爆 炸 与 冲 击
Explosion and Shock Waves
DOI：10.11883/bzycj-2025-0171

高温与冲击耦合作用下超高性能混凝土的动态力学特性与本构方程*

张臣[1]，高飞[1]，何睿[1]，王振[1]，张国凯[2]

（1.南京理工大学机械工程学院，江苏 南京 210094；2.南京理工大学安全科学与工程学院，江苏 南京 210094）

摘 要：为研究超高性能混凝土（Ultra-High Performance Concrete， UHPC）在高温-爆炸冲击耦合作用下的动态力学特性，采用高温分离式霍普金森压杆（Split Hopkinson Pressure Bar， SHPB）试验系统，开展了 25~600 ℃温度及 90~200 s^{-1} 应变率范围内 C140 UHPC 单轴压缩试验，系统分析了高温与冲击耦合作用下材料的强度、应变、韧性、应力-应变关系及破坏形态，揭示了温度与应变率效应对其动态力学性能的影响规律，并基于温度效应修正了 Holmquist-Johnson-Concrete（HJC）本构模型屈服面。结果表明：UHPC 在高温动态压缩下表现出显著的应变率强化效应，但高温同时劣化其力学性能；材料应变能力与韧性演化规律源于温度效应与应变率效应的协同作用；在相同温度下，提高应变率可加剧 UHPC 的破坏程度。当温度超过 400 ℃时，UHPC 基体劣化及钢纤维氧化致使材料整体呈现脆性破坏特征，然而其局部芯部仍保持完整并具有显著残余承载能力；修正后的 HJC 屈服面适用于该类材料在高温与冲击耦合作用下的动态力学性能研究。研究成果可为军民防护工程安全设计与评估提供理论依据与数据支撑。

关键词：超高性能混凝土；高温 SHPB 试验；温度效应；应变率效应；动态力学性能；

中图分类号：O347.3　　**国标学科代码**：130.353　　**文献标识码**：A

Research on dynamic mechanical properties and constitutive model of ultra-high performance concrete under coupled high temperature and impact effects

ZHANG Chen[1]，GAO Fei[1]，HE Rui[1]，WANG Zhen[1]，ZHANG Guokai[2]

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;
2. School of Safety Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;)

Abstract: Ultra-High Performance Concrete (UHPC), featuring high strength and toughness, is applied in military-civilian protective engineering. During service, it endures both static loads and coupled high-temperature impact effects; clarifying its mechanical behavior under such coupling provides data support for protective structure design. To investigate the dynamic mechanical properties of UHPC under coupled high-temperature and explosive impact effects, a 75 mm-diameter high-temperature Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) test system was employed, incorporating a heating furnace with a precise temperature control protocol. This system ensured accurate regulation of test temperatures and reliable transmission of impact loads, overcoming the technical challenge of simulating high-temperature impact coupling environments. Prior to formal tests, C140 UHPC specimens were fabricated in accordance with standard protocols, with strict control of mix proportioning, casting, and curing regimes to guarantee material homogeneity. Uniaxial compression tests were conducted over a temperature range of 25–600 °C, where four key temperature points (25, 200, 400, 600 °C) were selected to encompass the typical thermal response range of UHPC in protective engineering scenarios. For each temperature level, dynamic loading was applied at strain rates of 90–200 s^{-1}, a range aligning with the strain rate characteristics of explosive impact on protective structures. During testing, a

*收稿日期：2025-06-10；　修回日期：2025-09-15；
基金项目：国家自然科学基金（12002171）；中央高校基本科研业务费专项资金资助（30925010503）；
第一作者：张　臣（1998－　），男，硕士研究生. E-mail: zxc199_567@163.com；
通信作者：高　飞（1990－　），男，博士，副教授，硕士生导师. E-mail: gaofei5257@njust.edu.cn。

high-frequency data acquisition system was utilized to capture strain and temperature signals in real time, from which stress-strain relationships of specimens were derived via signal processing techniques including wave shaping, using the two-wave method. Beyond strength and strain metrics, UHPC toughness was quantified using the area under the stress-strain curve. To develop a constitutive model suitable for high-temperature impact conditions, the Holmquist-Johnson-Concrete (HJC) yield surface was modified by integrating temperature-dependent parameters. Finally, numerical simulations were conducted using finite element software, where the modified HJC model was employed to simulate the dynamic compression process of UHPC. Simulated stress-strain curves were compared against experimental results with respect to peak stress, peak strain, and curve morphology to validate the rationality and accuracy of the modified yield surface equation. Results indicate UHPC shows significant strain rate hardening under high-temperature dynamic compression, while high temperature degrades its mechanical properties. Peak strain and toughness evolution stem from synergistic temperature and strain rate effects—peak strain is proportional to strain rate at constant temperature. Toughness slightly increases at 315–375 °C due to hydration, with maximum at 400 °C and minimum at 200 °C under fixed strain rate. Higher strain rate intensifies damage at the same temperature; above 400 °C, matrix degradation and steel fiber oxidation cause overall brittle failure, but the local core remains intact with residual bearing capacity. A temperature softening factor was proposed based on decreasing dynamic elastic modulus with temperature to modify the HJC yield surface. Simulated stress-strain relationships agree well with experiments, confirming the modified equation's applicability. Findings provide theoretical and data support for safety design and evaluation of military-civilian protective engineering.

Keywords: Ultra-High Performance Concrete; High-temperature Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) test; Temperature effect; Strain rate effect; Dynamic mechanical properties

超高性能混凝土（Ultra-High Performance Concrete, UHPC）凭借其“高强度”、“高韧性”、“优异抗渗性”以及“高耐久性”等显著特点，已广泛应用于高温炉窑、高温工业厂房、核反应堆安全壳等军事与民用防护设施[1]。在实际服役环境中，如核工程、安全壳等关键 UHPC 防护结构不仅承受静载荷，还常面临高温与冲击载荷的耦合作用。一旦遭遇火灾、爆炸、武器打击等极端事件（如 2015 年天津港特大火灾爆炸事故等），此类结构因材料力学性能在高温冲击耦合作用下发生劣化[2]，极易引发重大安全事故。因此，深入研究 UHPC 在高温与冲击同步作用下的力学响应，具有重要的科学价值和工程意义。

目前，关于 UHPC 在高温环境下的准静态力学性能研究已取得一定进展。杨婷[3]等通过高温后 UHPC 准静态力学试验发现，其残余抗压强度随经历温度的升高呈先增后降的趋势；Xiong[4]等测试了不同温度下 UHPC 的抗压强度，结果表明温度升至 400 ℃时强度显著降低，超过 500 ℃时力学性能衰减约 40 %，600 ℃时试样表面出现明显剥落；毛振豪[5]等分析了温度对 UHPC 强度的影响规律，指出强度损失率随温度升高呈先降后升的变化特征，尽管临界温度点存在差异。上述研究均聚焦于温度作为单一变量对 UHPC 准静态力学行为的影响。

鉴于混凝土材料固有的应变率敏感性，爆炸冲击载荷会显著提升其应变率水平，而高温作用则通常引发温度软化效应[6,7]，部分学者开始关注应变率效应与温度效应耦合作用下混凝土材料的动态力学性能。Zhang[8]等利用 SHPB 装置研究了高温作用后 UHPC 的动态力学性能，发现其动态抗压强度表现出显著的应变率强化效应，但高温导致钢纤维桥联作用失效，致使其强度降低；王立闻[9]等同样采用 SHPB 技术研究高温处理后的 UHPC，观察到其动态抗压强度、初始弹性模量及能量吸收率均随温度升高而下降。上述研究一致表明，高温显著劣化 UHPC 的动态力学性能，但经高温作用后的材料仍保留显著的应变率效应。

在实际工程场景（如火灾引燃易爆物）中，混凝土结构往往同时承受高温环境与高应变率冲击载荷的实时耦合作用。然而，现有研究主要集中于混凝土材料经历高温并冷却至室温后的力学性能测试[8,9]，针对 UHPC 在高温与高应变率冲击载荷同步作用下的动态力学性能研究相对匮乏。为探究此问

题，Gao[10]、Su[11]等学者尝试在力学试验设备上集成高温加热装置，待 UHPC 试样达到目标温度并保温后直接进行加载，发现高温对试样的力学性能、表观形貌及质量损失均有显著影响。Chen[12]、Yu[13]等则开发了特制的微波加热与自动时序控制的 SHPB 系统，研究了高温高应变率耦合作用下普通混凝土的力学性能，并建立了考虑该耦合效应的本构模型。这些研究均通过创新实验技术，为探索材料在高温环境下的力学性能提供了重要途径。

然而开展更高温度的冲击试验不仅受限于试验技术，还要耗费更多的时间成本，且试验结果重复性一般。但数值技术可以不受限于实验技术，数值模拟结果的准确性主要取决于材料本构模型能否表征其力学行为。为此，国内外学者对混凝土材料在温度和应变率共同作用下的本构关系展开研究。Kou[14]基于 Drucker-Prager 屈服准则建立了考虑应变率强化效应的屈服方程，通过建立损伤准则来表征不同温度和应变率引起的损伤，以同时表征火灾和爆炸作用下混凝土的力学性能。王[15]等采用分段函数的形式构建了超高性能混凝土高温高应变率下的动态本构模型，但模拟效果差距较大。Liang[16]等基于 Weibull 分布建立了损伤变量，并基于元件组合模型建立了统计损伤与粘弹性模型相结合的动态损伤本构模型，更好地描述 UHPC 在高温高应变率下的动力学行为。Zhang[8]通过修正 Z-W-T 本构对高温下的 UHPC 展开研究，研究表明 Z-W-T 模型能够较好地表征 UHPC 在高温高应变率下的力学行为。上述研究通过对现有的损伤模型、本构关系进行修正，以表征材料在高温下动力学行为。

为进一步研究超高性能混凝土（UHPC）在高温和冲击耦合作用下的动力学行为，采用安装了特制程序控温箱装置的分离式霍普金森压杆（SHPB）系统，测试了 C140 UHPC 在 25~600 ℃温度范围及 90~200 s^{-1} 应变率范围内的单轴压缩动态力学性能。基于 SHPB 试验结果，系统分析了温度与应变率效应对 UHPC 动态抗压强度、韧性等关键力学性能的影响规律，并修正了 HJC 本构模型屈服面。

1 材料制备与力学实验

1.1 原材料及配合比设计

采用海螺牌 P Ⅱ 52.5 普通硅酸盐水泥制备 C140 超高性能混凝土，水泥的比表面积为 300 m^2/kg。硅灰和矿粉密度分别为 2.2 g/cm^3、0.3~0.4 g/cm^3。天然砂的平均粒径在 0.2~2 mm，比表面积为 1.3~1.6 g/cm^3，专用型减水剂为聚羧酸减水剂。如图 1 所示，采用长度在 20 mm 左右的镀铜国标平直钢纤维，纤维参数已列于表 1。基于低水胶比与钢纤维增强的 C140 UHPC 配合比见表 2.

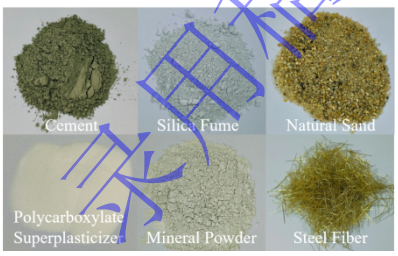


图 1 UHPC 的主要成分

Fig.1 The primary constituents of UHPC

表 1 钢纤维物理参数

Table 1 Physical parameters of steel fibers

直径/mm	长度/mm	密度/($kg·m^{-3}$)	抗拉强度/MPa	弹性模量/MPa
0.2±0.02	20±1	7800	2800	200

表 2 UHPC 配合比/（$kg·m^{-3}$）

Table 2 UHPC mix ratio /（$kg·m^{-3}$）

海螺水泥	硅灰	矿粉	天然砂	减水剂	水	钢纤维

670	143	143	1147	11.4	191	117

1.2 抗冲击试样的制备与设计

抗冲击试样的制备流程如下：

1) 首先依据表 2 配合比精确称量原材料，经低速搅拌 2 min 初步混合后，分阶段拌合 80 %设计用水量及高效减水剂，继续低速搅拌 2 min 至匀质状态。

2) 待拌合物呈现稳定塑性粘度时，掺入剩余 20 %的水与减水剂，直至形成连续浆体。随后在持续搅拌状态下均匀掺入钢纤维，并转入高速搅拌程序 3 min 左右完成最终成型。

3) 将 UHPC 浆体倒入内径为 71 mm，长为 500 mm 的 PC 管中静置五天，拆模后放入 90 ℃高温水浴养护 3 d，UHPC 的性能达到目标要求。

4) 利用机床将步骤 3 中圆柱体试块切割为长 42 mm 的圆饼状试块，并将圆饼状试块的两个平行面打磨抛光，平行度要求在 0.02 ~0.05 mm。图 2 呈现了抗冲击试样的制备流程及终态形貌特征。

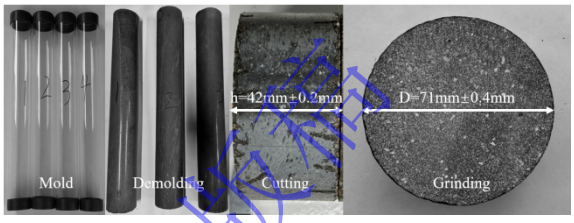


图 2 抗冲击试样的制备

Fig.2 Fabrication of impact-resistant specimen

1.3 试验设备与方法

1.3.1 力学实验设备与 SHPB 原理

静态力学性能测试使用 WAW-1000 型万能试验机（上海三思纵横），测得 UHPC 准静态抗压强度为 147.1 MPa。动态冲击试验设备采用分离式霍普金森压杆系统（合肥姜水），该系统具备 25~1000 ℃温控环境下的动态响应测试能力，设备示意图如图 3 所示。本实验采用直径为 75 mm 的 SHPB 装置，该系统的杆材料为 60Si2Mn，撞击杆、入射杆及透射杆的长度分别为 0.6 m、5 m 和 3 m，密度(ρ)为 7800 kg/m^3，弹性模量(E)为 210 GPa，波速(c)为 5160 m/s 。为避免试验过程中端面摩擦效应影响，冲击试验前在试样与杆接触的两个端面涂抹耐高温的二硫化钼润滑脂（常温时涂抹凡士林）。

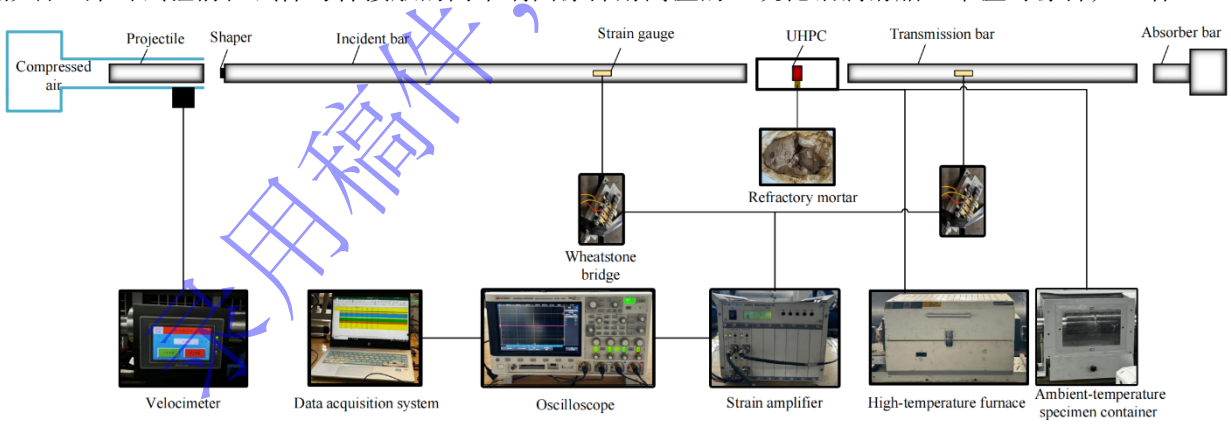


图 3 SHPB 装置示意图

Fig.3 SHPB apparatus schematic diagram

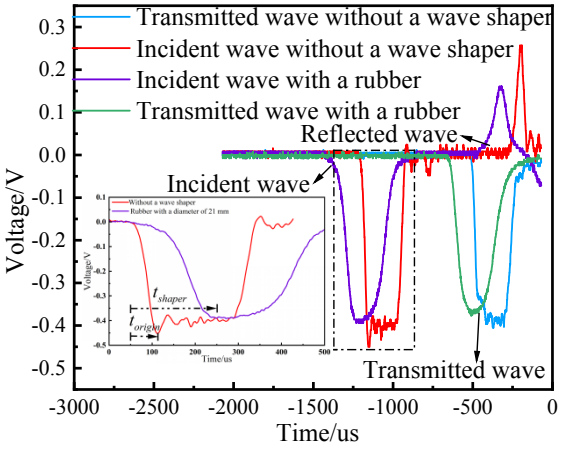


图 4 橡胶整形器修整入射波高频振荡部分

Fig4. The rubber wave shaper modifies the high-frequency oscillations of the incident wave

采用直径为 21 mm，厚 1 mm 的橡胶作为整形器[17]，以降低入射波的高频震荡。图 4 给出了 25 ℃、0.3 MPa 气压和子弹速度为 6.7 m/s 的冲击下，在安装整形器前后，入射和反射波的波形对比图。

梯形波因其特征线线性上升段成为理想入射波形，较长的脉冲升时（从脉冲起始点到峰值点所用的时间）可显著促进试样内部应力平衡[18]。入射波高频振荡分量在安装橡胶脉冲整形器后被有效抑制，其脉冲升时 t_{shaper} 远大于未整形工况，时域特征曲线证实橡胶材料对波形具有显著优化作用。

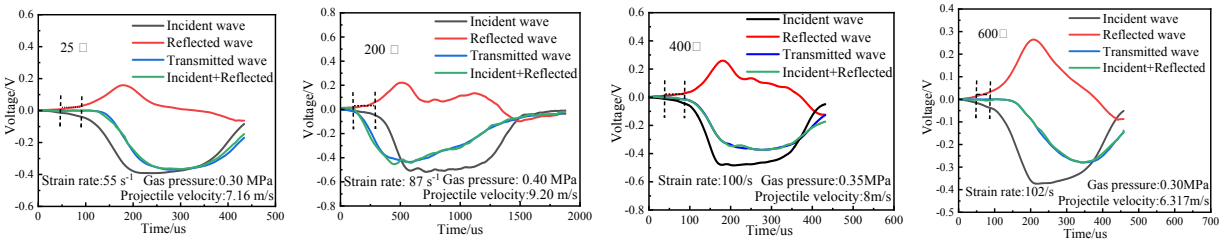
SHPB 动态压缩试验中，子弹撞击入射杆激发应力波传播，基于波阻抗界面匹配理论，应力波在入射杆与试样界面发生透射（至透射杆）与反射（回入射杆）。杆表面粘贴的应变片通过程控放大器与动态应变采集系统同步捕获入射波 $\varepsilon_I(X_I,t)$、反射波 $\varepsilon_R(X_I,t)$和透射波 $\varepsilon_T(X_I,t)$的时程曲线，结合一维应力波理论与应力均匀性假设，计算试样的应力$\sigma_s(t)$、应变$\varepsilon_s(t)$和应变率 $\dot{\varepsilon}_s(t)$。SHPB 装置实验数据处理的基本公式[19]：

$$\begin{cases}\sigma_s(t)=\dfrac{EA_0}{2A_s}\left[\varepsilon_T(X_T,t)+\varepsilon_I(X_I,t)+\varepsilon_R(X_I,t)\right]\\ \varepsilon_s(t)=\dfrac{c}{l_s}\displaystyle\int_0^t\left[\varepsilon_I(X_I,t)-\varepsilon_T(X_T,t)-\varepsilon_R(X_I,t)\right]dt\\ \dot{\varepsilon}_s(t)=\dfrac{c}{l_s}\left[\varepsilon_I(X_I,t)-\varepsilon_T(X_T,t)-\varepsilon_R(X_I,t)\right]\end{cases}\tag{1}$$

式(1)中，E 为杆的弹性模量，A_0为杆的横截面积，c 为应力波在杆中的传播速度，A_s为试样的横截面积，l_s为试样的长度。对于整个入射、反射和透射波形而言，试样应力达到了均匀时，则有：

$$\varepsilon_T(X_T,t)=\varepsilon_I(X_I,t)+\varepsilon_R(X_I,t)\tag{2}$$

二波法[17]由式(1)与式(2)联立得到。图 5 给出了 25~600 ℃下 0.30~0.40 MPa 气压冲击后入射波、反射波与透射波的关系图，发现试样在 25~600 ℃的冲击下试样内部近似达到了应力平衡状态，采用二波法计算试件的应力应变关系。混凝土破坏应变小，本文通过提高试件两端面的平行度和使用高硬度垫块，避免应力集中导致提前破坏，能够在部分弹性段及屈服段保持恒应变率加载[20]。图 5 中虚线部分近似为恒应变率，利用虚线范围内的反射波计算试件的平均应变率。如图 5(a)和(c)所示，在入射波卸载段和透射波上升段，由于试件破坏不再满足应力平衡条件，则选取入射波卸载段和透射波上升段前的应力应变关系来表征 UHPC 在恒应变率下的动力学行为。



(a) 25 ℃ (b) 200 ℃ (c) 400 ℃ (d) 600 ℃

图 5 25~600 ℃下 0.30~0.40 MPa 气压冲击试样的应力平衡图

Fig5. Stress equilibrium diagram of specimens subjected to 0.30~0.40 MPa gas pressure impact under 25~600 ℃

1.3.2 试验方法

SHPB 动态压缩试验共设置四组温控工况（25/200/400/600 ℃）与五种应变率（90/110/130/160/200 s^{-1}），每组工况至少进行 3 次重复试验，试样重复性偏差控制在±5 %以内。高温条件由合肥姜水实验室设计的 BTF-1200C 加热炉搭建，如图 3 所示，该加热炉内部有一个直径为 102 mm，长为 640 mm 的炉管。高温试验时沿试样周向 180°包裹一层具有耐高温及支撑作用的耐火泥送入钢管中部，钢管两端塞入玻璃纤维耐火棉后，启动加热炉加热 UHPC 试样至目标温度。

基于超高性能混凝土高温爆裂敏感性控制要求[21]，采用程序控温箱以 4 ℃/min 的升温速度加热试件（图 6）。目标温度恒温维持 120 min，有效抑制热应力集中引发的爆裂风险。待试样加热程序结束后，在试样与杆接触面涂抹一层耐高温的二硫化钼润滑脂以降低试样与杆端面的界面摩擦，快速推动入射与透射杆夹持试样并加预压，通过控制气压来调整子弹速度，开展冲击试验。

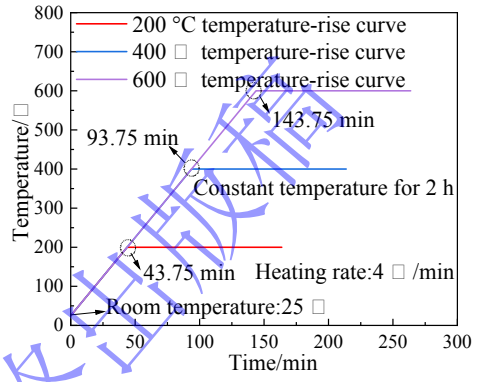


图 6 程序控温箱升温曲线示意图

Fig6. Schematic diagram of the programmed heating curve for the temperature control chamber

2 试验结果与分析

2.1 高温作用下 UHPC 试样宏观形貌演化

UHPC 经历 200、400、600 ℃高温加热后，其内部发生一系列的化学反应，不仅影响其机械性能，宏观形貌也发生了变化。图 7 给出了 UHPC 试样在 25~600 ℃热暴露后的宏观形貌演化特征，25 ℃时 UHPC 试样为灰色，水泥主导整体颜色。200 ℃高温作用的 UHPC 试样，由于 UHPC 内部的自由水受热蒸发，试样颜色微黄，与常温试样差别较小。400 ℃作用下，由于 UHPC 中的胶凝材料以及 $Ca(OH)_2$ 分解，天然砂中含有铁质矿物发生氧化反应，试样颜色为红褐色。600 ℃作用下，水泥与硅灰分解，形成灰白色的 CaO 和 SiO_2，钢纤维失去金属光泽变黑，试样颜色为灰白色，局部为红褐色[10]。

200 ℃热暴露下，钢纤维桥联效应有效抑制基体损伤，试样表面完整性保持率＞98 %。当温度升至 400 ℃以上时，界面脱粘裂纹与钢纤维氧化协同作用，爆裂概率显著增加。这是由于试样在热暴露下其内部与表面产生过大的温度梯度，进而产生较大的温度应力，不足以抵抗该力而发生爆裂[22-24]。

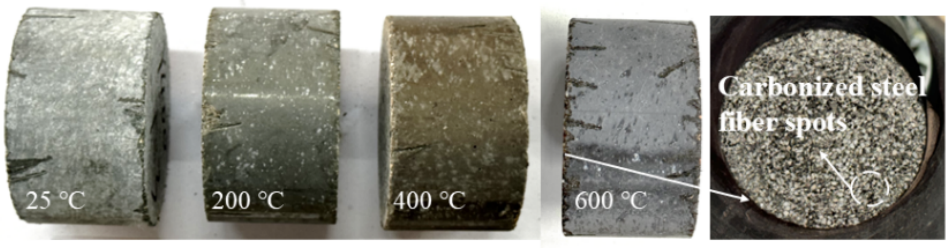


图 7 UHPC 试样在 25~600 ℃热暴露后的宏观形貌演化特征

Fig7. Macro morphological evolution of UHPC specimens post thermal exposure at 25~600 °C

2. 2 动态力学性能试验结果分析

2.2.1 考虑温度和应变率效应对 UHPC 破坏形态的影响

通过 SHPB 动态压缩试验可以了解超高性能混凝土的力学性能，图 8 展示了不同温度、不同应变率下 UHPC 试样的破碎形态。通过 UHPC 的应力应变曲线可以判断其破坏模式。

弹脆性材料如素混凝土（不含钢纤维），其应力应变曲线具有峰后下降段陡峭的特征，呈尖峰状。弹塑性材料的应力应变曲线包含显著的应变硬化和平缓软化阶段，非脆性材料的峰后瞬间下降。本文中的 UHPC 含有 1.5%的钢纤维，如图 9 所示的力学响应，符合“准脆性材料的弹塑性模型”。

根据材料在破坏前是否经历显著的塑性变形，可将 UHPC 的破坏模式分为韧性破坏与脆性破坏。纤维增强材料（如钢纤维 UHPC）在基体开裂后，由于纤维桥接作用，纤维拔出需要吸收大量能量，变形量持续增大，有明显的应变硬化特征。根据破坏形态与各试验组应力应变曲线形态判断 UHPC 在 25~600 ℃下的典型失效模式，如图 8 所示。

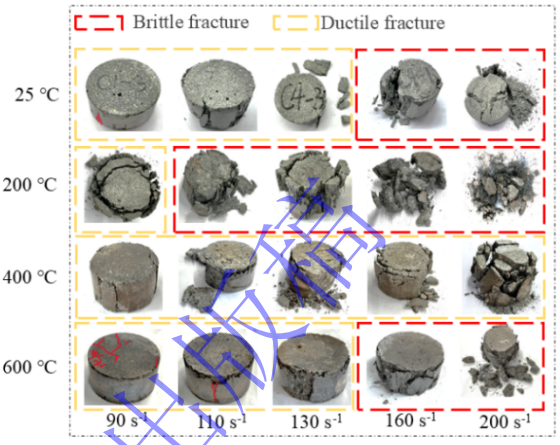


图 8 25 ℃和高温-冲击后的 UHPC 试样

Fig8. UHPC specimens at 25 °C and post coupled high-temperature-impact

考虑应变率效应对 UHPC 破坏形态的影响时，由图 8 发现应变率强化效应显著加剧 UHPC 失效模式演化，碎片化程度与应变率呈正相关。常温下，在 90、110 s^{-1} 应变率范围冲击下呈现裂纹扩展，纤维桥联效应有效抑制裂纹蔓延。130 s^{-1} 应变率冲击下碎片剥落，裂而不碎，应力应变曲线存在应变硬化特征。160 s^{-1} 应变率冲击下，基体发生脆性破坏，但纤维桥联作用使得基体仍有一定延性，出现混脆性破坏。200 s^{-1} 应变率冲击下，UHPC 发生破坏程度加剧，突然劈裂。这是由于应变率过高导致纤维滑移滞后，能量耗散机制未充分发挥，UHPC 基体便发生脆性破坏。

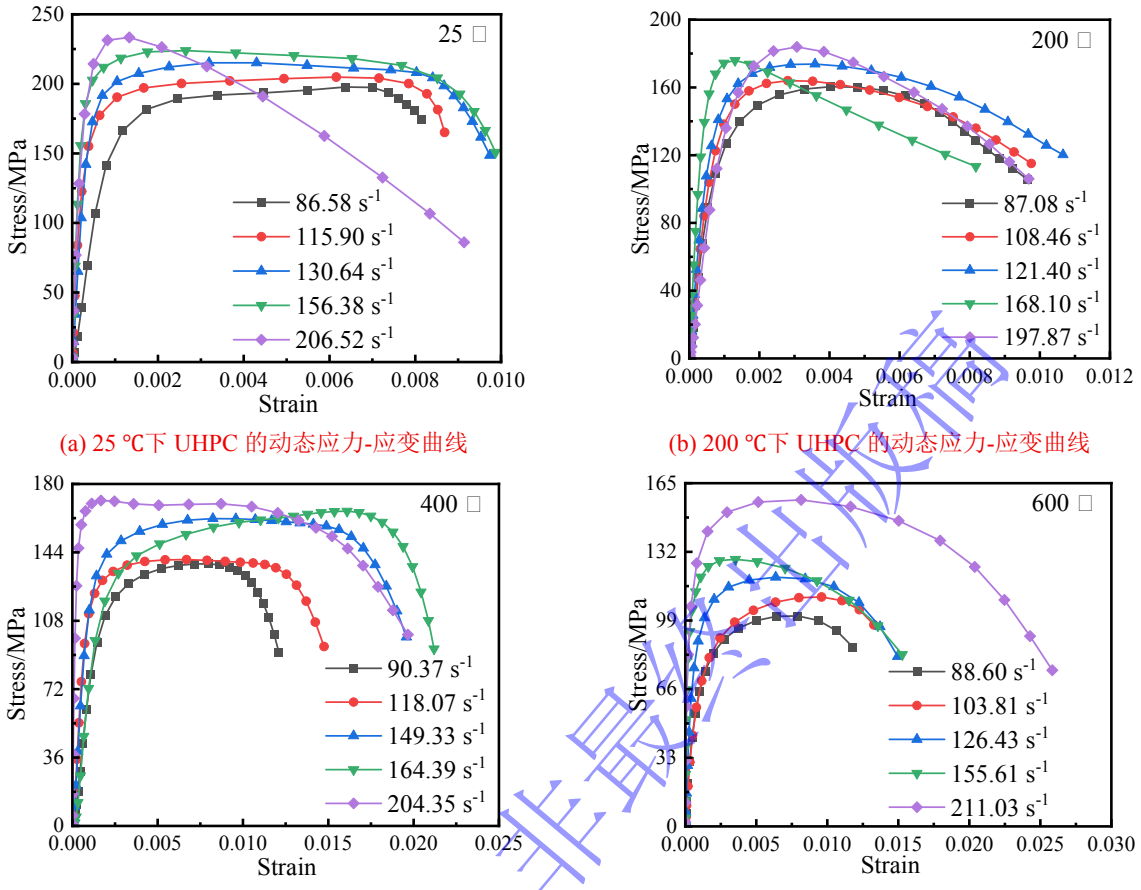
考虑温度效应对 UHPC 破坏形态的影响时，从图 8 可以看出 UHPC 的破坏形态受高温影响，室温下钢纤维阻止和延缓了主裂纹的扩展[12]，试样基体的碎裂程度小。200 ℃时 UHPC 中自由水蒸发以及胶凝材料进一步发生水化反应，由于钢纤维与基体的热膨胀系数相差较大，钢纤维与基体的粘结能力降低，90 s^{-1} 应变率冲击下试样便发生破坏。400 ℃时 UHPC 中的 $Ca(OH)_2$ 分解，C-S-H 凝胶的网状结构破坏，由于水泥水化反应，钢纤维仍有较高的残余强度支撑基体。600 ℃时，钢纤维与空气接触面氧化变黑，基体水化产物进一步分解，试样表面产成大量孔洞与裂纹，导致基体结构劣化[10]。

2.2.2 超高性能混凝土的动态应力-应变曲线

图 9 给出了同温条件、不同应变率下 UHPC 动态应力-应变曲线，尽管高温和冲击耦合作用导致 UHPC 应力-应变曲线存在差异，但均呈现四阶段演化特征：初始压实、线弹性、弹塑性变形及损伤软化，是应变硬化、损伤软化、热软化效应三元耦合作用的结果。根据学者[25-28]通过大量试验得到的现象，可以将图 9 归纳为三种失效机制。

应变硬化主导型[24]失效机制：表现特征为弹塑性变形时期出现向上倾斜的曲线，应变逐渐增加，应力持续上升；应力到达峰值后，突然出现脆性破坏，如图 9（a）中 86.58 s^{-1} 和 115.90 s^{-1} 应变率下的应力应变曲线。应变硬化与损伤软化交互作用下的失效机制：这一过程与应变硬化主导型破坏过程相似，但应力到达峰值后曲线缓慢下降，如图 9（a）130.64 s^{-1} 和 156.38 s^{-1} 应变率下的应力应变曲线。损伤软化主导型失效机制：曲线没有明显的弹塑性变形阶段，应力短时间内到达峰值，随后曲线缓慢下降，如图 9（b）168.10 s^{-1} 应变率下的应力应变曲线。

图 9 中，在同一应变率范围内，峰值应力均随着温度的增加而降低，表明高温影响了 UHPC 的力学性能。



(a) 25 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线

(b) 200 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线

(c) 400 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线

(d) 600 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线

图 9 同温条件、不同应变率下 UHPC 应力-应变曲线

Fig9. Stress-strain response of UHPC under isothermal conditions with strain-rate variation

2.2.3 考虑温度和应变率效应对 UHPC 动态抗压强度与峰值应变的影响

图 10 显示，相同温度下，UHPC 的动态抗压强度随应变率提高近似线性增长，应变率强化效应显著；UHPC 峰值应变（峰值应力所对应的应变值）的变化规律也如图 10 所示。图 11 给出了同一应变率冲击下，UHPC 试样在不同高温环境中的动态抗压强度相较于室温的损失率。

通过图 11 分析，在 90 s^{-1} 和 110 s^{-1} 应变率范围的冲击下，该试验组 UHPC 动态抗压强度的平均值在 600 ℃的降幅为 46.54 %，高于 200 ℃和 400 ℃的 18.57 %、31.75 %。在 130 s^{-1} 和 160 s^{-1} 应变率范围的冲击下，200 ℃和 400 ℃高温环境下超高性能混凝土的动态抗压强度损失率分别为 19.18 %和 24.42 %。在 200 s^{-1} 应变率范围的冲击下，各温度组的 UHPC 动态抗压强度损失率最低。由于超高性能混凝土内部密实度高、孔隙率低，高温导致混凝土内部孔隙率增大、裂纹增多，从而对动态抗压强度产生影响。

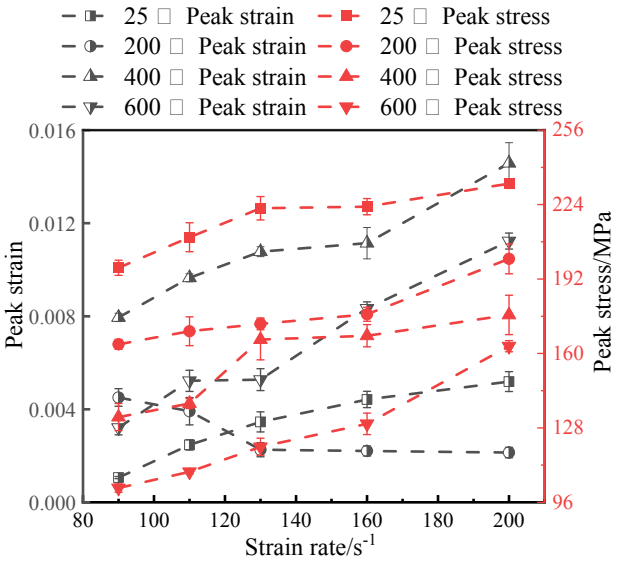


图 10 UHPC 动态抗压强度、峰值应变与应变率的关系曲线

Fig10. Dynamic compressive strength versus peak strain relationship curves of UHPC

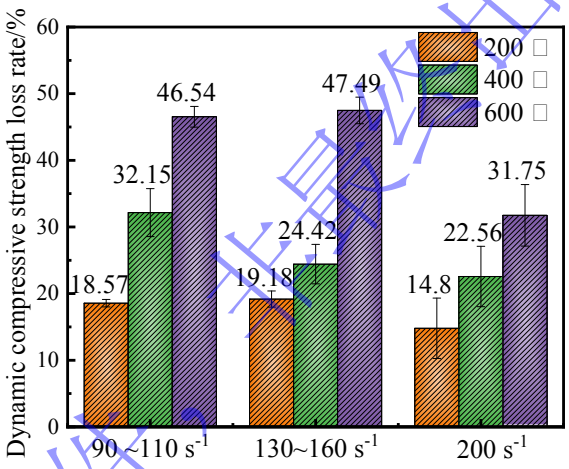


图 11 不同温度、相同应变率下超高性能混凝土动态抗压强度损失率

Fig11. Dynamic compressive strength loss rate of UHPC under different temperatures at identical strain rate

峰值应变作为 UHPC 极限变形能力的表征参量，直接关联防护结构的损伤容限设计阈值。由图 10 可以发现，25 ℃、400 ℃和 600 ℃试验组中，应变率越大，UHPC 的峰值应变也越大。200 ℃试验组中，UHPC 试样的峰值应变随应变率提高呈逐渐下降的趋势。这可能是由于 200℃加热时，UHPC 内部的自由水蒸发，混凝土内部由于蒸汽压力较大，蒸汽溢出产生细小的孔洞，加剧裂纹的扩展，导致承载力下降，冲击时裂纹未及时扩展便发生脆性破坏。

2.2.4 考虑温度和应变率效应对 UHPC 韧性的影响

材料的耗能是材料从加载到失效所吸收的能量，能够综合表征材料强度和延性[26]。混凝土的韧性是衡量其抗冲击性能的重要指标之一，为此，引入应变能密度（混凝土试样的应力-应变曲线经过峰值后，取值为 $0.85\sigma_{max}$ 的点所做的垂线与 x 轴及原曲线围成的面积[29]）来表征 UHPC 的韧性。

$$SEA=\int_0^{\varepsilon_{0.85\sigma_{max}}}\sigma(\varepsilon)d\varepsilon \tag{3}$$

式(3)中 SEA（Strain energy density）指单位体积吸收的能量，即应变能密度。由于脆性材料

SHPB 试验所获得的应力应变曲线具有离散性，为提升计算方法的精度，每个应变率下至少开展三组重复试验，利用应力应变曲线计算每组 UHPC 的韧性，取平均值作为该应变率下 UHPC 的应变能密度。

图 12 给出了 UHPC 韧性与应变率的关系，发现各试验组的 UHPC 韧性均具有显著的应变率效应，同一温度下，UHPC 能量吸收与应变率呈正比。这是由于在同一温度下，随着冲击速度的提高， UHPC 短时间内产生的裂纹及钢纤维拔出、断裂需要消耗更多的能量。

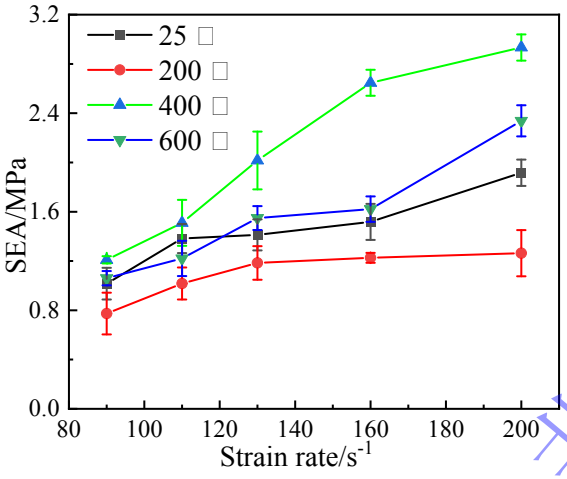


图 12 UHPC 韧性与应变率的关系曲线

Fig12. Curve for the relationship between UHPC toughness and strain rate

图 13 给出了 UHPC 韧性与温度的关系，可以发现，在同一应变率冲击下，UHPC 应变能密度在 200℃时最低，400 度出现反弹现象，随着温度进一步提高，UHPC 的应变能密度开始下降。在高温试验时，高温炉膛在 155~375 ℃时出现大量水蒸气，根据文献[3,10,29]对这一现象的描述，这是由于 UHPC 中的自由水先溢出，随后水泥中的 Ca（OH）$_2$ 在 400 ℃高温下发生水化反应，使得 UHPC 在强度上有一定的提升，出现拮抗效应。但该型 UHPC 不含有聚丙烯纤维，无法为蒸汽溢出提供孔道，导致试件内部产生更多微裂纹，宏观上表现为力学性能的劣化。200℃时 UHPC 遭受高应变率冲击，发生脆性破坏，峰值应变随应变率的增加而减小，其韧性相比于其他温度也较低。400℃时，由于进一步发生水化反应，水化产物提升了水泥基体的强度，但基体与钢纤维热膨胀系数的差异性，钢纤维与基体之间的粘结能力降低，但仍有一定的韧性抵抗冲击，故 400℃时出现反转现象。随着温度的进一步提升，韧性呈下降趋势。

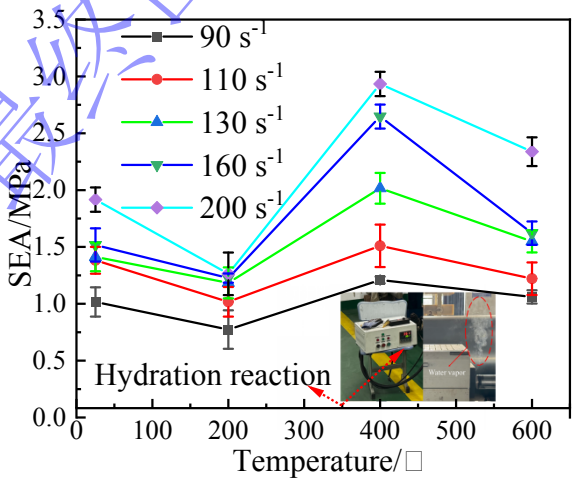


图 13 UHPC 韧性与温度的关系曲线

Fig13. Curve for the relationship between UHPC toughness and temperature

3 动态本构方程研究

HJC 模型广泛用于表征混凝土/岩石等脆性材料在高应变率与高压下的动态力学响应，其屈服面方程包含强度项、压力和应变率效应项[30]，但未涉及温度的影响。本文研究中，鉴于应变率强化与温度软化效应对 UHPC 力学行为的协同影响，而数值模拟中现有混凝土类本构模型未同时考虑上述两因素，故对 HJC 屈服面方程进行修正。修正前的 HJC 屈服面的表达式为：

$$\bar{\sigma}=\left[A(1-D)+B\bar{P}^{N}\right]\left(1+C\ln\dot{\varepsilon}^{*}\right) \tag{4}$$

式(4)为不考虑温度的屈服面方程。式中 A,B,N 为材料静态参数， D 为混凝土损伤程度参数， C 为应变率敏感系数。 $\bar{P}$ 为无量纲静水压力， $\bar{\sigma}=\sigma/f_c$ 为无量纲等效应力， σ 为材料的实际应力， f_c 为材

料在准静态下的抗压强度。$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲应变率，$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率，取值为 $1\ \mathrm{s}^{-1}$。

3.1 屈服面参数的确定

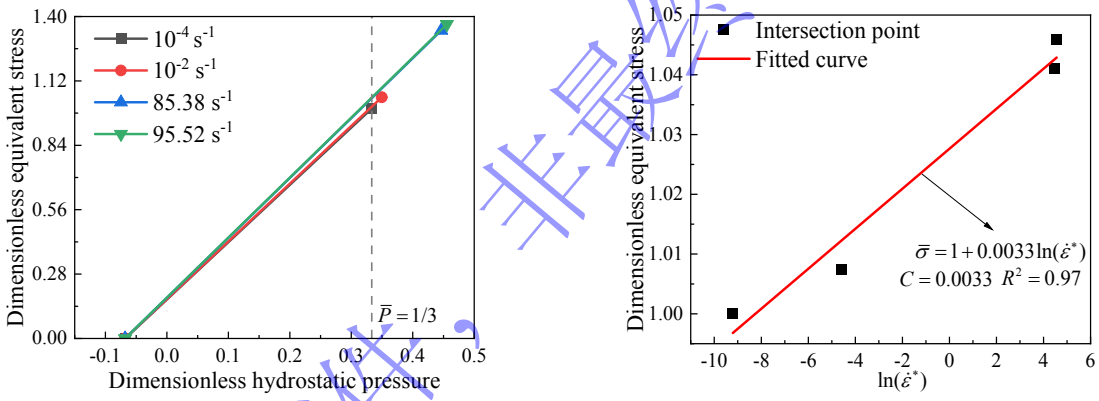
3.1.1 应变率敏感系数

基于文献[30,31]等强度 UHPC 循环压缩试验结果，其失效应变与屈服等效塑性应变分别为 0.0172、0.0016，推导得屈服损伤度为 0.09。利用已有的 25 ℃下静、动态力学试验数据对材料的应变率敏感系数 C 进行拟合。在确定参数时，需要消除静水压力的影响，根据表 4 中不同应变率下的静、动力学试验参数，由 $-\bar{f}_t(1-D)$ 出发，与表中的数据点相连，其中 $\bar{f}_t$ 为无量纲最大抗拉强度，由静力学实验测得，取值为 0.068。如图 14（a）所示，过 $\bar{P}=1/3$ 点作轴垂线获取交点数据，经线性拟合建立无量纲等效应力（$\bar{\sigma}$）-应变率（$\ln(\dot{\varepsilon}^*)$）关系曲线。基于图 14（b）拟合斜率值直接提取应变率系数。

表 3 静、动态试验数据

Table 4 Static-dynamic test data

应变率/ s^{-1}	抗压强度/ MPa	$\bar{\sigma}$	$\bar{P}$
10^{-4}	147.10	1.00	0.33
10^{-2}	148.20	1.05	0.35
85.38	153.10	1.34	0.45
95.52	153.90	1.37	0.46



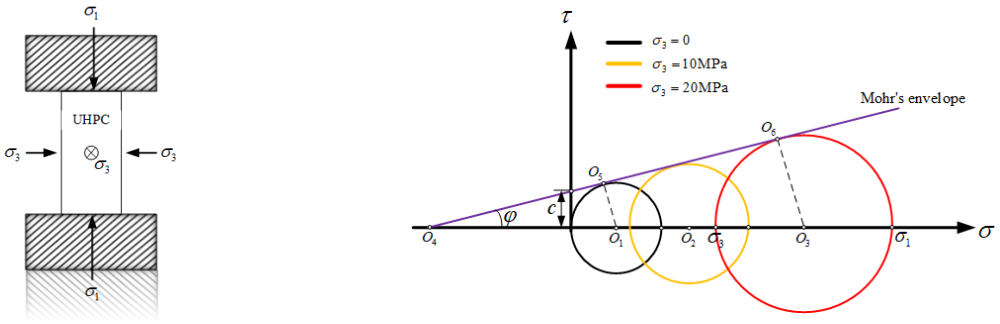
(a)无量纲等效应力-静水压力关系曲线　　(b) 无量纲等效应力与应变率对数之间的拟合曲线

图 14 应变率系数的确定

Fig14. Determination of strain rate coefficient parameters

3.1.2 材料参数 A 的确定

参数 A 为材料归一化内聚强度，常用 $A = c / f_c$ 表示，其中 c 为粘聚力，利用三轴压缩试验可精确测定[32-34]。假设圆柱体试样轴向所受到的应力为主应力 σ_1，周向施加不同的围压 σ_3 以模拟超高性能混凝土受静水压力状态。每组试样破坏后，根据主应力和围压值绘制出摩尔圆及摩尔包络线，基于摩尔-库伦准则（Mohr-Coulomb）计算出不同围压值下的粘聚力 c 与摩擦角 φ。图 15（a）为混凝土受力状态示意图，图 15（b）为超高性能混凝土在不同围压下的摩尔圆及摩尔包络线。



(a) UHPC 三轴压缩受力状态示意图　　(b) UHPC 在不同围压下的摩尔圆及摩尔包络线

图 15 UHPC 三轴围压试验确定 HJC 屈服面参数 A

Fig15. Determination of HJC yield surface parameter A by UHPC triaxial confining pressure test

不妨设围压值为 0，即 $\sigma_3=0$ 时，UHPC 破坏时的主应力 $\sigma_1=\sigma_c$；不同围压下，UHPC 破坏时所对应的主应力用 $\sigma_1=\sigma_{1i}(i=1,2\cdots)$ 表示。由图 15（b）可知，在 $\Delta O_3O_4O_6$ 和 $\Delta O_1O_4O_5$ 中分别有：

$$\begin{cases}\sin\varphi=\dfrac{(\sigma_{13}-\sigma_3)/2}{(\sigma_{13}+\sigma_3)/2+c\cdot\cot\varphi}\\ \sigma_{13}=\dfrac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi}\cdot\sigma_3+2c\cdot\dfrac{\cos\varphi}{1-\sin\varphi}\end{cases}\tag{5}$$

$$\sin\varphi=\frac{\sigma_c/2}{\dfrac{\sigma_c}{2}+c\cdot\cot\varphi}\tag{6}$$

由式(5)可推导出不同围压下，主应力与粘聚力和摩擦角的数学关系：

$$\sigma_{1i}=\sigma_3\cdot\tan^2\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}\right)+2c\cdot\tan\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}\right)\tag{7}$$

联立式(6)和式(7)可以得到：

$$\sigma_{1i}=\sigma_3\cdot\tan^2\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}\right)+\sigma_c\tag{8}$$

由公式(8)可知，利用围压为 0 时的主应力 σ_c 和某一围压下的主应力 σ_{1i}，可以求解出该围压值下 UHPC 的摩擦角，将已知量代入式(7)可得到粘聚力 c。文献[35]开展了等强度 UHPC 三轴围压试验，研究结果表明：围压越大，微裂纹扩展与发生受到的抑制作用越严重，宏观表现为超高性能混凝土的粘聚力随围压的增加而增大。由于缺乏三轴试验数据，选用文献[35]中一组 C140 强度的 UHPC 三轴围压数据，代入式(7)和式(8)进行分析，得到粘聚力 $c=35.8$ MPa。已知通过静态抗压试验测得 UHPC 混凝土的抗压强度为 147.1 MPa，计算可得参数 $A=0.243$。

3.1.3 参数 B、N 的确定

参数 B 为归一化硬化因子，N 为压力硬化系数，通过三轴压缩试验数据拟合可得。当忽略应变率的影响时，HJC 本构屈服面方程可以写成以下形式：

$$\bar{\sigma}=\left[A(1-D)+B\bar{P}^N\right]\tag{9}$$

假设 UHPC 无损伤（$D=0$），通过式(10)求解不同围压下的归一化静水压力 $\bar{P}$ 与归一化等效应力 $\bar{\sigma}$，即：

$$\begin{cases}\bar{\sigma}=\dfrac{1}{\sqrt{2}f_c}\left(\sqrt{(\sigma\\ \bar{P}=\dfrac{\sigma_1+\sigma_2+\sigma}{3f_c}\end{cases}$$

式(10)中，$\sigma_2=\sigma_3$。利用文献中[35]等强度 UHPC 围压实验数据，拟合得到归一化硬化因子 B 和压力硬化系数 N，如图 16 所示，$B=1.5, N=0.5$。

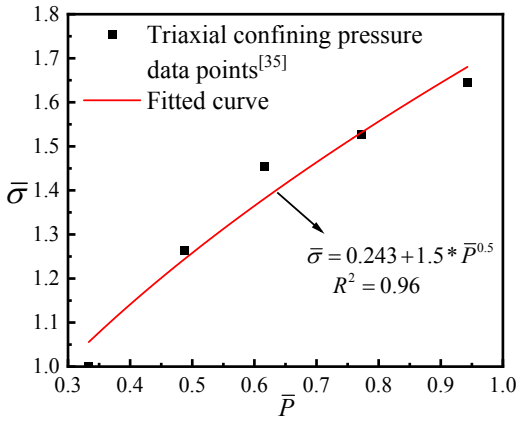


图 16 屈服面参数拟合

Fig16. Fitting of yield surface parameters

3.1.4 考虑温度效应修正屈服面方程

已知同一应变率下 UHPC 的动态抗压强度随温度增加而降低，为了描述 UHPC 强度下降程度，引入温度软化因子 $\kappa = \kappa(T^*)$，其中 $T^* = (T_c - T_r)/T_m$ 为无量纲温度，T_c 为材料经受的环境温度，T_r 为参考温度 25 ℃，T_m 为试验组中 UHPC 热暴露的最高温度。通过图 9 中的应力应变曲线图，求解同一应变率下各温度组的动态弹性模量（应力应变曲线上升段的 0.4 倍峰值应力处的割线模量[29]），结果如图 17 所示。

通过图 17 可以发现，同一应变率下，随着温度的增加，UHPC 的动态弹性模量逐渐减小，呈线性关系。不妨设：

$$\kappa = \frac{E_{T_c,\dot{\varepsilon}}}{E_{T_r,\dot{\varepsilon}}} \tag{11}$$

式(11)中，分母表示参考温度 25 ℃环境下相同应变率 UHPC 的动态弹性模量，分子表示材料所经受的环境温度下相同应变率 UHPC 的动态弹性模量。

取同一应变率下的动态弹性模量进行归一化计算，拟合结果如图 18 所示。

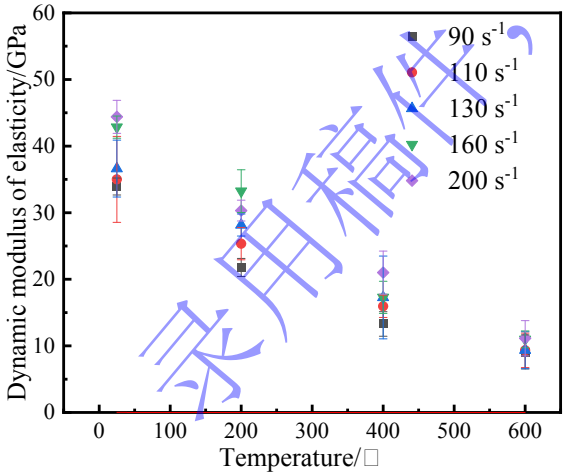


图 17 动态弹性模量与温度的关系

Fig17. The relationship between dynamic elastic modulus and temperature

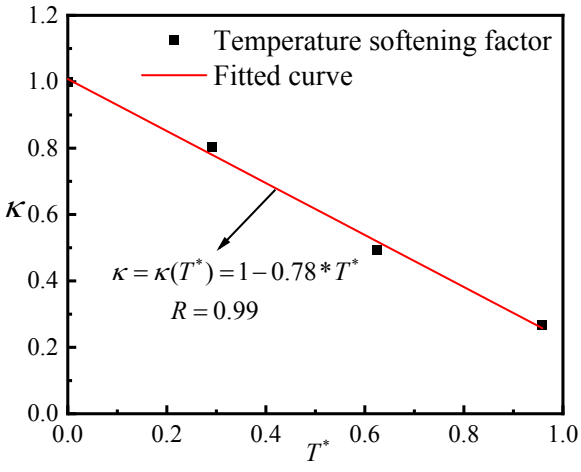


图 18 温度软化因子与温度的关系曲线

Fig18. The relationship curve between the temperature softening factor and temperature

根据图 18 中温度软化因子与温度的拟合关系，将温度软化因子 κ 引入式(4)中，则有

$$\bar{\sigma} = \left[A(1-D) + B\bar{P}^N\right]\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left(1 - 0.78 * T^*\right) \tag{12}$$

引入温度软化因子后，将其与强度项中的参数 A,B 相乘，可以确定常温和高温条件下动态冲击模拟时 UHPC 的屈服面参数，修正后的 HJC 屈服面方程参数如下表 4 所示。

表 4 不同温度下 HJC 屈服面参数

Table 4 HJC yield surface parameters under different temperatures

温度	材料归一化内聚强度 A	归一化硬化因子 B	压力硬化系数 N	温度软化因子 κ	应变率敏感系数 C
25	0.243	1.5	0.5	1	0.0033
200	0.17	1.05	0.5	0.7	0.0033
400	0.09	0.56	0.5	0.375	0.0033
600	0.01	0.06	0.5	0.04	0.0033

3.2 数值模拟模型的建立与验证

3.2.1 SHPB 有限元模型的建立与材料参数的确定

为验证修正后的 HJC 屈服面方程的合理性，开展 SHPB 动态冲击模拟，提取高温冲击试验得到入射波时程曲线，利用 LS-DYNA 中的 DEFINE_CURVE 关键字在入射杆端直接加载入射波。通过 UHPC 静态力学实验获得 HJC 本构中的基本物理参数，根据文献[36]数据确定状态方程参数及损伤参数，如表 5、6 所示。杆与 UHPC 之间采用 CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 接触，弹性杆的基本物理参数已在 1.3.1 节给出，三维有限元模型如图 19 所示。

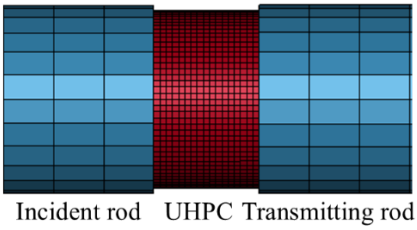


图 19 SHPB 三维有限元模型

Fig19. SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) 3D Finite Element Model

表 5 损伤[36]及 UHPC 基本物理参数

Table 5 Damage parameters

ρ / (g·cm^{-3})	T/MPa	Fc/MPa	D_1	D_2
2.46	10	147	0.05	1

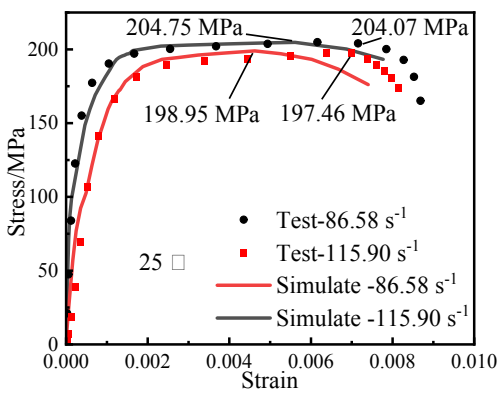
表 6 状态方程参数[36]

Table 5 Equation of state parameters

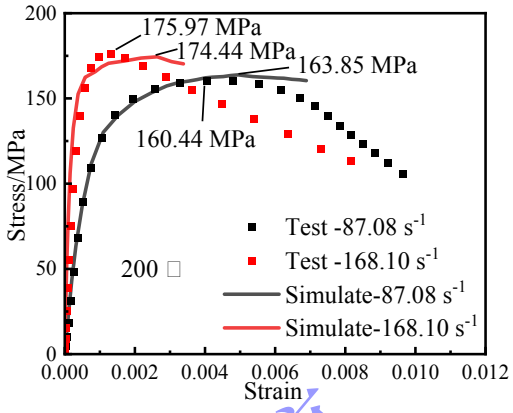
ρ / (g·cm^{-3})	P_c/MPa	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa
2.46	49	8.5	17.1	20.8

3.2.2 数值模拟结果分析

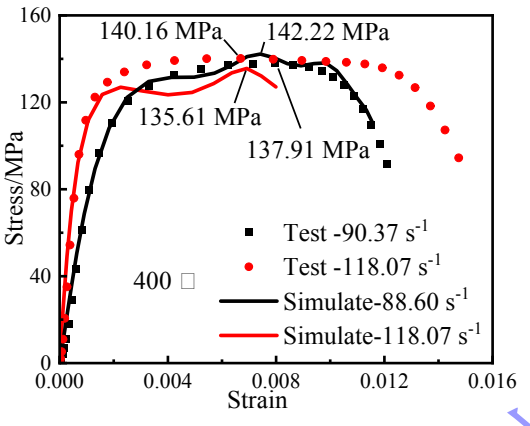
利用上述 SHPB 有限元模型，开展 UHPC 动态冲击数值模拟，SHPB 数值模拟结果处理方法与试验相同，此处不再赘述。图 20 给出了同一温度下开展两组冲击试验的数值模拟结果与试验结果的对比。通过图 20 可以发现，在 25~600 ℃模拟工况中，修正屈服面后的 HJC 本构模型能够较好地表征 UHPC 弹性段和塑性段的力学行为。在 600 ℃模拟工况下，应力应变曲线塑性段的应力预测值偏小，在峰后段的预测值偏大，但峰值应力预测值与试验值误差在 5%以内。由于混凝土为准脆性材料，峰值应力后，UHPC 已经破坏，便不再关注其应力应变变化情况。数值模拟分析表明，通过修正屈服面方程能够较好地预测 UHPC 在高温冲击耦合条件下的力学性能。但数值模拟过程中发现，由于该型 UHPC 内部含有钢纤维、细骨料，均质模型并不能准确描述 UHPC 的损伤，需要考虑温度和应变率效应修正混凝土类的损伤演化方程，以描述 UHPC 在高温冲击下的损伤演化过程。



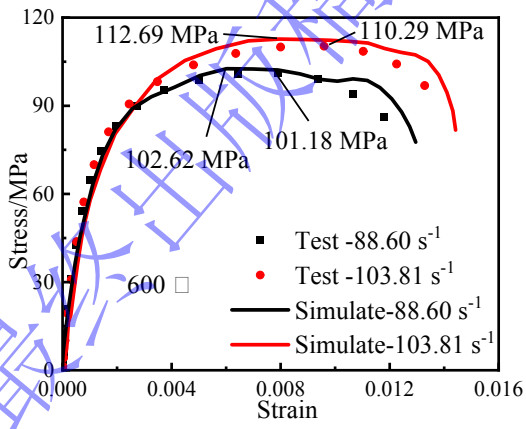
(a) 25 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线



(b) 200 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线



(c) 400 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线



(d) 600 ℃下 UHPC 的动态应力-应变曲线

图 20 UHPC 动态冲击数值模拟结果与试验结果的对比

Fig20. Comparison between numerical simulation results and experimental results of UHPC under dynamic impact

4 结 论

采用带有程序控温箱的 SHPB 系统对 C140 超高性能混凝土材料在 25~600 ℃温度范围与 90~200 s^{-1} 应变率范围内的单轴压缩力学性能进行研究，分析了高温和冲击耦合作用下 UHPC 宏观形貌、破碎形态、动力学特性的变化规律，考虑温度项修正了超高性能混凝土 HJC 本构方程的屈服面参数，得出以下主要结论：

（1）该型超高性能混凝土在高温动态压缩过程中表现出显著的应变率强化效应。相同应变率范围内，其动态抗压强度随温度的提高逐渐降低。

（2）应变率效应与温度效应影响 UHPC 的宏观形貌和破碎形态。200 ℃时 UHPC 宏观形貌发生明显变化，颜色变深；400 ℃时 UHPC 试样为红褐色，并频繁发生爆裂；600 ℃时为灰白色，冲击界面出现钢纤维氧化及裂纹。破碎形态方面，在同一温度下，应变率越大，试样破坏越严重；随着温度的增加，200 ℃时 UHPC 基体由于蒸汽压力的影响产生孔隙，90 s^{-1} 应变率范围冲击下便发生破坏。400℃时水化产物分解基体收缩，UHPC 破坏后芯部仍完整。600 ℃时，钢纤维氧化加剧了界面过渡区损伤。

（3）超高性能混凝土动态峰值应变、韧性的变化规律取决于应变率与温度效应的协同作用。UHPC 在 25 ℃、400 ℃和 600 ℃条件下冲击时，其动态峰值应变随温度呈正比；200 ℃冲击下，由于 UHPC 内部蒸汽压力作用，其动态峰值应变随温度呈反比；韧性方面，同一温度下该型 UHPC 的韧

性与应变率呈正比例关系；同一应变率下，UHPC 的能量吸收能力受温度影响，韧性在 200 ℃最低，在 400 ℃时由于水化反应出现韧性增强现象，600 ℃高温导致基体劣化，能量吸收能力下降。

（4）基于 UHPC 在高温冲击下的动态力学试验结果，考虑温度效应和应变率效应修正了 HJC 屈服面方程，并通过有限元数值模拟技术验证了屈服面参数的合理性，研究结果表明修正后的 HJC 屈服面能够表征 UHPC 在高温与冲击耦合作用下的动力学响应。

参考文献

[1] 任亮,何瑜,王凯. 超高性能混凝土抗冲击性能研究进展[J]. 硅酸盐通报, 2018, 37(1):10-20. **DOI:** 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2018.01.023.
REN L, HE Y, WANG K. Research progress on impact resistance of ultra-high performance concrete[J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2018, 37(1):10-20. **DOI**: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2018.01.023.

[2] 张仲昊, 汪维, 张国凯, 等. 不同高温作用后混凝土劣化损伤性能[J]. 兵工学报, 2023,44(S1):152-159. **DOI:** 10. 12382/bgxb.2023. 0731.
ZHANG Z H, WANG W, ZHANG G K, et al. Damage properties of concrete deterioration after different high temperatures[J]. Acta Armamentarii, 2023,44(S1):152-159. **DOI**: 10. 12382/bgxb.2023. 0731.

[3] 杨婷,杨烨凯,刘中宪, 等. 高温后超高性能混凝土力学性能试验研究[J]. 工程力学, 2025,42(04):97-109. **DOI:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.12.1052.
YANG T, YANG Y K, LIU Z X, et al. Investigation on Mechanical Properties of ultra-high performance concrete after High Temperature[J]. Engineering Mechanics, 2025,42(04):97-109. **DOI:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.12.1052.

[4] XIONG M X, LIEW R J Y. Spalling behavior and residual resistance of fibre reinforced ultra-high performance concrete after exposure to high temperatures[J]. Materiales de Construccion, 2015,65(320):10-20. **DOI:** 10.3989/mc.2015.00715.

[5] 毛振豪, 马乾坤, 张继承, 等. 活性粉末混凝土高温后强度退化规律试验研究[J]. 硅酸盐通报, 2022,41(12):4245-4253. **DOI**: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.20221017.002.
MAO Z H, MA Q K, ZHANG J C, et al. Experimental Research on Strength Degradation Law of Reactive Powder Concrete after Elevated Temperatures[J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2022, 41(12):4245-4253. **DOI:** 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.20221017.002.

[6] YANG H, ZHAO H, LIU F. Residual cube strength of coarse RCA concrete after exposure to elevated temperatures[J]. Fire and Materials, 2018,42(4):424-435. **DOI:** 10.1002/fam.2508.

[7] KRISHNA D A, PRIYADARSINI R S, NARAYANAN S. High temperature effects on different grades of concrete[J]. S ̄adhan ̄a, 2021,46(1):1-12. **DOI:** 10.1007/s12046-020-01536-6.

[8] ZHANG H, ZHANG W, CHEN Y, et al. Study on the dynamic impact mechanical properties of high-temperature resistant ultra-high performance concrete (HTRUHPC) after high temperatures[J]. Journal of Building Engineering, 2024, 91:109752. **DOI:** 10.1016/j.jobe.2024.109752.

[9] 王立闻, 庞宝君, 杨震琦, 等. 钢纤维活性粉末混凝土高温后动力学特性研究[J]. 建筑材料学报, 2010,13(05):620-625. **DOI:** 10.3969/j.issn.1007-9629.2010.05.011.
WANG L W, PANG B J, YANG Z Q, et al. Dynamic behavior of steel-fiber reinforced reactive powder concrete after exposure to high temperature[J]. Journal of Building Materials, 2010,13(05):620-625. **DOI:** 10.3969/j.issn.1007-9629.2010.05.011.

[10] GAO D, ZHANG W, TANG J, et al. Effect of steel fiber on the compressive performance and microstructure of ultra-high performance concrete at elevated temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2024,435:136830. **DOI:** 10.1016/j.conbuildmat.2024.136830.

[11] SU H Y, XU J Y, REN W B. Experimental study on the dynamic compressive mechanical properties of concrete at elevated temperature[J]. Materials and Design, 2014,56: 579-588. **DOI:** 10.1016/j.matdes.2013.11.024.

[12] CHEN L, FANG Q, JIANG X, et al. Combined effects of high temperature and high strain rate on normal weight concrete[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,86:40-56. **DOI:** 10.1016/j.ijimpeng.2015.07.002.

[13] YU X, CHEN L, FANG Q, et al. A concrete constitutive model considering coupled effects of high temperature and high strain rate[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017,101:66-77. **DOI:** 10.1016/j.ijimpeng.2016.11.009.

[14] KOU X Y, LI L, DU X L, et al. Elastoplastic dynamic constitutive model of concrete with combined effects of temperature and strain rate[J]. Case Studies in Construction Materials, 2023,18:5-10. **DOI:** 10.1016/j.cscm.2023.e01905.

[15] 王景海，陈万祥，邹慧辉，等. 高温后钢管 RPC 动态本构模型及 SHPB 试验验证[J]. 解放军理工大学学报,2016, 17(6): 10-23. **DOI:** 10.12018/ji.ssn.1009-3443.20160304002.
WANG J H, CHEN W X, ZOU H H, et al. Dynamic constitutive model and SHPB tests for RPC-filled steel tube after exposure to high temperature[J]. Journal of PLA University of Science and Technology, 2016, 17(6): 10-23. **DOI:** 10.12018/ji.ssn.1009-3443.20160304002.

[16] LIANG W B, ZHAO J H, LI Y, et al. Research on dynamic mechanical properties and constitutive model of basalt fiber reinforced concrete after exposure to elevated temperatures under impact loading[J]. Applied Science, 2020, 10(21): 7684. **DOI:** 10.3390/app10217684.

[17] SHEMIRANI A B, NAGHDABADI R, ASHRAFI M J. Experimental and numerical study on choosing proper pulse shapers for testing concrete specimens by split Hopkinson pressure bar apparatus[J]. Construction and Building Materials, 2016,125:326-336. **DOI:** 10.1016/j.conbuildmat.2016.08.045.

[18] 宋博，姜锡权，陈为农. 霍普金森压杆实验中的脉冲整形技术[C]//中国科学技术大学冲击动力学实验室 编. 第三届全国爆炸力学实验技术交流会论文集. USA: 美国亚利桑那大学航空和机械工程系, 2004:77-146.
SONG B, JIANG X Q, CHEN W N. Pulse shaping technique in Split Hopkinson Pressure Bar tests[C]// Laboratory of Shock Dynamics, University of Science and Technology of China. Proceedings of the Third National Symposium on Experimental Technology of Explosive Mechanics. USA: University of Arizona, 2004:77-146.

[19] 高光发. 固体中的应力波导论[M].第 1 版. 北京: 科学出版社, 2022: 245-249.
GAO G F. Introduction to stress waves in solids[M]. 1st Ed. Beijing: Science Press, 2022: 245-249.

[20] 高光发，郭扬波. 高强混凝土动态压缩试验分析[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(3): 033103. **DOI:** 10.11883/bzycj-2017-0405.
GAO G F, GUO Y B. Analysis of the dynamic compressive test of high strength concrete[J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(3): 033103. **DOI:** 10.11883/bzycj-2017-0405.

[21] 罗百福. 高温下活性粉末混凝土爆裂规律及力学性能研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2014:44-50.
LUO B F. Study on the bursting law and mechanical properties of active powder concrete at high temperature[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014:44-50.

[22] 康亚明，贾延，罗玉财，等. 库仑准则下高强度混凝土的临界爆裂蒸汽压力[J]. 爆炸与冲击,2018, 38(1): 224-232. **DOI:** 10.11883/bzycj-2016-0305.
KANG Y M, JIA Y, LUO Y C, et al. Critical vapour pressure for explosive spalling of high-strength concrete based on Mohr-Coulomb criterion[J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(1): 224-232. **DOI:** 10.11883/bzycj-2016-0305.

[23] PRAKASH R K R, MATHANGI D P, SUDHA C, et al. Experimental investigation of reactive powder concrete exposed to elevated temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2020, 261:119593. **DOI:** 10.1016/j.conbuildmat.2020.119593.

[24] ZHAO J, ZHENG J J, PENG G F, et al. A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure[J]. Cement and Concrete Research, 2014, 65:64-75. **DOI:** 10.1016/j.cemconres.2014.07.010.

[25] 姜猛, 郭志昆, 陈万祥, 等. 高温后钢管活性粉末混凝土的动态力学性能[J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(3): 405-414. **DOI:** 10.11883/1001-1455(2017)03-0405-10.
JIANG M, GUO Z K, CHEN W X, et al. Mechanical properties of reactive powder concrete-filled steel tube after exposure to high temperature under impact loading[J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(3): 405-414. **DOI:** 10.11883/1001-1455(2017)03-0405-10.

[26] 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. **DOI:** 10.11883/bzycj-2021-0178.
WU P, ZHOU F, LI Q H, et al. Experimental study on the resistance of the ultra-high toughness cementitious composite material-fiber concrete composite targets subjected to twice projectiles impact[J]. Explosion And Shock Waves, 2022, 42(3): 033301. **DOI:** 10.11883/bzycj-2021-0178.

[27] 徐世烺, 陈超, 李庆华,等. 超高韧性水泥基复合材料动态压缩力学性能的数值模拟研究[J]. 工程力学,2019, 36(09):50-59. **DOI:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2018.03.0147.
XU S L, CHEN C, LI Q H, et al. Numerical simulation on dynamic compressive behavior of ultra-high toughness cementitious composites[J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(09):50-59. **DOI:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2018.03.0147.

[28] 赵昕. 超高韧性水泥基复合材料动态力学性能试验与理论研究[D]. 浙江: 浙江大学, 2018:55-56. **DOI:** 10.27461/d.cnki.gzjdx.2018.000077.
ZHAO X. Experimental and theoretical study on the dynamic properties of ultra high toughness cementitious composites[D]. Zhejiang: Zhejiang University, 2018:55-56. **DOI:** 10.27461/d.cnki.gzjdx.2018.000077.

[29] 吴栩霆, 王振, 周航, 等. 不同冷却方式下高温混凝土的动态力学特性[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(01): 3-17. **DOI:** 10.11883/bzycj-2024-0097.
WU X T, WANG Z, ZHOU H, et al. Study on dynamic mechanical properties of high-temperature concrete with different cooling methods[J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(1): 3-17. **DOI:** 10.11883/bzycj-2024-0097.

[30] DU Y X, WEI J, LIU K, et al. Research on dynamic constitutive model of ultra-high performance fiber-reinforced concrete [J]. Construction and Building Materials, 2020, 234:117386. **DOI:** 10.1016/j.conbuildmat.2019.117386.

[31] 宋帅, 杜闯, 李艳艳. 超高性能混凝土 HJC 本构模型参数确定及应用[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(5): 053102. **DOI:** 10.11883/bzycj-2022-0343.
SONG S, DU C, LI Y Y. Determination and application of the HJC constitutive model parameters for ultra-high performance concrete[J]. Explosion And Shock Waves, 2023, 43(5): 053102. **DOI:** 10.11883/bzycj-2022-0343.

[32] 过镇海, 王传志. 多轴应力下混凝土的强度和破坏准则研究[J]. 土木工程学报, 1991, 24(3):1-14. **DOI:** 10.15951/j.tmgcxb.1991.03.001.
GUO Z H, WANG C Z. Investigation of strength and failure criterion of concrete under multi-axial stresses [J]. China Civil Engineering Journal, 1991, 24(3):1-14. **DOI:** 10.15951/j.tmgcxb.1991.03.001.

[33] 仵鹏涛. 三向应力状态下超高性能混凝土材料静态力学性能研究 [D]. 天津: 天津大学, 2019: 40-44. **DOI:** 10.27356/d. cnki.gtjdu.2019.004796.
WU P T. Study of static mechanical properties of ultra-high performance concrete under triaxial stress states [D]. Tianjin: Tianjin University, 2019: 40-44. **DOI:** 10.27356/d. cnki.gtjdu.2019.004796.

[34] TIAN X C, TAO T J, LOU Q X, et al. Modification and application of limestone HJC constitutive model under the impact load[J]. Lithosphere, 2022, 2022 (Special 7):6446087. **DOI:** 10.2113/2022/6443087.

[35] 王晓飞, 周海龙, 王海龙. 超高性能混凝土的抗剪强度[J]. 硅酸盐学报, 2022, 50(8): 2190-2195. **DOI:** 10.14062/j.issn.0454-5648.20220127.
WANG X F, ZHOU H L, WANG H L. Shear strength of ultra-high performance concrete[J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2022, 50(8): 2190-2195. **DOI:** 10.14062/j.issn.0454-5648.20220127.

[36] YU R, SPIESZ P, BROUWERS H J H. Numerical simulation of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) under high velocity impact of deformable projectile [C]// Federal Office of Bundeswehr Infrastructure. 15th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structure(ISIEMS2013). Germany: Defense Threat Reduction Agency, 2013, 1-10.