DOI: 10.11883/bzycj-2025-0175

剪切增强和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响*

高　矗[1]，孔祥振[2]，贾永胜[1]，王子豪[3]

（1. 江汉大学 精细爆破全国重点实验室，湖北 武汉 430056；
2. 陆军工程大学 爆炸冲击防灾减灾全国重点实验室，江苏 南京 210007；
3. 中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计重点实验室，安徽 合肥 230027）

摘要： 为研究爆炸冲击荷载作用下剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，基于水泥砂浆静水压缩和平板撞击两类状态方程行为实验，利用 Kong-Fang 混凝土类材料流体弹塑性模型和 LS-DYNA 中光滑粒子伽辽金（smoothed particle Galerkin, SPG）算法，建立能科学表征混凝土类材料包括剪切增强效应和应变率效应在内的复杂动态力学行为的高精度数值模型。在此基础上，定量分析剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程行为的影响，并指出剔除平板撞击实验中剪切增强和应变率耦合效应所面临的困难。结果表明：利用 Kong-Fang 模型和 SPG 算法可精确模拟混凝土类材料包括剪切增强效应和应变率效应在内的复杂动态力学行为；为实现爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料在高-中-低压下动态力学行为的精细化模拟，要依据可靠的状态方程行为实验数据建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程；在利用平板撞击实验数据标定状态方程参数时，须剔除剪切增强和应变率耦合效应的影响；建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程存在悖论，利用数值迭代策略可能是解决困难的有效手段。研究结论可为后续利用数值迭代策略剔除剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，并进一步建立爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料高精度宽广压力范围状态方程提供依据。

关键词： 混凝土类材料；爆炸冲击荷载；状态方程；剪切增强效应；应变率效应

中图分类号： O382　　**国标学科代码：** 1303520　　**文献标志码：** A

Influence of shear-enhanced compaction and strain-rate effects on the equation of state for concrete-like materials

GAO Chu[1], KONG Xiangzhen[2], JIA Yongsheng[1], WANG Zihao[3]

（1. *State Key Laboratory of Precision Blasting*, *Jianghan University*, *Wuhan* 430056, *Hubei*, *China*;
2. *State Key Laboratory of Disaster Prevention and Mitigation of Explosion and Impact*, *Army Engineering University of PLA*, *Nanjing* 210007, *Jiangsu*, *China*;
3. *CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials*, *University of Science and Technology of China*, *Hefei* 230027, *Anhui*, *China*）

Abstract: To investigate the shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect on the equation of state (EoS) of concrete-like materials subjected to blast and impact loadings, high-fidelity numerical simulations were performed based on two types of EoS behavior tests for cement mortar, including hydrostatic compression tests and flyer-plate impact tests. These simulations employed the Kong-Fang hydro-elasto-plastic model for concrete-like materials and were implemented using the smoothed particle Galerkin (SPG) algorithm in LS-DYNA, enabling accurate reproduction of complex dynamic mechanical

* **收稿日期：** 2025-06-12；**修回日期：** 2025-11-07
基金项目： 国家自然科学基金（52478524, 52522814, U25A20355）；湖北省自然科学基金（2025AFB632）
第一作者： 高　矗（1988—　），男，工学博士，副教授，gaochu0617@163.com
通信作者： 孔祥振（1988—　），男，工学博士，教授，ouckxz@163.com

behaviors, including the shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect. Based on the high-fidelity numerical simulations described above, a quantitative analysis was conducted to investigate the influence of the shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect on EoS behavior of concrete-like materials, and the challenges associated with eliminating the shear-enhanced compaction and strain-rate coupling effects in flyer-plate impact tests were systematically identified. The results demonstrate that the Kong-Fang model, when combined with the SPG algorithm, can accurately simulate the complex dynamic mechanical behaviors of concrete-like materials, including shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect. To achieve high-precision simulation of dynamic mechanical behaviors of concrete-like materials subjected to blast and impact loadings across high-medium-low pressure ranges, it is essential to establish an EoS with a wide-range pressure based on experimental data from EoS behavior tests. However, shear-enhanced compaction and strain-rate coupling effects should be eliminated when using flyer-plate impact test data to calibrate the EoS parameters. A paradox arises in the establishment of EoS with wide-range pressure for concrete-like materials, and the application of numerical iteration correction methodology may represent an effective approach to resolving this challenge. These findings provide a theoretical foundation for the future development of a numerical iteration correction methodology to eliminate the shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect on the EoS of concrete-like materials, thereby facilitating the establishment of a high-precision EoS with a wide range of pressure for concrete-like materials subjected to impact and blast loadings.

Keywords: concrete-like material; blast and impact loadings; equation of state; shear-enhanced compaction effect; strain-rate effect

混凝土类材料(普通混凝土、水泥砂浆和超高性能混凝土等材料的统称)广泛用于军用和民用防护结构中[1-3]。在炸药爆炸或弹体侵彻等强动载作用下,混凝土类材料可能发生动态拉伸、剪切和压缩等典型破坏现象[4-5]。对爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料中应力波传播衰减和动态损伤破坏的精细化数值模拟是当前研究的热点和难点[6-8]。

在爆炸冲击荷载作用近区,混凝土类材料因受高压和高应变率作用而呈近似流体状态,经典损伤塑性模型难以有效描述该状态下的力学行为[9]。目前普遍采用的爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料模型为流体弹塑性模型,如 Holmquist-Johnson-Cook (HJC)模型[10]、Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT)模型[11]、Karagozian and Case (K&C)模型[12] 和 Kong-Fang 模型[13]。在流体弹塑性模型中,混凝土类材料由孔隙坍塌和裂纹扩展引起的力学行为变化分别由状态方程(球量)和强度面(偏量)描述。在爆炸冲击荷载作用下,动态压缩破坏发生在高静水压力状态,动态剪切破坏发生在较低或中等静水压力状态,而动态拉伸破坏则通常发生在低静水压力状态[4]。因此,流体弹塑性模型中的状态方程必须能同时准确描述混凝土类材料在高-中-低压下的力学行为,即需要建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程。然而,由于混凝土类材料的等压屈服特性和剪胀特性[13-14],材料既可在等压受力下因压缩而屈服,也可在剪应力作用下产生体积变形,体积应变与剪应力有关,剪应变与静水压力有关,即存在应力球量与偏量的耦合作用[13-16],从而给建立混凝土类材料高精度宽广压力范围状态方程带来很大挑战。

状态方程(equation of state, EoS)描述了材料静水压力、密度和内能三者之间的变化,用 3 个维度的空间曲面(Hugoniot 曲面)来描述,曲面上的任意一点均代表材料的某一特定状态[15]。由于材料的内能变化无法直接测量,因此状态方程通常简化为二维平面上的压力和密度(常用体积应变描述)关系曲线[17-18],如图 1 所示。对于获取混凝土类材料 EoS 数据的实验方法,最初是在静高压条件下,对材料体积应变随静水压力

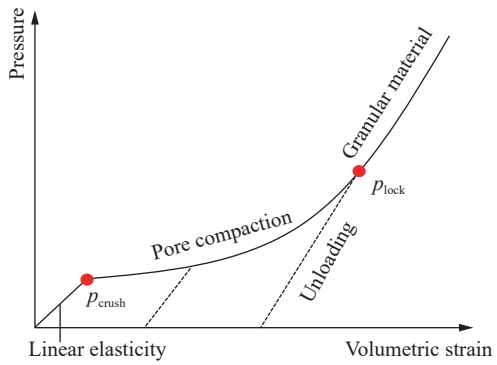


图 1　混凝土类材料状态方程示意图[18]

Fig. 1　Typical equation of state for concrete-like materials[18]

的变化规律进行实验研究而开始的，对应的实验称为静水压缩实验[19]。静水压缩实验通常利用伺服装置施加压力，但对于含孔隙和微裂纹的非均质混凝土类材料而言，受伺服装置和试件尺寸限制，目前所施加的最大静水压力在 0.8 GPa 以下，远不能覆盖爆炸冲击荷载作用近区材料处于 10 GPa 量级的高压状态[7]。

相对于静高压技术，动高压技术可实现最高可达 1 TPa 量级的冲击压力范围。目前，技术上成熟并被广泛用于研究固体高压状态方程的动高压技术为压缩气炮技术，对应的实验被称为平板撞击实验[15]。对于混凝土类材料，当平板撞击实验达到的冲击压力比材料剪切强度高 2 个数量级甚至更高的情况下，材料可视为无粘性可压缩流体，材料模型中的畸变律部分可忽略不计而只考虑容变律部分，这种处理方法通常称为流体动力学近似[9]。在冲击高压作用下，混凝土类材料中的压缩扰动将形成强间断冲击波，利用冲击波波阵面上的冲击突跃条件（Rankine-Hugoniot 关系），并结合平板撞击实验测得的冲击波波速和质点速度的关系曲线（Hugoniot 线），即可确定混凝土类材料高压状态方程[9,15]。然而，当冲击压力与材料剪切强度量级接近或相同时，由于需考虑剪切增强效应，平板撞击实验得到的轴向应力（Hugoniot 应力）实际上是由静水压力项和剪切应力项（由剪切增强效应引起[13]）2 部分组成。另外，由于中-低压时混凝土类材料不能视为无黏性可压缩流体，应变率效应会对状态方程产生重要影响。Cui 等[14]基于三维霍普金森杆实验加载系统，研究了混凝土在三向冲击荷载下的状态方程，发现混凝土体积模量在中-低压时具有应变率效应，且应变率敏感性随压力的升高而逐渐减弱，在压力远高于混凝土剪切强度时应变率效应消失。对于应变率效应，在流体弹塑性模型中一般通过“径向放大”方法对当前加载面进行修正[12-13]，为避免重复考虑应变率效应，在由平板撞击实验确定中-低压状态方程时应剔除应变率效应。然而，诸多学者在利用平板撞击实验（动态一维应变压缩实验）确定中-低压状态方程时，为简化处理并未考虑轴向应力与静水压力之间的差异，即在冲击压力与混凝土类材料剪切强度量级接近或相同时，仍将轴向应力视为近似等于静水压力。这种处理方法忽略了混凝土类材料剪切增强效应和应变率效应的影响，必然会给爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料中应力波传播衰减和动态损伤破坏的数值模拟带来较大误差。

Larson 等[3] 指出，由于脆性材料平板撞击实验中剪切增强效应和应变率效应的存在，根据 Rankine-Hugoniot 关系确定的轴向应力与体积应变关系曲线并不能等同于静水压力与体积应变关系曲线。Neel[20]通过对比准静态压缩实验与平板撞击实验结果，发现相同体积应变下动态压缩应力高于准静态压缩应力，并指出两者之间的差异随体积应变的增大而增大。Piotrowska 等[21] 指出，与准静态压缩相比，在动态压缩中由于应变率效应的存在，混凝土类材料被压缩至相同体积应变时需要更高的压力。显然，上述研究仅限于定性分析，目前在利用平板撞击实验数据标定状态方程参数时，尚无法定量评估由于引入赘余的剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程行为的影响，这必然会阻碍爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料中应力波传播衰减和动态损伤破坏精细化数值模拟的实现。另外，由于混凝土类材料存在应力球量与偏量的耦合作用以及实验加载装置和测试手段的限制，仅依靠静水压缩和平板撞击实验数据来量化剪切增强效应和应变率效应的影响或进一步剔除这些效应，目前来看还十分困难。

随着数值算法的发展和计算效率的提升，数值模拟已成为研究爆炸冲击载荷作用下混凝土类材料状态方程行为的重要手段[2,5,22]。对混凝土类材料状态方程行为的高精度数值模拟，主要取决于完善的混凝土类材料模型和合理的数值算法。Kong 等[13] 基于混凝土材料压力-体积应变实验数据和三轴压缩实验数据，对比分析了常用的 HJC[10]、RHT[11]、K&C[12] 和 Kong-Fang[13] 等 4 种流体弹塑性模型对状态方程和最大强度面的预测效果，发现 Kong-Fang 模型整体上优于其他模型。另外，为通过数值模拟研究剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响，混凝土类材料模型中状态方程自身的选取尤为重要，选取的状态方程应能准确描述混凝土类材料在高-中-低压下的力学行为。目前，广泛应用于混凝土类材料的状态方程主要有 Herrmann 孔隙状态方程[18]、HJC 模型状态方程[10] 和列表式状态方程[23]。Wang 等[2] 近期通过实验和数值模拟研究发现：Herrmann 孔隙状态方程和 HJC 模型状态方程不能准确描述中-低压范围

内混凝土类材料的压力-体积应变关系。而 K&C 模型和 Kong-Fang 模型中所采用的列表式状态方程，可直接依据状态方程行为实验数据来标定 10 组压力-体积应变数据，作为流体弹塑性模型中状态方程参数的输入，在 10 组数据的基础上进行线性插值，从而描述混凝土类材料的状态方程行为。

对混凝土类材料在爆炸冲击载荷作用下动态力学行为的数值模拟，通常采用有限元结合单元删除算法，孔祥振等[24] 对该方法进行了系统评估，指出单元删除准则对混凝土类材料损伤破坏和应力波传播的预测结果影响非常大，应谨慎使用。对混凝土类材料在爆炸冲击载荷作用下动态力学行为的另一种模拟方法为无网格算法。由 LS-DYNA 近期开发的光滑粒子伽辽金(smoothed particle Galerkin, SPG)算法[25] 可很好地处理大变形和多物质间界面等问题，该算法通过粒子间的键基断裂来描述材料损伤破坏，有效克服了传统粒子法收敛性差、拉伸不稳定以及有限元法单元删除导致的动量、能量不守恒等缺陷，目前已被成功应用于装药内爆炸[26-27] 和弹体侵彻[28-29] 等问题的数值模拟中，取得了良好效果。

基于此，本文以混凝土类材料中的水泥砂浆为例，首先收集系统完善的水泥砂浆静、动态力学性能实验数据，在此基础上对 Kong-Fang 混凝土类材料模型参数进行详细标定，然后基于 LS-DYNA 中无网格的 SPG 算法对水泥砂浆静水压缩和平板撞击 2 类状态方程行为实验进行精细化数值模拟，定量分析剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，为建立爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料高精度宽广压力范围状态方程提供依据。

1　水泥砂浆状态方程行为实验[2,30]

为分析剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，需对同一种材料开展系统全面的静水压缩(hydrostatic compression, HC)和平板撞击(flyer-plate impact, FPI)2 类状态方程行为实验，并确保 2 类实验得到的静水压力(轴向应力)与体积应变关系之间能相互比较，且所涉及的压力范围应能覆盖高-中-低压的宽广压力范围。然而，对于非均质的混凝土类材料，由于加压装置的限制，开展这样的系统性实验目前仍较困难。

为研究混凝土类材料的状态方程行为，Yankelevsky 等[30] 利用自制的高压加载装置对水泥砂浆开展了 HC 实验，在加载过程中试件的最高静水压力可达 0.73 GPa；Wang 等[2] 对水泥砂浆开展了系统性的 FPI 实验，轴向应力最高可达 28.7 GPa。值得一提的是，Wang 等[2] 和 Yankelevsky 等[30] 采用的水泥砂浆的配合比、密度、泊松比和抗压强度等均较接近(见表 1)。本文对水泥砂浆的 2 类状态方程行为实验(HC 和 FPI 实验)分别进行介绍，并对 2 类实验材料性能之间的差异可能导致的潜在误差进行分析。

表 1　水泥砂浆配合比和力学性能参数

Table 1　Mix ratios and mechanical property parameters of cement mortar

实验类别	水灰质量之比	配合比/(kg·m^{-3})			密度/(kg·m^{-3})	泊松比	抗压强度/MPa	来源
		水	水泥	砂				
HC实验	0.5	336.4	672.8	1 183.5	2 194	0.20	44.8	文献[30]
FPI实验	0.5	276.6	553.2	1 438.2	2 268	0.19	42.7	文献[2,31]

1.1　HC 实验[30]

水泥砂浆的 HC 实验中采用圆柱体试件，试件的直径和高度分别为 70 和 150 mm。实验加载分 2 种工况：第 1 种工况为对试件连续加载至最大静水压力，然后卸载，简称连续加载；第 2 种工况为经多次加/卸载循环至最大静水压力，最后卸载，简称非连续加载。加载速率约 5 kN/s，可视为准静态加载。需要指出的是，Yankelevsky 等[30] 开展的 HC 实验，实际上为准静态单轴受限压缩实验，通过实验过程中测得的径(环)向应变和经标定的测压系数，将轴向应力调整为真实的静水压力(即剔除剪切增强效应)。2 种加载工况下得到的静水压力 p 与体积应变 μ 的关系曲线[30] 如图 2 所示，可以看出，2 种加载工况下 p-μ 关系曲线的加载部分几乎完全重合，由此说明 HC 实验结果是可靠的。

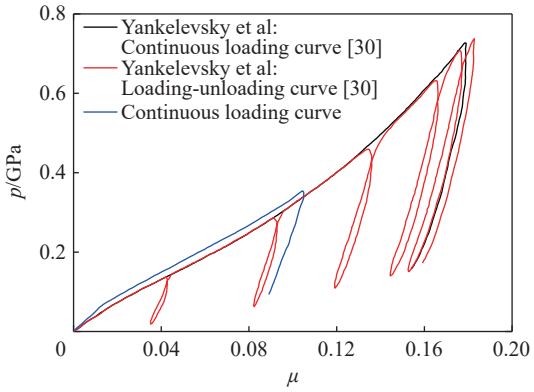


图 2　水泥砂浆 HC 实验加载/卸载曲线

Fig. 2　Loading-unloading curves from HC experiment for cement mortar

1.2　FPI 实验[2]

Wang 等[2] 利用轻气炮对水泥砂浆进行了 2 种类型的 FPI 实验。第 1 种为采用内嵌粒子速度计(embedded electro-magnetic particle velocity gauge, EMV)方法的 FPI 实验，撞击速度范围为 45～288 m/s，在一级轻气炮上进行。水泥砂浆飞片的尺寸为 Φ50 mm×8 mm，水泥砂浆靶体的尺寸为 Φ50 mm×25 mm，靶体沿纵轴方向被分割成相等的 2 片。厚度约为 60 μm 的粒子速度计夹在 2 片靶体中间，由 5 个间距为 2 mm 的铜膜传感器组成。由于飞片和靶体均采用相同材料水泥砂浆，这种实验被称为对称 FPI 实验[22]。图 3 给出了撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验中测得的粒子速度时程曲线。其中，测点 1 和 3 分别位于水泥砂浆靶体中沿纵轴方向距撞击面中心 2 和 6 mm 处。

第 2 种为采用多普勒光纤测速系统(Doppler probe system, DPS)方法的 FPI 实验，撞击速度范围为 314～1970 m/s，在一级或二级轻气炮上进行。水泥砂浆靶体的尺寸为⌀20 mm×3 mm，PMMA 透明窗口的尺寸为⌀20 mm×8 mm；飞片的尺寸为⌀48 mm×1.5 mm 或⌀56 mm×3.5 mm，基板的尺寸为⌀48 mm×1.5 mm，飞片和基板均由无氧铜(oxygen-free high conductivity copper, OFHC 铜)制成。由于飞片由已知粒子速度与波速关系的金属材料制成，而靶体为待测试材料水泥砂浆，这种实验被称为正向 FPI 实验[22]。图 4 给出了撞击速度为 475 m/s 的正向 FPI 实验中得到的粒子速度时程曲线。其中，DPS-Ⅰ为无氧铜基

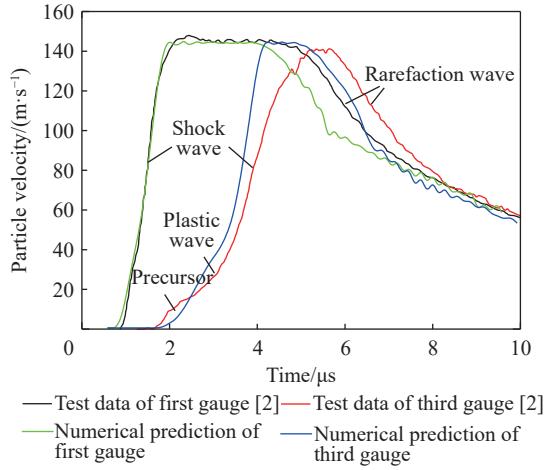


图 3　撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验粒子速度时程曲线与数值计算预测结果的对比

Fig. 3　Comparison of particle velocity-time histories recorded in symmetric FPI experiment at an impact velocity of 288 m/s with ones predicted by numerical computation

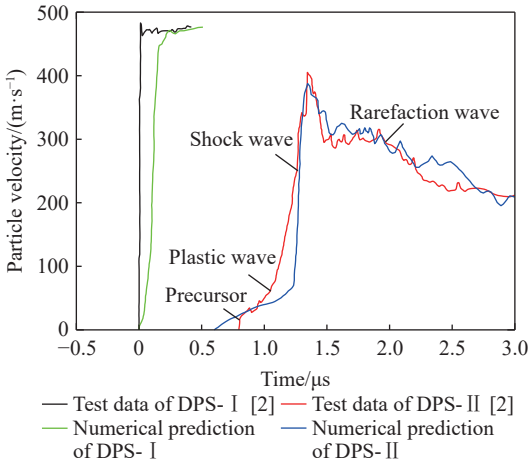


图 4　撞击速度为 475 m/s 的正向 FPI 实验粒子速度时程曲线与数值计算预测结果的对比

Fig. 4　Comparison of particle velocity-time histories recorded in normal FPI Experiment at an impact velocity of 475 m/s with ones predicted by numerical computation

板背后的粒子速度时程曲线，DPS-Ⅱ为水泥砂浆靶体与 PMMA 透明窗口界面的粒子速度时程曲线。

Wang 等[2] 开展的 FPI 实验的飞片撞击速度范围为 45～1970 m/s，表 2 和图 5 给出实验测得的不同飞片撞击速度下水泥砂浆靶体纵波波速与粒子速度关系（简称 u_s-u_p 关系）数据。由图 5 结合图 3～4 可以看出：对于不同撞击速度，靶体中的波结构存在明显差异，随着撞击速度的提高，波结构会从弹塑性波转变为弹塑性-冲击波，直至为冲击波。显然，由于波结构的差异，需对实验测得的 u_s-u_p 关系数据进行分区拟合[2,16]。Wang 等[2] 通过对图 5 中的数据进行波结构分析，从而建立了准确可靠的一维应变纵波波速随粒子速度变化的关系曲线（图 5 中黑色实线）。

表 2　不同撞击速度下水泥砂浆 FPI 实验结果[2]

Table 2　FPI experimental data for cement mortar at different impact velocities[2]

对称FPI实验			正向FPI实验		
撞击速度/(m·s^{-1})	粒子速度/(m·s^{-1})	纵波波速/(m·s^{-1})	撞击速度/(m·s^{-1})	粒子速度/(m·s^{-1})	纵波波速/(m·s^{-1})
45	22.5	3055	314	274.9	2041
61	31.5	2160	475	411.7	2370
82	41.0	1996	601	508.4	2827
100	50.0	2140	777	656.9	2908
114	57.0	1613	957	787.8	3546
146	73.0	1336	1560	1230.8	4635
170	85.0	1282	1970	1526.1	5373
212	106.0	1330			
214	107.0	1242			
288	144.0	1454			

利用建立的 u_s-u_p 关系，进一步结合 Rankine-Hugoniot 关系[9,15]，可确定 Hugoniot 应力（轴向应力 σ_x）与体积应变 μ 的关系曲线，如图 6 所示。可以看出：FPI 实验测得的轴向应力 σ_x 最高可达 18.6 GPa，可覆盖冲击爆炸荷载作用下应力波传播衰减所经历的宽广压力范围。

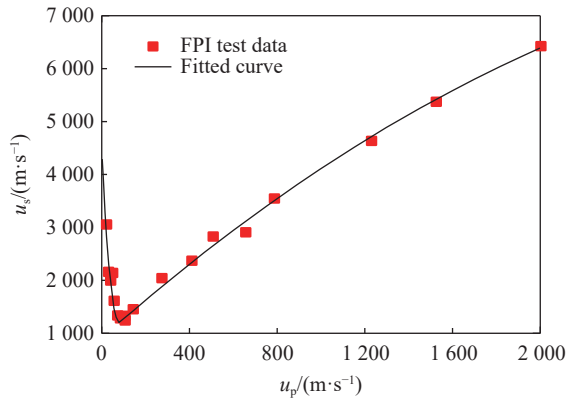


图 5　FPI 实验[2] 水泥砂浆靶体纵波波速与粒子速度关系

Fig. 5　Relationship between longitudinal wave velocity and particle velocity of cement mortar target for FPI experiment[2]

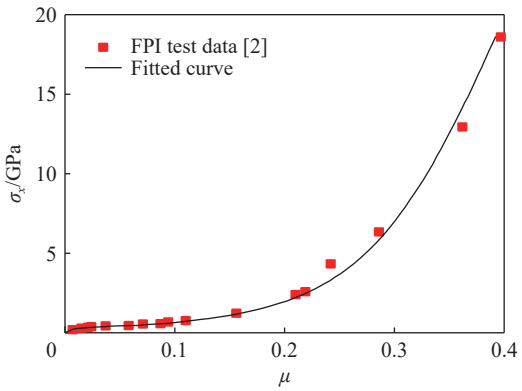


图 6　FPI 实验[2] 获得的水泥砂浆轴向应力-体积应变关系

Fig. 6　Relationship between axial stress and volumetric strain of cement mortar determined by FPI experiment[2]

图 7 给出了水泥砂浆 HC 实验得到的静水压力和 FPI 实验得到的轴向应力与体积应变关系的对比。可以看出：相同体积应变 μ 时，FPI 实验得到的轴向应力高于 HC 实验得到的静水压力（$\sigma_x > p$）。这是由于 FPI 实验中水泥砂浆在动态一维应变条件下受剪切增强效应和应变率效应的影响，使得轴向应力

与静水压力之间存在明显差异。另外，2 类实验所达到的压力(应力)在体积应变为 0～0.18 的范围内能直接相互对比，且能覆盖爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料所经历的宽广压力范围(0～18.6 GPa)，可为定量分析剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响提供基础数据和可靠依据。

1.3　误差分析

由表 1 可知 HC 实验和 FPI 实验的水泥砂浆配合比和基本力学性能相近，但考虑到 2 类实验采用的水泥砂浆试件非同一批次且来源不同，因此有必要对其可能带来的不确定性及潜在误差进行分析。

首先，对比分析 2 种水泥砂浆的静态压缩性能。本文利用真三轴电液伺服装置对开展 FPI 实验[2] 时预留的水泥砂浆试件(50 mm×50 mm×50 mm 立方体试件)进行静水压缩实验。对试件以 5 kN/s 的速度加载，过程中保持 3 个加载方向上的荷载一致，至静水压力峰值 350 MPa(装置最大稳定加压值)后卸载。图 2 给出了该静水压缩实验(蓝色实线)与 Yankelevsky 等[30] 静水压缩实验的加载/卸载曲线对比。可以看出：2 种水泥砂浆的力学性能在静水压缩实验所能达到的压力范围内(p≤350 MPa)十分接近。另外，图 8 给出本文收集的 3 种配合比和抗压强度均相似的水泥砂浆三轴压缩实验数据[31-33] 的对比，坐标轴名称中的 f_c、σ 和 p 分别代表单轴抗压强度、等效剪切强度和压力 p(详见 2.1.1 节)。由图 8 可以看出，3 种水泥砂浆在围压条件下的力学性能也很接近。这从侧面进一步说明，配合比和抗压强度相似的水泥砂浆，其静态压缩性能可视为基本相同。

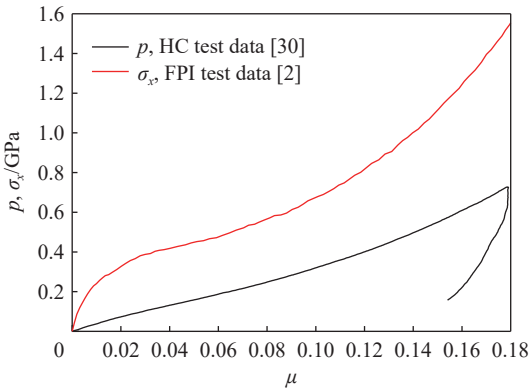


图 7　HC 实验[30] 获得的水泥砂浆静水压力和 FPI 实验[2] 获得的水泥砂浆轴向应力与体积应变关系的对比

Fig. 7　Comparison between hydrostatic pressure-volumetric strain curve obtained in HC experiment[30] and axial stress-volumetric strain curve obtained in FPI experiment[2] for cement

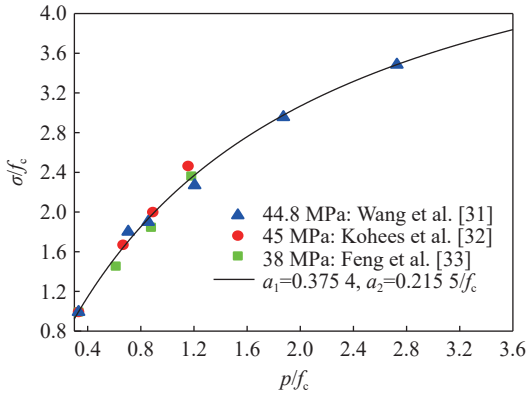


图 8　根据三轴压缩实验数据标定的水泥砂浆强度面参数

Fig. 8　Failure surface parameters for cement mortar calibrated by triaxial compression experimental data

其次，对于动态压缩性能，Gebbeken 等[17,34] 和 Riedel 等[11,35] 认为混凝土类材料在动高压下的体积压缩特性与其基体抵抗压缩的能力密切相关。鉴于表 1 所列的 2 种水泥砂浆配合比和抗压强度相近，因此在平板撞击这种典型的动高压条件下，其动态压缩性能也可视为基本相同。

基于上述分析，可认为利用表 1 中所列的非同一批次且来源不同，但配合比和基本力学性能相近的 2 种水泥砂浆，对后续利用数值模拟定量分析剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，所带来的潜在误差在可接受范围内。因此，采用 Yankelevsky 等[30] 开展的 HC 实验数据(静水压力可达 0.73 GPa)，以确保与 Wang 等[2] 开展的 FPI 实验数据在较大范围内能直接相互比较，从而便于定量分析剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响。

2　数值模型及验证

利用 Kong-Fang 流体弹塑性模型和 LS-DYNA 中的 SPG 算法，对水泥砂浆 HC 实验[30] 和 FPI 实验[2] 进行数值模拟。首先对水泥砂浆的 Kong-Fang 模型材料参数进行详细标定，然后建立数值模型，最后将

数值预测结果与实验结果进行对比，验证数值模型的可靠性和精度。

2.1　水泥砂浆材料模型及参数标定

水泥砂浆采用 Kong-Fang 流体弹塑性模型，其材料参数可分为 4 类，即强度面参数、应变率效应参数、损伤参数和状态方程参数[4,13]。通过大量水泥砂浆静、动态力学性能实验数据，对 4 类材料模型参数进行详细标定。

2.1.1　强度面参数的标定

强度面参数主要包括无侧限单轴抗压强度 f_c (43.8MPa)、抗拉强度 T (5.48MPa)、弹性模量 E (31.7GPa)、泊松比 ν (0.195)、拉压子午面之比 ψ 以及最大强度面参数 a_1 和 a_2。在 Kong-Fang 模型中，拉压子午面之比 ψ 起重要作用，其被定义为分段函数。利用水泥砂浆的三轴压缩实验数据[31-33]，ψ 被确定为：

$$\psi(p)=\begin{cases}0.5 & p\leqslant 0\\ 0.5+1.5T/f_c & p=\dfrac{f_c}{3}\\ 1.15/\left[1+1.3/(3a_1+2.3a_2f_c)\right] & p=\dfrac{2.3f_c}{3}\\ p/(p+f_c) & p\geqslant 3f_c\end{cases} \tag{1}$$

最大强度面参数 a_1 和 a_2 也由三轴压缩实验数据确定[31-33]，如图 8 所示。利用单轴抗压强度 f_c 将等效剪切强度 σ 和压力 p 进行无量纲化处理，并在此基础上对实验数据进行曲线拟合，可确定参数 a_1 和 a_2 分别为 0.3754 和 0.2155/f_c。

2.1.2　应变率效应参数的标定

对于应变率效应，Kong-Fang 模型中采用 Xu 等[36] 提出的拉伸动态强度增强因子（dynamic increase factor (DIF) in tension, θ_t）和压缩动态强度增强因子（DIF in compression, θ_c）计算公式：

$$\theta_t=\left\{\left[\tanh\left(\left(\log(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)-W_x\right)S\right)\right]\left(F_m/W_y-1\right)+1\right\}W_y \tag{2}$$

$$\theta_c=(\theta_t-1)(T/f_c)+1 \tag{3}$$

式中：$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率，取值为 1 s^{-1}；F_m、W_x、S 和 W_y 为相关经验参数。Wang 等[31] 利用实验数据对水泥砂浆的 θ_t 和 θ_c 分别进行拟合，可直接使用，其中 F_m 为 10，W_x 为 1.6，S 为 0.8，W_y 为 5.5。

2.1.3　损伤参数对标定

Kong-Fang 模型中考虑混凝土类材料的 3 种损伤机制，即孔隙坍塌引起的静水压缩损伤、剪切微裂纹引起的剪切损伤和拉伸微裂纹引起的拉伸损伤[4]。另外，通过引入与应力状态相关的权重因子考虑 3 种损伤的相互作用，包括剪切损伤对拉伸损伤的影响及静水压缩损伤对其他应力状态过程中损伤的影响。对于剪切损伤参数，主要有控制应变软化阶段的参数 α 以及常数 d_1 和 d_2，由 Wang 等[31] 开展的水泥砂浆无侧限单轴压缩实验应力-应变曲线软化阶段的数据确定，取值分别为 1.0、0.04 和 2.3；对于拉伸损伤参数，主要包括断裂应变 ε_{frac} 以及常数 c_1 和 c_2，ε_{frac} 由 Wang 等[31] 开展的水泥砂浆无侧限单轴拉伸实验确定为 0.01，c_1 和 c_2 的取值分别为 3.0 和 6.93[13]；对于静水压缩损伤参数，主要包括锁应变 μ_l 和常数 β，μ_l 为水泥砂浆孔隙完全坍塌压实时的体积应变，由初始密度 2194 kg/m^3 和压实密度 2683 kg/m^3 经计算确定为 0.223，常数 β 控制体积压缩损伤的演化速率，其值为 1.0[4]。

2.1.4　状态方程参数的标定

Kong-Fang 模型中采用列表式状态方程，其中涉及到 10 组压力 p（p_1～p_{10}）、体积应变 μ（μ_1～μ_{10}）与卸载体积模量 K（K_1～K_{10}）关系参数。为避免 FPI 实验中的剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响，在此处仅根据 HC 实验[30] 数据来标定 EoS 参数（简称 EoS-HC），如图 9 和表 3 所示。此外，当 $\mu>0.18$ 时（超过 HC 实验数据范围），此时状态方程关系由已标定的 10 组关系参数的拟合曲线经自动外推确定，如图 9 中红色实线所示。

值得一提的是，近年来 Kong-Fang 模型逐渐被应用于岩石[37]、超高性能混凝土（ultra-high

performance concrete, UHPC)[38]、活性粉末混凝土(reactive powder concrete, RPC)[39] 和地聚合物混凝土(geopolymer based high performance concrete, G-HPC)[40] 等材料，本文所采用的水泥砂浆模型参数标定方法亦适用于这些材料。

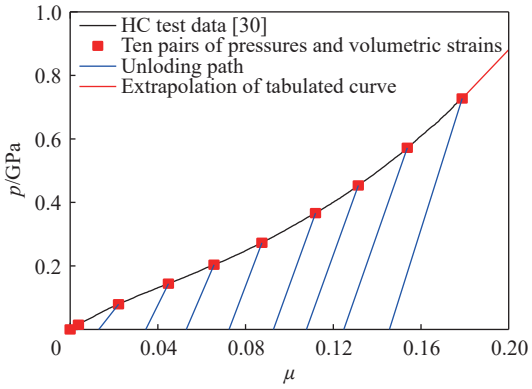


图 9　根据 HC 实验数据标定 EoS 参数(EoS-HC)

Fig. 9　Calibrated EoS parameters based on HC data (EoS-HC)

表 3　水泥砂浆 Kong-Fang 模型的状态方程参数

Table 3　Equation-of-state parameters of the Kong-Fang model for cement mortar

项目	μ_1	μ_2	μ_3	μ_4	μ_5	μ_6	μ_7	μ_8	μ_9	μ_{10}
EoS-HC	0	0.0038	0.0221	0.0448	0.0656	0.0875	0.1119	0.1314	0.1538	0.1788
EoS-FPI	0	0.0052	0.0201	0.0512	0.0856	0.1312	0.1701	0.2014	0.2437	0.2817
项目	p_1/GPa	p_2/GPa	p_3/GPa	p_4/GPa	p_5/GPa	p_6/GPa	p_7/GPa	p_8/GPa	p_9/GPa	p_{10}/GPa
EoS-HC	0	0.0148	0.0793	0.1440	0.2037	0.2728	0.3663	0.4533	0.5718	0.7271
EoS-FPI	0	0.1662	0.3276	0.4521	0.5863	0.9061	1.3952	1.9939	3.3863	5.5687

2.2　无氧铜和 PMMA 材料模型及参数标定

正向平板撞击实验中无氧铜飞片和基板采用 Johnson-Cook 动态本构模型和 Gruneisen 状态方程，具体参数取值见文献 [30, 41]；PMMA 透明窗口采用 Elastic-Plastic-Hydro 动态本构模型(即 LS-DYNA 中第 10 号材料模型[23])和 Grüneisen 状态方程，具体参数取值见文献 [30, 42]。

2.3　数值计算策略及网格敏感性分析

水泥砂浆、无氧铜和 PMMA 材料均采用 SPG 算法进行数值计算。由 LS-DYNA 开发的 SPG 算法在有限元模型基础上并不需要进行太多额外操作，只需将 Solid 单元的关键字*SECTION_SOLID 替换成 *SECTION_SOLID_SPG，即可生成 SPG 粒子，且替换前的有限元模型网格尺寸即为 SPG 粒子间距。SPG 算法中的关键控制参数主要包括非局部化范围、键基断裂等效塑性应变和键基拉断延伸率[23,25]。本文经参数敏感性分析，确定水泥砂浆 SPG 算法的非局部化范围、键基断裂等效塑性应变和键基拉断延伸率参数取值分别为 1.5、0.3 和 1.015。

图 10(a) 给出水泥砂浆 HC 实验[30] 数值模拟几何模型及边界条件。试件按照与图 2 中黑色曲线相同的加载方式施加围压至 0.73 GPa 然后卸载。图 10(b) 给出水泥砂浆对称 FPI 实验[2] 数值模拟几何模型及边界条件。利用 LS-DYNA 中自动面-面接触算法来模拟水泥砂浆飞片与靶体之间的相互作用，通过改变飞片的初始速度模拟不同撞击速度下的实验工况(具体工况见表 2)。图 10(c) 给出 1.2 节中水泥砂浆正向 FPI 实验数值模拟几何模型及边界条件。利用 LS-DYNA 中自动面-面接触算法来模拟无氧铜飞片、无氧铜基板、水泥砂浆靶体和 PMMA 透明窗口之间的相互作用，通过改变飞片的初始速度模拟不同撞击速度下的实验工况(具体工况见表 2)。

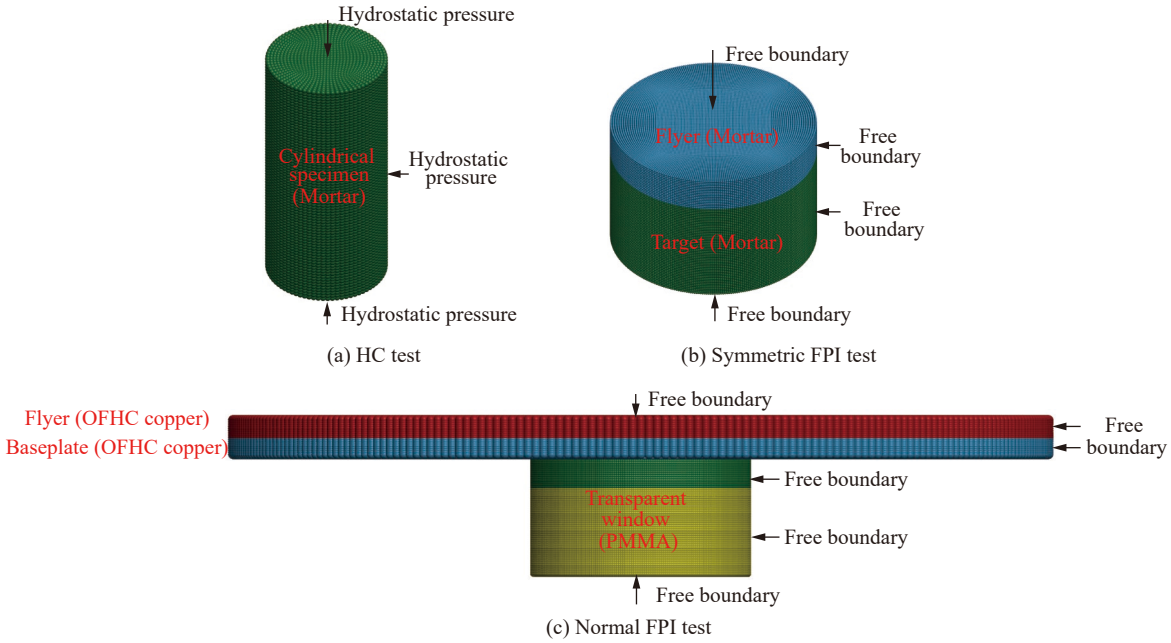


图 10　水泥砂浆状态方程行为实验数值模拟几何模型及边界条件

Fig. 10　Geometry and boundary conditions of numerical models for EoS behavior tests of cement mortar

利用上述建立的数值模型进行网格敏感性分析。图 11 给出第 1 节中 HC、对称 FPI 和正向 FPI 等 3 种实验在不同网格尺寸时的数值模拟预测结果。可以看出，3 种实验在不同网格尺寸时的预测结果均

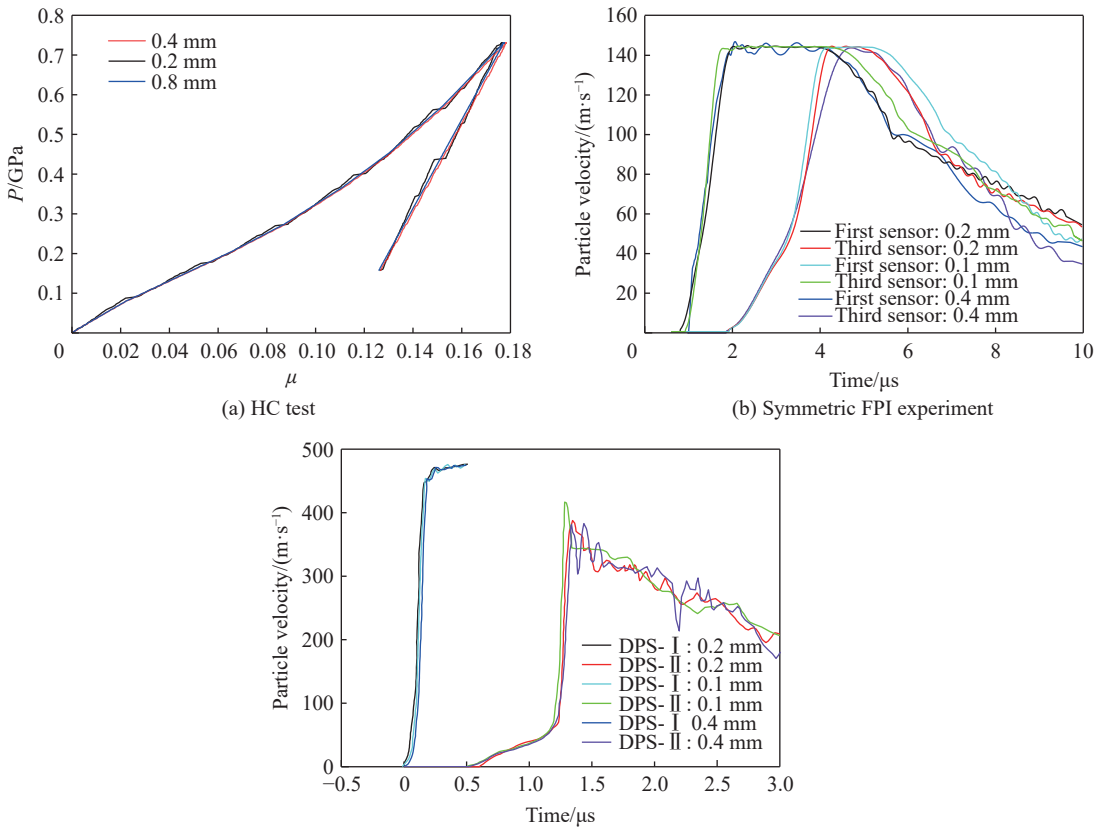


图 11　水泥砂浆状态方程行为实验数值模型网格敏感性分析

Fig. 11　Mesh-size sensitivity of numerical models for EoS behavior experiments of cement mortar

无明显差异。这是由于：一方面，采用的网格尺寸均相对较小，此时网格尺寸对数值模拟结果的影响已达到收敛；另一方面，采用的 SPG 算法兼具非局部化方法的优势，相较于常规有限元方法能有效削弱网格敏感性[25,43]。为兼顾数值计算精度和效率，HC、对称 FPI 和正向 FPI 等 3 种实验对应的数值模型网格尺寸分别确定为 0.4、0.2 和 0.2 mm。

2.4　数值模拟结果及实验验证

基于建立的数值模型，分别对 1.1 节和 1.2 节中 2 类状态方程行为实验进行数值模拟，通过对比数值模拟与实验结果，验证数值模型的可靠性和精度。

HC 实验数值模拟结果与实验结果的对比如图 12 所示。可以看出，HC 实验数值模拟结果与实验结果几乎完全吻合。这是由于在静水压缩状态下，水泥砂浆材料的力学行为完全由控制球量行为的状态方程决定，而由图 9 可知数值模型中状态方程的输入为 HC 实验实测的 p-μ 关系曲线，这种情况下输入即为输出，因此加载/卸载曲线几乎完全吻合。

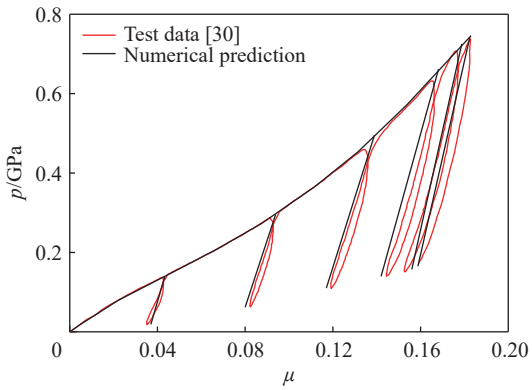
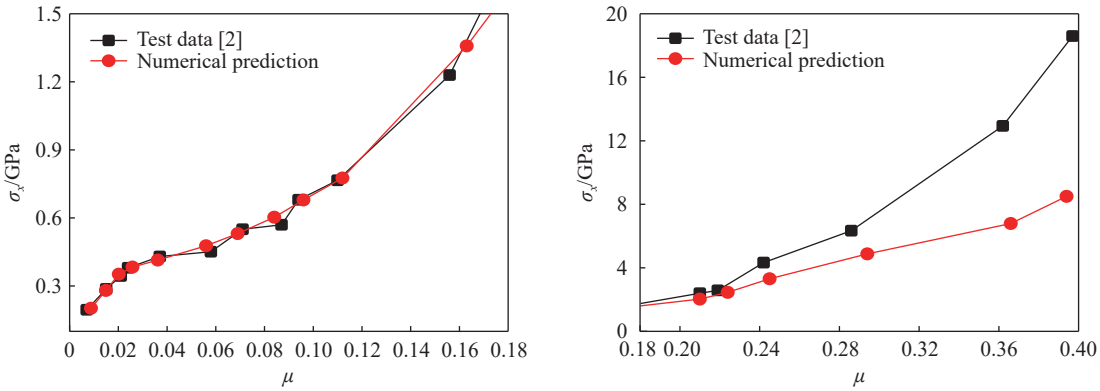


图 12　HC 实验数值模拟结果与相应实验结果的对比

Fig. 12　Comparison of numerical predictions for the HC experiment with the corresponding experimental data

图 3～4 分别给出数值模拟预测的速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验和速度为 475 m/s 的正向 FPI 实验水泥砂浆靶体粒子速度时程曲线与实验结果的对比。可以看出：数值模拟预测的粒子速度时程曲线可准确表征水泥砂浆在冲击过程中的波结构差异，随着速度的增加，波结构会从弹塑性波转变为弹塑性-冲击波，直至为冲击波；并且，在每个测点预测的弹性前驱波、塑性波、冲击波以及稀疏波的到达时间、持续时间和幅值均与实验结果基本吻合，由此说明建立的数值模型具有较高精度。有关水泥砂浆在冲击过程中波结构的更多讨论，可参考文献 [2]，在此不赘述。

图 13 给出不同速度下 FPI 实验数值模拟预测的 σ_x-μ 关系（轴向应力与体积应变关系）与实验结果的对比。由图 13(a) 可知，当 μ<0.18 时，数值模拟预测的 σ_x 和 μ 均与实验结果吻合较好；当 μ >0.18 时，如图 13(b) 所示，数值模拟预测的 σ_x 偏低，且随着撞击速度的增大，数值模拟结果与实验结果的差异逐渐增大。这是由于数值模型中的状态方程参数由 1.1 节中 HC 实验数据标定，其最大体积应变为 0.18，在此范围内数值模型能准确模拟平板撞击实验中的剪切增强效应和应变率效应，从而使得在数值模拟结



(a) Impact velocity not exceeding 314 m/s　　(b) Impact velocity ranged from 475 m/s to 1 970 m/s

图 13　不同速度下 FPI 实验数值模拟预测的 σ_x-μ 关系与实验结果的对比

Fig. 13　Comparison of the σ_x-μ relation between the FPI experiment data and numerical predictions at different impact velocities

果与实验结果吻合较好；当 μ ＞0.18 时（超过 HC 实验数据范围），此时状态方程关系由标定的十组关系参数的拟合曲线经自动外推确定，但混凝土类材料的状态方程和经验公式类似，都有其各自的适用范围（对 2.1.4 节标定的状态方程 EoS-HC 而言，适用范围为 μ ＜0.18），超过适用范围进行曲线外推将会导致无物理意义的错误结果。由此说明，为准确模拟爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料在高-中-低压下的动态力学行为，必须建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程。

图 14 给出了数值模拟预测的撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验水泥砂浆靶体沿撞击面中心法线方向 2 mm（#1）、6 mm（#2）、10 mm（#3）、14 mm（#4）和 18 mm（#5）的 5 处测点压力时程曲线。可以看出：水泥砂浆飞片与靶体撞击产生的压缩波首先使测点#1 处的压力快速升高，随后测点#2、#3、#4 和#5 处的压力依次升高；对于测点#1，压力平台持续约 2.1 μs，随后飞片自由面反射的拉伸波到达该点使压力下降，后经过多次拉伸波卸载至压力为零；由于压缩波作用过后水泥砂浆被压实，从而使应力波波速增大，拉伸波将以更快的速度到达测点#2、#3、#4 和#5，因此测点#1 的压力脉冲宽度（持续时间）最大，测点#2、#3、#4 和#5 的压力脉冲宽度依次变小；另外，测点#3、#4 和#5 的波形中没有出现同测点#1 和#2 的压力平台，且峰值压力迅速降低。

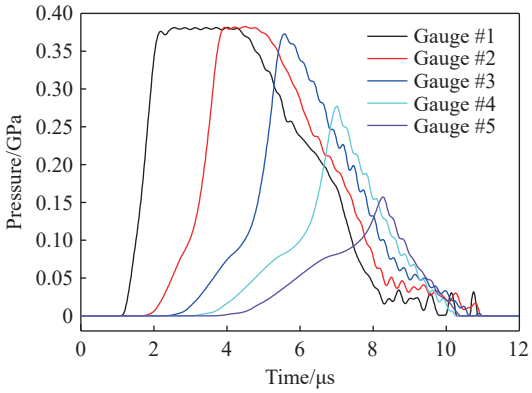


图 14　数值模拟预测的撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验水泥砂浆靶体压力时程曲线

Fig. 14　Numerically predicted pressure-time histories in cement mortar target for symmetric FPI experiment at an impact velocity of 288 m/s

图 15 给出了数值模拟预测的撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验水泥砂浆靶体在 0.15 ms 时的损伤云图。由图 15(a) 可知，在 288 m/s 的撞击速度下水泥砂浆靶体已完全破坏，这与实验后观察到的靶体破坏形态一致。由图 15(b)～(c) 可知，靠近撞击面的靶体上部发生严重的静水压缩损伤和剪切损伤耦合破坏（简称压-剪破坏），而远离撞击面的靶体下部无明显的压-剪破坏。这是由于水泥砂浆靶体中靠近撞击面处的压缩波峰值压力较高（如图 14 所示，测点#1 处可达 0.38 GPa），可使水泥砂浆发生严重的压-剪破坏；靶体下部离撞击面较远，而如图 14 所示压缩波峰值压力沿撞击面中心法线方向快速衰减，直至不足以产生压-剪破坏。另外，水泥砂浆靶体上部较严重的剪切损伤的出现，可有效说明在低速平板撞击实验

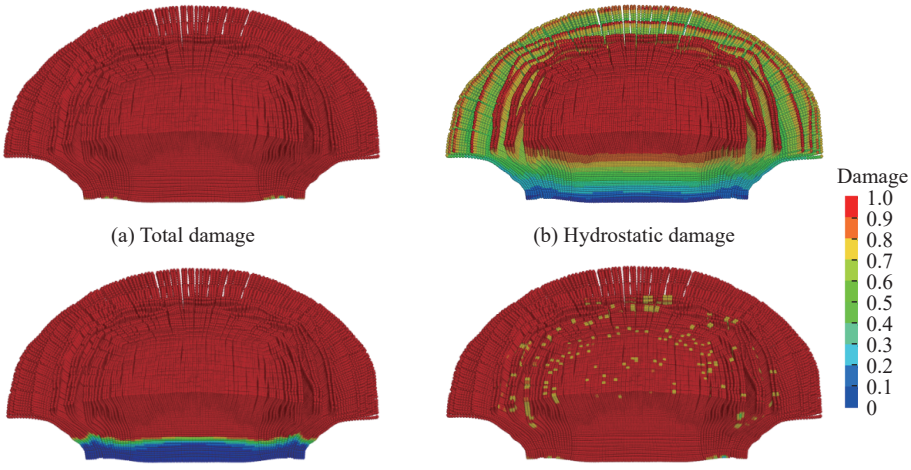


图 15　数值模拟预测的撞击速度为 288 m/s 的对称 FPI 实验水泥砂浆靶体损伤云图

Fig. 15　Numerically predicted damage in cement mortar target for symmetric FPI experiment at a velocity of 288 m/s

中确实存在不可忽视的剪切增强效应。由图 15(d) 可知，在自由面反射拉伸波卸载的反复作用下，整个靶体出现严重破坏。

由上述分析可知，若无剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响，且状态方程能够覆盖爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料所经历的宽广压力范围，利用 Kong-Fang 模型和 SPG 算法可精确模拟混凝土类材料包括剪切增强效应和应变率效应在内的复杂动态力学行为。

3　剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响

如引言所述，目前常用静水压缩和平板撞击 2 类实验数据来标定状态方程参数。然而，只有静水压缩实验测得的压力是标定状态方程所需要的真实静水压力。在平板撞击实验中，水泥砂浆靶体处于高应变率下的动态一维应变状态，除非冲击压力比水泥砂浆剪切增强高两个数量级或更高的情况下泥砂浆可被视为无黏性可压缩流体，否则剪切增强效应和应变率效应的存在会导致实测轴向应力与真实静水压力存在明显差异。

在本节中，利用第 2 节已充分验证的高精度数值模型，在其他条件不变的情况下，使用 1.2 节中水泥砂浆 FPI 实验数据来标定 EoS 参数，然后将其作为 Kong-Fang 模型中状态方程的输入进行数值模拟，定量分析剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响。为便于表述，将根据 HC 和 FPI 实验数据标定的 EoS 参数分别简称为 EoS-HC 和 EoS-FPI。利用 EoS-HC 得到的数值模拟结果在 2.4 节中已给出，可直接用于与利用 EoS-FPI 得到的数值模拟结果比较。

图 16 和表 3 给出由 1.2 节中 FPI 实验数据标定的 10 组压力 $p(p_1\sim p_{10})$、体积应变 $\mu(\mu_1\sim\mu_{10})$ 和卸载体积模量 $K(K_1\sim K_{10})$ 关系参数（即 EoS-FPI）。卸载体积模量（$K_1\sim K_{10}$）由等强度混凝土的相关数据确定[39,44]。值得一提的是，μ_{10}=0.281 7 对应水泥砂浆被压实时的体积应变（水泥砂浆初始密度为 2 194 kg/m^3，压实密度为 2 683 kg/m^3，则体积应变 $\mu_{\rm lock}$=0.222 9；压实压力 $p_{\rm lock}=p_{10}$=5.568 7 GPa，对应体积应变为 $\mu_{\rm plock}=\mu_{10}$=0.281 7）。

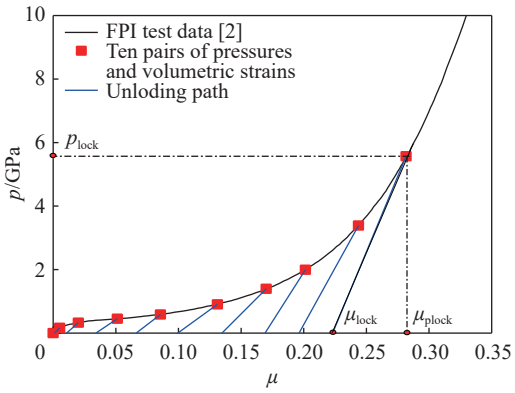


图 16　根据 FPI 实验数据标定 EoS 参数（EoS-FPI）

Fig. 16　Calibrated EoS parameters based on FPI test data (EoS-FPI)

利用 EoS-FPI 作为 Kong-Fang 模型中状态方程的输入，对第 1 节中 2 类状态方程行为实验分别进行数值模拟。图 17 给出以 EoS-FPI 作为输入时 2 类状态方程行为实验数值模拟与实测结果的对比。对于 HC 实验，由于在标定 EoS-FPI 参数时引入赘余的剪切增强效应和应变率效应，其模拟值高于实测值；对于 FPI 实验，由于在标定 EoS-FPI 参数时和数值计算过程中重复考虑剪切增强效应和应变率效应，导致其模拟值亦高于实测值。

值得注意的是，当轴向应力 σ_x＞15 GPa 时，FPI 实验模拟值与实测值之间的差异逐渐减小。这是由于此时轴向应力比水泥砂浆强度（43.8 MPa）高接近 2 个数量级，这种情况下水泥砂浆材料可被近似视为无粘性可压缩流体，此时剪切增强效应和应变率效应对状态方程的影响逐渐减弱甚至可忽略不计。遗憾的是，由于缺乏充足的水泥砂浆高压状态方程实验数据，可忽略剪切增强效应和应变率效应对状态方程影响的临界冲击压力在本文还无法准确给出。

由上述分析可知，若直接利用 FPI 实验数据对 EoS 参数进行标定，则会由于 FPI 实验中剪切增强效应和应变率效应的存在，从而无法合理预测混凝土类材料的状态方程行为。因此，在利用 FPI 实验数据对 EoS 参数进行标定时，应考虑剔除剪切增强效应和应变率效应。另外，并非所有的 FPI 实验数据都需剔除剪切增强效应和应变率效应，当冲击压力远高于混凝土类材料的强度时，由于材料可视为无粘性可压缩流体，此时可忽略剪切增强效应和应变率效应的影响。

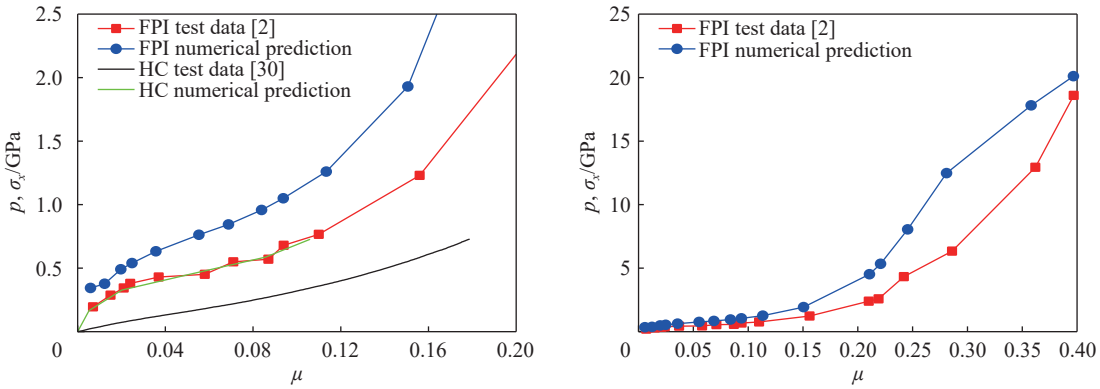


图 17　基于 EoS-FPI 的水泥砂浆 2 类状态方程行为实验数值模拟与实测结果对比

Fig. 17　Comparison of experimental data with numerical predictions using EoS-FPI

为进一步研究剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，对基于 2 种 EoS（EoS-HC 和 EoS-FPI）参数进行数值模拟得到的同种状态方程行为实验（HC 和 FPI 实验）预测结果进行比较，如图 18 所示。可以看出，基于 2 种 EoS 参数得到的 HC 和 FPI 实验模拟结果均可按相同规律排列，即 EoS-FPI 模拟值＞EoS-HC 模拟值。此外，当压力较高时，基于 EoS-HC 得到的 FPI 实验模拟值被明显低估，这可归因于 EoS-HC 压力范围有限（p≤0.73 MPa），从而引起状态方程的非物理外推（外推方式见 2.1.4 节所述）。

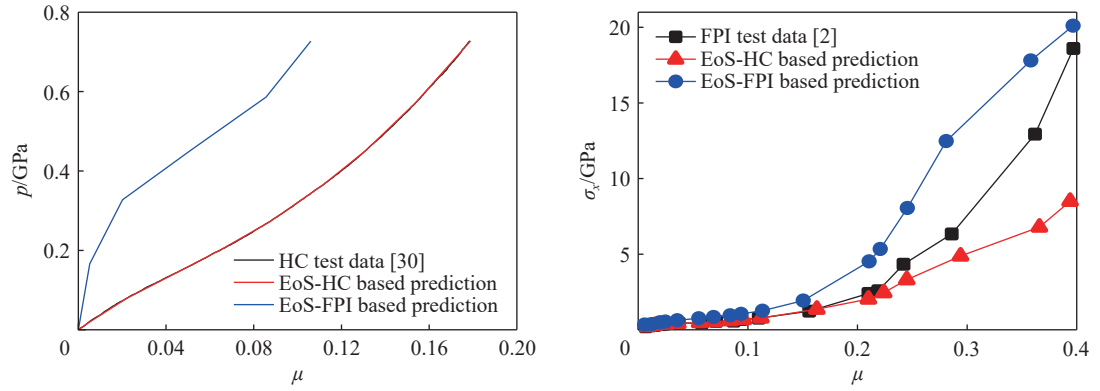


图 18　基于 2 种 EoS 参数进行数值模拟得到的 HC 和 FPI 实验预测结果的对比

Fig. 18　Comparison of numerical predictions based on two sets of EoS parameters

基于上述对比分析可知，将有限压力范围状态方程外推至宽广压力范围的做法是不可取的，混凝土类材料宽广压力范围状态方程的建立必须依据可靠的状态方程行为实验数据。然而，正如前文所述，由于混凝土类材料存在应力球量与偏量的耦合作用以及实验加压装置的限制，现阶段建立爆炸冲击作用下混凝土类材料宽广压力范围状态方程存在明显的悖论：一方面，建立宽广压力范围状态方程必须依赖除静水压缩实验外的平板撞击实验，从而达到能覆盖爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料所经历的宽广压力范围的目的；另一方面，平板撞击实验中的剪切增强效应和应变率效应，使得建立的宽广压力范围状态方程并不能准确表征爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料复杂的力学行为。

4　关于剪切增强和应变率耦合效应的讨论

由第 3 节可知，在利用 FPI 实验数据对 EoS 参数进行标定时，应剔除剪切增强和应变率效应。由于

混凝土类材料的等压屈服特性、剪胀特性和率敏感特性[13-14]，平板撞击实验中的剪切增强效应和应变率效应很难直接解耦，因此将两者统称为剪切增强和应变率耦合效应。

对于剪切增强和应变率耦合效应，由图 19 中水泥砂浆 HC 实验得到的压力-体积应变关系（p-μ 关系）与 FPI 实验得到的轴向应力-体积应变关系（σ_x-μ 关系）的加载段对比可以看出：剪切增强和应变率耦合效应对状态方程行为的影响随体积应变的增大而逐渐增大，在 HC 实验达到最大体积应变 0.18 时，由剪切增强和应变率耦合效应引起的轴向应力增强（1.53 GPa）可达静水压力（0.73 GPa）的 2.1 倍。此时，若以轴向应力来标定状态方程参数（即引入赘余的剪切增强和应变率耦合效应），再叠加流体弹塑性模型中固有的剪切增强效应（即 2.1.1 节中的强度面）和应变率效应（即 2.1.2 节中的应变率效应），这种重复考虑剪切增强效应和应变率效应的做法必然会很大程度高估爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料的抗力。对于如图 18(b) 所示的 FPI 实验数值模拟而言，这种因重复考虑剪切增强效应和应变率效应而引起的轴向应力高估（12.6 GPa）可达实测轴向应力（6.25 GPa）的 2.0 倍（此时体积应变 μ 为 0.282）。

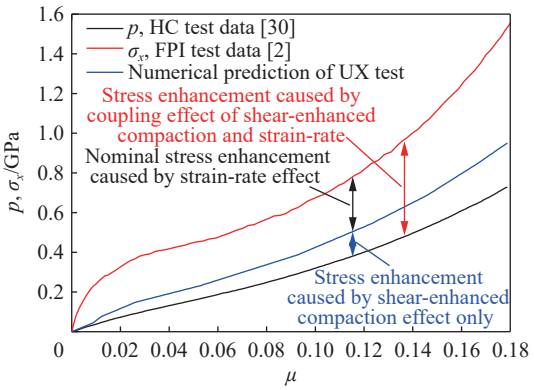


图 19　剪切增强效应和应变率效应的对比

Fig. 19　Comparison between shear-enhanced compaction effect and strain-rate effect

对于单独量化剪切增强效应对混凝土类材料状态方程的影响，最直接且可靠的方式是通过在准静态单轴受限压缩实验中布设特殊测量装置来实现[30,45]。遗憾的是，由于无法获取与表 1 中水泥砂浆配合比和力学性能参数相近的水泥砂浆准静态单轴受限压缩实验数据，使得本文无法直接通过实验数据对比来量化剪切增强效应对混凝土类材料状态方程的影响。在 2.4 节中已充分验证，在对各类材料参数详细标定（见 2.1 节）的基础上，利用 Kong-Fang 模型和 SPG 算法可准确表征水泥砂浆包括剪切增强效应在内的复杂力学行为。因此，特建立准静态一维应变压缩（quasi-static uniaxial strain compression, UX）数值模型，从而模拟准静态单轴受限压缩实验，然后通过对比 1.1 节中 HC 实验数据，从而单独量化剪切增强效应的影响。

UX 实验数值模型是在图 10(a)HC 实验数值模型的基础上，在水泥砂浆试件侧面和底面增加 2 mm 厚钢箍，钢箍采用刚体材料模型以约束试件径向变形，钢箍和试件之间采用自动面-面接触算法，然后在试件自由面（顶面）以 10^{-4} s^{-1} 的应变速率施加 26.8 mm 的位移（体积应变为 0.18）。需要强调的是，UX 实验数值模拟时采用表 3 中 EoS-HC（HC 实验数据标定的 EoS 参数）作为状态方程的输入，以避免引入赘余的剪切增强和应变率耦合效应，从而只量化剪切增强效应的影响。由图 19 中水泥砂浆 HC 实验测得的压力-体积应变关系（p-μ 关系）与 UX 实验数值模拟得到的轴向应力-体积应变关系（σ_x-μ 关系）的对比可以看出：剪切增强效应对状态方程行为的影响随体积应变的增大而逐渐增大，在 HC 实验达到最大体积应变 0.18 时，由剪切增强效应引起的轴向应力增强（0.95 GPa）可达静水压力（0.73 GPa）的 1.3 倍。该值明显小于由剪切增强和应变率耦合效应引起的应力增强（可达静水压力的 2.1 倍），由此可初步推断在剪切增强和应变率耦合效应中应变率效应的贡献高于剪切增强效应。

然而，如图 19 所示，由剪切增强和应变率耦合效应引起的应力增强（图 19 中红色双箭头虚线）减去单独由剪切增强引起的应力增强（图 19 中蓝色双箭头虚线），并非完全是单独由应变率效应引起的应力增强（为表述方便，在本文中称作单独由应变率效应引起的名义应力增强，如图 19 中黑色双箭头虚线所示）。正如前文所述，由于混凝土类材料的等压屈服、剪胀和率敏感特性，混凝土类材料在准静态一维应变压缩（UX 实验）下的剪切增强效应并不等同于其在动态一维应变压缩（FPI 实验）下的剪切增强效应。对于材料在动态压缩条件下的剪切增强效应，部分学者提出一种测定材料在动态压缩条件下剪切增强效应的方法（简称 AC 法[46-48]），通过对预冲击材料进行再加载或卸载使其到达上、下屈服面，从而获得材

料在预冲击状态下的剪切增强效应。然而，该方法目前仅应用于金属材料[48]，对于混凝土类材的适用性有待进一步验证。另外，直接单独量化应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响也非常困难，这主要是由于平板撞击实验中剪切增强效应和应变率效应无法解耦，且目前仍缺乏稳定可靠的三向冲击实验设备[14]。

值得一提的是，Hao 等[49] 和 Li 等[50] 基于数值模拟和迭代方法（简称数值迭代），通过反复对比数值模拟结果和实验数据对动态强度提高系数进行迭代修正，从而剔除了由惯性围压引起的伪应变率效应，实现对混凝土材料真实应变率效应的有效识别。因此，可借鉴利用数值迭代策略修正应变率效应的思路，结合本文建立且经验证的基于 Kong-Fang 模型和 SPG 算法的可描述混凝土类材料状态方程行为的高精度数值模型，预期可实现将平板撞击实验中的剪切增强和应变率耦合效应从真实静水压力中剥离（即剔除剪切增强效应和应变率效应的影响），从而建立爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料高精度宽广压力范围状态方程。对于该问题，将撰文另述。

5　结　论

以混凝土类材料中的水泥砂浆为例，首先收集了系统完善的水泥砂浆静、动态力学性能实验数据，在此基础上对 Kong-Fang 模型参数进行了详细标定，然后利用 LS-DYNA 中 SPG 算法对水泥砂浆静水压缩实验和平板撞击实验进行了精细化数值模拟，定量分析了剪切增强效应和应变率效应对混凝土类材料状态方程的影响，并对平板撞击实验中的剪切增强和应变率耦合效应进行了详细讨论，得到的主要结论如下。

(1) 利用 Kong-Fang 模型和 SPG 算法可准确模拟混凝土类材料包括剪切增强和应变率效应在内的复杂动态力学行为。

(2) 将有限压力范围状态方程外推至宽广压力范围的做法是不可取的，为实现爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料在高-中-低压下的动态力学行为的精细化模拟，必须依据可靠的状态方程行为实验数据建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程。

(3) 为避免数值模拟过程中重复考虑剪切增强效应和应变率效应而高估爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料的抗力，在利用平板撞击实验数据标定状态方程参数时须剔除剪切增强和应变率耦合效应的影响。

(4) 现阶段建立混凝土类材料宽广压力范围状态方程存在明显的悖论，利用数值迭代策略剔除平板撞击实验中剪切增强和应变率耦合效应的影响，可能是建立爆炸冲击荷载作用下混凝土类材料高精度宽广压力范围状态方程的有效手段。

参考文献：

[1] 刘锋, 李庆明. 混凝土类材料动态压缩强度在多维应力状态下的应变率效应 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(9): 091408. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0037.
LIU F, LI Q M. Stain-rate effects on the dynamic compressive strength of concrete-like materials under multiple stress state [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(9): 091408. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0037.

[2] WANG Z H, WEN H M, LI X H, et al. On the equation of state for concrete-like materials [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 61: 105262. DOI: 10.1016/j.jobe.2022.105262.

[3] LARSON D B, ANDERSON G D. Plane shock wave studies of porous geologic media [J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 1979, 84(B9): 4592–4600. DOI: 10.1029/JB084iB09p04592.

[4] WANG Y, KONG X Z, FANG Q, et al. Modelling damage mechanisms of concrete under high confinement pressure [J]. International Journal of Impact Engineering, 2021, 150: 103815. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103815.

[5] ZHANG S B, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical prediction of dynamic failure in concrete targets subjected to projectile impact by a modified Kong-Fang material model [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 144: 103633. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103633.

[6] MANDAL J, GOEL M D, AGARWAL A K. Surface and buried explosions: an explorative review with recent advances [J]. Archives of Computational Methods in Engineering, 2021, 28(7): 4815–4835. DOI: 10.1007/s11831-021-09553-2.

[7] 高矗, 孔祥振, 方秦, 等. 混凝土中爆炸应力波衰减规律的数值模拟研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(12): 123202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
GAO C, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical study on attenuation of stress wave in concrete subjected to explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(12): 123202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.

[8] LIU X, KONG X Z, FANG Q, et al. Peridynamics modelling of projectile penetration into concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 195: 105110. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105110.

[9] 王礼立, 胡时胜. 应力波基础 [M]. 3 版. 北京: 国防工业出版社, 2023: 213–230.
WANG L L, HU S S. Foundation of stress waves [M]. 3rd ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2023: 213–230.

[10] 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]//14th International Symposium Ballistics. Québec City, Canada: American Defense Preparedness Association, 1993: 591–600.

[11] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//Proceedings of the 9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg, Germany: Akademie für Kommunikation und Information, 1999: 315–322.

[12] 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.

[13] KONG X Z, FANG Q, CHEN L, et al. A new material model for concrete subjected to intense dynamic loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 120: 60–78. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.05.006.

[14] CUI J, HAO H, SHI Y C, et al. Volumetric properties of concrete under true triaxial dynamic compressive loadings [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2019, 31(7): 04019126. DOI: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002776.

[15] MEYERS M A. Dynamic behavior of materials [M]. New York: John Wiley & Sons, Inc. , 1994: 98, 117–179. DOI: 10.1002/9780470172278.

[16] 王海兵. 岩石本构模型及地下爆炸力学效应数值研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2018: 45–60. DOI: 10.26948/d.cnki.gbjlu.2018.000264.
WANG H B. Study on rock constitutive model and mechanical effects numerical simulation of underground explosion [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2018: 45–60. DOI: 10.26948/d.cnki.gbjlu.2018.000264.

[17] 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.

[18] HERRMANN W. Constitutive equation for the dynamic compaction of ductile porous materials [J]. Journal of Applied Physics, 1969, 40(6): 2490–2499. DOI: 10.1063/1.1658021.

[19] STRALEY III H W. *The physics of high pressure*. P. W. Bridgman [J]. The Journal of Geology, 1933, 41(1): 106. DOI: 10.1086/624011.

[20] NEEL C. Compaction and spall of UHPC concrete under shock conditions [J]. Journal of Dynamic Behavior of Materials, 2018, 4(4): 505–528. DOI: 10.1007/s40870-018-0173-3.

[21] PIOTROWSKA E, FORQUIN P. Experimental investigation of the confined behavior of dry and wet high-strength concrete: quasi static versus dynamic loading [J]. Journal of Dynamic Behavior of Materials, 2015, 1(2): 191–200. DOI: 10.1007/s40870-015-0017-3.

[22] LI M, CUI J, SHI Y C, et al. Experimental study on the size effect on the equation of state of concretes under shock loading [J]. Defence Technology, 2024, 33: 160–167. DOI: 10.1016/j.dt.2023.06.014.

[23] Livermore Software Technology Corporation. LS-DYNA® keyword user's manual volume I (LS-DYNA R11) [R]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2018.

[24] 孔祥振, 方秦. 基于 SPH 方法对强动载下混凝土结构损伤破坏的数值模拟研究 [J]. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2020, 50(2): 024605. DOI: 10.1360/SSPMA-2019-0186.
KONG X Z, FANG Q. Numerical predictions of failures in concrete structures subjected to intense dynamic loadings using the Smooth Particle Hydrodynamics method [J]. SCIENTIA SINICA Physica, Mechanica & Astronomica, 2020, 50(2): 024605.

DOI: 10.1360/SSPMA-2019-0186.

[25] WU C T, WU Y C, CRAWFORD J E, et al. Three-dimensional concrete impact and penetration simulations using the smoothed particle Galerkin method [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 106: 1–17. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.03.005.

[26] 方秦, 高矗, 孔祥振, 等. 主体结构荷载可控的新型组合式防护结构 (Ⅰ): 抗爆机制 [J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on the controllability of blast load on the structure layer (Ⅰ): blast resistance mechanism [J]. Explosion and Shock Waves, 2024, 44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.

[27] WANG L B, BAI Z, QIAN B W, et al. Research on the damage effects of buried explosions concerning the crater size and peak wave [J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 206: 105410. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2025.105410.

[28] YANG Y Z, FANG Q, KONG X Z. Failure mode and stress wave propagation in concrete target subjected to a projectile penetration followed by charge explosion: experimental and numerical investigation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 177: 104595. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104595.

[29] YANG Y Z, KONG X Z, TANG J J, et al. Experimental and numerical investigation on projectile penetration resistance of prefabricated concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 193: 105053. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105053.

[30] YANKELEVSKY D Z, KARINSKI Y S, ZHUTOVSKY S, et al. High-pressure uniaxial confined compression tests of mortars [J]. Construction and Building Materials, 2018, 165: 523–532. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.01.057.

[31] WANG Z H, WEN H M, ZHENG H, et al. Dynamic increase factors of concrete-like materials at very high strain rates [J]. Construction and Building Materials, 2022, 345: 128270. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.128270.

[32] KOHEES M, SANJAYAN J, RAJEEV P. Stress-strain relationship of cement mortar under triaxial compression [J]. Construction and Building Materials, 2019, 220: 456–463. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.146.

[33] FENG M Y, WANG Z, WU L C. Experimental study on high-strength concrete, ultrahigh-strength concrete and corresponding mortar under triaxial compression [J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2021, 46(11): 11179–11194. DOI: 10.1007/s13369-021-05663-y.

[34] GEBBEKEN N, GREULICH S, PIETZSCH A. Equation of state data for concrete determined by full-scale experiments and flyer-plate-impact tests [C] // European Conference on Computational Mechanics. Cracow Poland, 2001.

[35] RIEDEL W, WICKLEIN M, THOMA K. Shock properties of conventional and high strength concrete: experimental and mesomechanical analysis [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(3): 155–171. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.02.001.

[36] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60: 76–81. DOI: 10.1016/j.Ijimpeng.2013.04.005.

[37] HUANG X P, KONG X Z, CHEN Z Y, et al. A computational constitutive model for rock in hydrocode [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 145: 103687. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103687.

[38] YANG S B, KONG X Z, WU H, et al. Constitutive modelling of UHPCC material under impact and blast loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2021, 153: 103860. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103860.

[39] XU S L, WU P, LI Q H, et al. Experimental investigation and numerical simulation on the blast resistance of reactive powder concrete subjected to blast by embedded explosive [J]. Cement and Concrete Composites, 2021, 119: 103989. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2021.103989.

[40] YUAN P C, XU S C, LIU J, et al. Experimental and numerical study of blast resistance of geopolymer based high performance concrete sandwich walls incorporated with metallic tube core [J]. Engineering Structures, 2023, 278: 115505. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115505.

[41] ZHOU L, WEN H M. A new dynamic plasticity and failure model for metals [J]. Metals, 2019, 9(8): 905. DOI: 10.3390/met9080905.

[42] LACINA D, NEEL C, DATTELBAUM D. Shock response of poly[methyl methacrylate] (PMMA) measured with embedded electromagnetic gauges [J]. Journal of Applied Physics, 2018, 123(18): 185901. DOI: 10.1063/1.5023230.

[43] TANG J J, KONG X Z, FANG Q, et al. An efficient three-dimensional damage-based nonlocal model for dynamic tensile

failure in concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2021, 156: 103965. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103965.

[44] KONG X Z, FANG Q, WU H, et al. A comparison of strain-rate enhancement approaches for concrete material subjected to high strain-rate [J]. International Journal of Protective Structures, 2017, 8(2): 155–176. DOI: 10.1177/2041419617698320.

[45] KARINSKI Y S, ZHUTOVSKY S, FELDGUN V R, et al. An experimental study on the equation of state of cementitious materials using confined compression tests [J]. Key Engineering Materials, 2016, 711: 830–836. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.711.830.

[46] MEYERS M A, MURR L E. Shock waves and high-strain-rate phenomena in metals: concepts and applications [M]. New York: Plenum Press, 1981: 417.

[47] 经福谦. 实验物态方程导引 [M]. 2 版. 北京: 科学出版社, 1999: 222–227.

[48] 张江跃, 谭华, 虞吉林. 双屈服法测定 93W 合金的屈服强度 [J]. 高压物理学报, 1997, 11(4): 254–259. DOI: 10.11858/gywlxb.1997.04.004.
ZHANG J Y, TAN H, YU J L. Determination of the yield strength of 93W alloys by using AC techniques [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 1997, 11(4): 254–259. DOI: 10.11858/gywlxb.1997.04.004.

[49] HAO H, HAO Y F, LI Z X. Numerical quantification of factors influencing high-speed impact tests of concrete material [M]//HAO H, LI Z X. Advances in Protective Structures Research. London: CRC Press, 2012: 97–130. DOI: 10.1201/b12768-5.

[50] LIU F, LI Q M. Strain-rate effect of polymers and correction methodology in a SHPB test [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 161: 104109. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104109.

(责任编辑　张凌云)