, 10(4): 833-844.

[41] Lu D C, Wang G S, Du X L, et al. A nonlinear dynamic uniaxial strength criterion that considers the ultimate dynamic strength of concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 103: 124-137.

[42] 宋孟燕, 蒋迪. 核电厂高配筋率钢筋混凝土结构高速冲击试验及数值模拟研究[J]. 原子能科学技术, 2021, 55(增2): 228-234.
Song M Y, Jiang D. High-speed impact test and numerical simulation research on reinforced concrete structure with high ratio in nuclear power plant [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2021, 55 (Sup2): 228-234. (in Chinese)

（本文编辑：池营营）