

DOI: 10.11883/bzycj-2022-0037

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*

刘 锋¹, 李庆明²

(1. 山东科技大学山东省土木工程防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590;

2. 曼彻斯特大学工程学院, 英国 曼彻斯特 M13 9PL)

摘要: 对混凝土类材料动态压缩应变率效应研究的发展及问题进行了概述, 对比不同应力状态下混凝土类材料动态压缩应变率效应的表现特征, 揭示了不同加载路径下实测动态强度提高系数的显著差异。研究表明, 在高应变率下, 基于初始一维应力加载路径的试件将因横向惯性效应导致的侧向围压而演化至多维应力状态, 传统霍普金森杆技术无法获得高应变率下基于真实一维应力路径的动态强度提高系数, 在强度模型中直接应用实测数据将过高估计材料的动态强度。鉴于应变率效应的加载路径依赖性, 将仅包含应变率的强度提高系数模型扩展至同时计及应变率和应力状态的多维应力状态模型, 并结合 Drucker-Prager 准则在强度模型中给予了实现。针对具有自由和约束边界试件开展的数值霍普金森杆实验表明, 多维应力状态下的应变率效应模型可以考虑应变率效应随应力状态改变的特点, 从而准确预测该类材料的动态压缩强度。研究结果可为正确应用霍普金森杆技术确定脆性材料的动态压缩强度提供参考。

关键词: 应变率效应; 霍普金森杆; 混凝土类材料; 压缩强度; 应力状态

中图分类号: O347.3 国标学科代码: 13015 文献标志码: A

Strain-rate effects on the dynamic compressive strength of concrete-like materials under multiple stress state

LIU Feng¹, LI Qingming²

(1. Shandong Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation,

Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, Shandong, China;

2. School of Engineering, University of Manchester, Manchester M13 9PL, UK)

Abstract: This paper first reviews the development and relevant issues in relation to the strain rate effects on the compressive strength of concrete-like materials. For different characteristics of strain-rate effects on the dynamic compressive strength of concrete-like materials under various stress states, it reveals the significant discrepancies in the measured dynamic increase factors (DIF) under different loading paths. At high strain-rate loading, the test specimen based on the initial 1D-stress state gradually evolves to a multiaxial one due to the increasing lateral confining pressure caused by the lateral inertia effect. The traditional split Hopkinson pressure bar (SHPB) test cannot obtain the genuine DIF data under real 1D-stress state at high strain rates. The strength models based on the direct adaptation of the experimentally measured DIF using SHPB overestimate the dynamic strength of these materials. Considering the loading-path dependence of the strain-rate effect, this study extends the DIF model depending only on strain-rate to a more general DIF model depending on both the strain-rate and the stress state, which is then implemented into the Drucker-Prager strength model. Numerical SHPB tests are conducted on samples with free

* 收稿日期: 2022-01-24; 修回日期: 2022-03-25

基金项目: 国家自然科学基金(11272060, 52078283, 12172198)

第一作者: 刘 锋(1977—), 男, 博士, 副教授, feng.liu@sdust.edu.cn

通信作者: 李庆明(1962—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, qingming.li@manchester.ac.uk

and constrained boundaries. The comparison between test data and numerical predications shows that the proposed DIF model can describe the stress state dependency of the strain rate effect, and hence can predict the dynamic compressive strength of concrete-lime materials more accurately. The present study is of great significance for correctly applying SHPB technology to determine the dynamic compressive strength of brittle materials.

Keywords: strain-rate effects; split Hopkinson pressure bar; concrete-like materials; compressive strength; stress state

混凝土类材料(混凝土、砂浆、岩石等压缩强度对静水压力敏感材料的统称)被广泛应用于高层建筑、洞库、水坝、安全壳等各类国防和民用结构工程中,其力学性能的研究始终是工程界关注的热点。爆炸、冲击等强动载荷作用下,混凝土类材料的动态行为与其在准静态加载下所表现出的力学行为有显著区别,主要体现为应变率对材料本构关系及强度的影响,即应变率效应。自 Abrams^[1]发现混凝土类材料的动态压缩强度随应变率提高而增加的现象以来,基于落锤、霍普金森杆、液压伺服器、爆炸装置等动态加载方式的实验研究已被广泛开展。其中,分离式霍普金森压杆(split Hopkinson pressure bar, SHPB)技术是该类材料在中高应变率($10^2 \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$)下动态压缩力学性能测试的主要手段^[2-4]。

由实验测得的结果被用来发展混凝土类材料的动态本构关系并确定其中的参数,进而在强动载荷作用下的结构分析与数值模拟中被广泛应用^[5-6]。这些实验结果的合理性和正确认知将直接影响结构抗冲击能力的预测、设计和评估的可靠性。尽管已有的实验结果均证实混凝土类材料的动态压缩强度遵守随应变率增大而提高的趋势,但其数值却存在相当大的离散性^[2,4],并由此导致了不同的溯源分析和应变率效应产生机制的解释。例如,有些学者认为实验观测所得应变率效应是该类材料的固有特性,结果的离散性应归因于材料离散性、测试技术差异、尺寸效应、边界条件等因素^[7-8];另外一些学者则认为该类材料在高应变率下所表现出的特性可能代表试件中应力状态的改变,实验所得的表观应变率效应并不能代表真实的材料性能,观测到的应变率效应部分归结于上述因素,但其主要原因为材料特性(如密度、泊松比、摩擦角、膨胀角等)、试件尺寸、端面摩擦等所导致的不同程度的径向约束效应。后一观点最早来自于 Green 等^[9]对岩石动态压缩强度测量结果的分析,他们基于典型岩石材料在 SHPB 实验中所测得的结果,指出试件中应力状态的改变导致了动态压缩强度随应变率的快速提高。Brace 等^[10]针对 3 种岩石材料进行了一维应变加载路径下的实验研究,并将其动态和静态压缩强度进行了比较,在动态强度提高应归因于材料固有特性还是应力状态改变的问题上,他们倾向于支持 Green 等^[9]的观点。Jonach^[11]针对两类岩石进行了系统的实验测试和理论分析,提出快速加载产生的径向惯性效应引发了围压,进而改变了试件的应力状态,从而导致静、动态加载体现不同的强度和迥异的破坏形式。Bischoff 等^[2,12]针对混凝土材料开展了类似的研究,也提出了同样的定性观点。此后,Donze 等^[13]采用离散元方法对简化的混凝土 SHPB 实验模型进行了模拟,进一步证实横向惯性产生的围压导致了该类材料动态压缩强度的应变率相关性。由于种种原因,这些观点与研究在当时并没有被从事该类材料动态强度应变率效应的研究与应用群体普遍接受,从而导致大量直接基于实验数据的应变率效应公式^[7-8,14](一些代表性公式见图 1)在较长时间段内被错误应用。

Li 等^[15]采用数值 SHPB 方法对不同应变率下试件中的应力状态进行了研究,发现在应变率较低(即低于转换应变率)时,试件可保持一维应力状态;当应变率高于转换应变率时,试件不再保持一维应力状态,基于此,明确提出转换应变率并不代表从应变率非敏感区到应变率敏感区的转换,而是代表 SHPB 试件中应力状态的转变。与此同时,明确指出

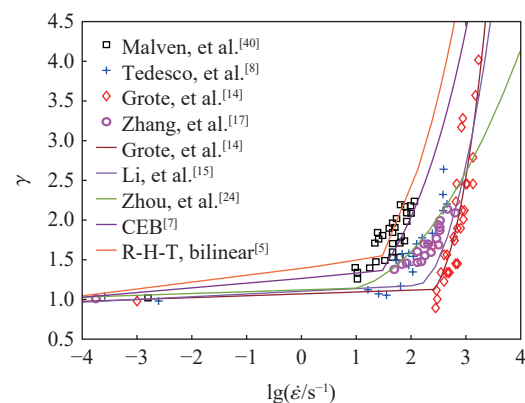


图 1 一维应力状态下 γ 与 $\dot{\epsilon}$ 之间的关系

Fig. 1 γ versus $\dot{\epsilon}$ under 1D-stress state

基于实验的动态强度提高系数在计算与分析中被大量错误使用,使得混凝土类材料的动态压缩强度在转换应变率之上被人为的大大提高,从而导致错误的理论模型和危险的结构设计。这一工作在近二十年中从定性、定量分析和机理方面得到了较为系统的研究和发展(Li 等^[16], Zhang 等^[17-18], Lu 等^[19-21], Flores-Johnson 等^[22], Liu 等^[23]),为脆性材料 SHPB 实验技术的完善提供了坚实的理论支持。这些研究工作一方面带动了学术界对该问题的重视^[24-34],另一方面引起了应用领域的改变,比如,LS-DYNA 计算程序自 971 版本^[5]起对 K-C 材料模型(Mat-072R3)使用的动态强度提高系数进行了最大阈值截断,以减小惯性围压引起的应变率效应影响。

需要特别指出的是,脆性材料动态强度提高系数被错误使用的问题在部分霍普金森杆实验者和测试结果的应用者中仍未被引起足够重视,并存在误解^[35-39]。例如,Field 等^[4]尽管在其有关材料动态性能测试的综述文章中提到 SHPB 试件中应力状态的转变(即 Brace 等^[10]的观点),但却将横向惯性对附加应力的影响与横向惯性对压缩强度的影响混为一谈。Field 所在的剑桥大学卡文迪许实验室是霍普金森杆技术的发源地,在材料动态性能测试方面作了大量世界领先的工作。这一事实表明,当时的国际主流学术界尚未对混凝土类材料的转换应变率以及在此之上的应变率效应正确认知。

合理考虑应变率效应是建立混凝土类材料宏观动态强度模型的关键。目前,在这一研究工作方面,该类材料的宏观动态强度模型均采用一维应力加载路径下的动态压缩强度实验结果成比例放大宏观准静态强度模型的方法来实现,并将一维应力加载路径下的实验结果外推到一般应力加载路径的情况,如 LS-DYNA 中的 K-C 模型^[5],AUTODYN 中的 R-H-T 模型^[6]。然而,这一外推方法的合法性并没有得到充分验证,尤其是在一维应力路径下测得的表现应变率效应在转换应变率之上无法代表材料的真实应变率效应的背景下,此动态模型的建立方法就更缺乏存在的基础。准确的强度模型应充分体现材料的真实应变率效应以及该效应的应力状态依赖性。然而,相关研究工作尚未见报道。

基于当前的研究现状,本文将概述混凝土类材料动态压缩应变率效应研究的发展及问题,揭示混凝土类材料在不同应力状态下应变率效应的表现特征并分析其适用条件,最终在动态强度模型的建立中提出多维应力状态下应变率效应考虑方法。

1 动态抗压强度提高系数

基于一维应力和一维应变路径的实验研究是冲击动力学领域研究材料性能的两类基本实验。两者所对应的应力分量(σ_{11} 、 σ_{22} 、 σ_{33})或应变分量(ε_{11} 、 ε_{22} 、 ε_{33})分别具有如下特征: $\sigma_{11} \neq 0, \sigma_{22} = \sigma_{33} = 0; \varepsilon_{11} \neq 0, \varepsilon_{22} = \varepsilon_{33} = 0$ 。在实验过程中,根据应力分量的特点,试件的应力状态可通过应力三轴系数 η 表征:

$$\eta = \frac{\sqrt{2}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}} \quad (1)$$

基于广义胡克定律,对应一维应力和一维应变的压缩状态, η 的数值分别为^[23]:

$$\eta_{1D-stress} = -\frac{1}{3}, \quad \eta_{1D-strain} = -\frac{1+\nu}{3(1-2\nu)} \quad (2)$$

式中: ν 为材料泊松比。为了方便讨论,采用 γ 表征该类材料的应变率效应^[15],其定义为:

$$\gamma = \frac{\sigma_{y,d}}{\sigma_{y,s}} \quad (3)$$

式中: $\sigma_{y,d}$ 、 $\sigma_{y,s}$ 分别为被测材料的动态和准静态压缩强度。

下面将首先基于以上两类基本实验,简要概括混凝土类材料动态压缩强度提高系数的基本特征,进而扩展至复杂应力状态,探究该系数对应力状态的依赖性。

1.1 基于一维应力路径的霍普金森杆实验

绝大多数针对混凝土类材料动态压缩强度应变率效应的实验是基于一维应力状态假设开展的。图 1 中给出了该类实验的典型结果和基于实验数据所发展的有代表意义的理论模型。如图所示,在该应力

状态下, 动态强度提高系数随应变率的增加而增大, 当应变率超越某一特定应变率(即转换应变率 $\dot{\epsilon}_t$, 对混凝土类材料, $\dot{\epsilon}_t \approx 10^1 \sim 10^2 \text{ s}^{-1}$)后进入快速增加阶段。在应用领域, 转换应变率标志着材料强度对应变率敏感的开始, 其后续应变率所对应的提高系数应在强度模型中给予明确考虑。

近年来, 基于类似图 1 所示的实验数据, 研究人员提出了大量动态强度提高系数模型, 并被广泛应用于防护结构的响应预测和抗冲击设计中。其中, 最具代表性的是欧洲混凝土协会^[7]推荐的模型(CEB 模型), 该模型取 30 s^{-1} 作为转换应变率, 采用两段函数方式表达:

$$\gamma(\dot{\epsilon}) = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s}\right)^{1.026\alpha_s} \quad \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \tag{4a}$$

$$\gamma(\dot{\epsilon}) = \zeta_s \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s}\right)^{1/3} \quad \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \tag{4b}$$

式中: $\alpha_s = 1/(5 + 9f_c/f_{co})$, $\zeta_s = 10^{6.156\alpha_s - 2.0}$, $\dot{\epsilon}_s = 3.0 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, $f_{co} = 10 \text{ MPa}$, f_c 为材料准静态压缩强度。

为了在材料动态强度模型中考虑应变率效应, 当前普遍采用按照一维应力路径测得的强度提高系数比例放大准静态强度的方式(如文献[5-6]):

$$\sigma_d(\epsilon, \dot{\epsilon}) = \sigma_s(\epsilon) \gamma_{1D\text{-stress}}(\dot{\epsilon}) \tag{5}$$

式中: $\sigma_d(\epsilon, \dot{\epsilon})$ 为动态强度, $\sigma_s(\epsilon)$ 为准静态强度, $\gamma_{1D\text{-stress}}(\dot{\epsilon})$ 为基于一维应力路径的强度提高系数。这一处理方法在未被严格验证的情况下按照几何相似比例外推到一般加载路径, 并在工程实际中被广泛应用。

然而, 近年来, 针对图 1 所示实验数据产生机制的理解促使研究人员对动态强度提高系数的取值和宏观动态强度获得的合理性进行了严格审视和重新思考。如图 2 所示的系列研究表明^[15,23], 在 SHPB 实验中超越转换应变率后, 试件动态强度的提高总是伴随试件应力状态自一维应力经多维应力到一维应变状态的演化。对于压缩强度为静水压力敏感性的混凝土类材料来讲, 快速加载导致的横向惯性效应约束了试件的侧向变形, 进而产生了可观的围压, 从而导致了轴向强度的大幅提高。试件中围压数值的大小受外部条件(如端面摩擦)和内部条件(如试件尺寸、材料密度、泊松比、摩擦角、膨胀角等)的共同影响^[2]。在该实验下实测的表现应变率效应包含大量的伪应变率效应(也称结构效应), 不能代表该类材料的真实应变率效应, 因此在使用前必须对其进行严格的修正^[15,21,41]。学者们曾尝试采用空心试件^[17]、波形整形^[19]等技术手段克服这一缺陷, 但均被证明只能缓解、不能完全消除横向惯性导致围压的影响, 因此无法彻底排除伪应变率效应的存在。

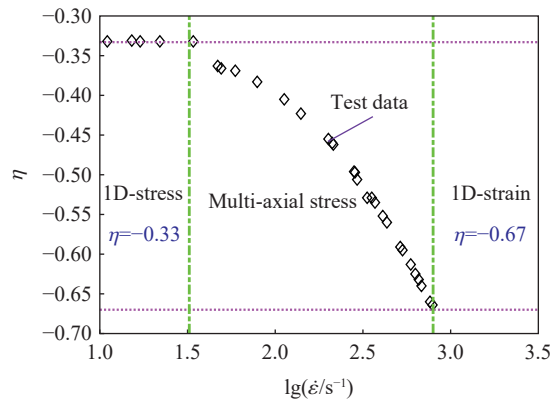


图 2 应力状态随应变率提高的演化过程^[23]

Fig. 2 Evolution of stress state with the increase of strain-rate^[23]

基于以上分析, 以往大量开展的所谓一维应力状态下的动态压缩实验其实是动态单轴压缩实验, 在转换应变率之上无法在试件中实现真实的一维应力状态, 因此也无法获取真实一维应力状态下材料的动态强度提高系数。将一维应力路径下的测试结果直接用于获取一维应力压缩强度随应变率的变化, 将过高估计这类材料的动态压缩强度, 必然导致错误的理论模型。

1.2 基于一维应变路径的实验研究

相比于一维应力路径下的实验, 基于一维应变路径的研究要少得多。图 3 所示为花岗岩试件在一维应变实验条件下的准静态和动态应力、应变数据, 准静态应变率为 10^{-5} s^{-1} , 动态应变率范围为 $10^5 \sim 10^6 \text{ s}^{-1}$ 。与一维应力路径下的实验显著不同, 在 3% 的轴向应变(等体积应变)下, 径向应力始终处于相对较高的水平, 轴向的动态与静态压缩强度相比无显著提高。

因该路径下实测的应力-应变关系没有明显的屈服点, Brace 等^[10,42]采用轴向应变为 0.7% 的静、动

态强度计算其动态强度提高系数。采用相同的处理手段, 花岗岩、石灰石和透水石 3 种材料的动态强度提高系数随应变率提高的变化关系可以统一表示为(见图 4):

$$\gamma(\dot{\epsilon}) = 1.0 + k \left(\lg \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} + 4 \right) \quad -4 < \lg \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} < 6 \quad (6)$$

式中: $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$; k 为拟合参数, 对于花岗岩、石灰石和透水石分别取值为 0.005、0.014 及 0.024。

分析图 4 中数据的演化特点, 可得如下两点启示: (1) 对比图 1 所展示的数值, 一维应变路径下测得的动态强度提高系数近似线性演化, 缺失转换应变率, 并且在高应变率下其数值大大减小; (2) 尽管明确的应变率强化机理尚未被完全清楚地阐述, 且不同材料可能具有不同的应变率敏感性, 但混凝土类材料的应变率强化效应真实存在, 其与应力状态密切相关, 这种依赖性需要在强度方程中给予考虑。

鉴于爆炸、冲击等强动载荷作用下, 材料可能更接近处于一维应变状态, Liu 等 [23] 提出在进行材料动态强度计算时, 采用基于一维应变路径下测量的强度提高系数, 即:

$$\sigma_d(\epsilon, \dot{\epsilon}) = \sigma_{1D\text{-strain},s}(\epsilon) \gamma_{1D\text{-strain}}(\dot{\epsilon}) \quad (7)$$

式中: $\sigma_{1D\text{-strain},s}(\epsilon)$ 、 $\gamma_{1D\text{-strain}}(\dot{\epsilon})$ 分别为一维应变路径下的准静态强度和动态强度提高系数。基于此动态强度模型开展的数值模拟及对比分析表明其可以获得较好的预测结果。

1.3 复杂应力状态下的实验研究

意识到混凝土类材料的应变率效应可能是加载路径和应力状态相关的, 学者们尝试应用围压设备配合霍普金森杆 [43-44] 或多组霍普金森杆联动 [45-46] 的方式开展研究。Johnson 等 [47] 根据 Piotrowska 等 [44] 基于约束混凝土试件开展的霍普金森杆实验结果进行了分析, 根据实验过程中实测的围压数值, 总结了动态强度提高系数随应变率和围压数值的演化关系(见图 5)。图中数据分布没有反映转换应变率的存在, 表现出动态强度提高系数增长率随围压数值增大而逐渐降低的趋势, 其演化规律更接近于一维应变路径下实验结果所体现的特点。然而, 鉴于该类材料压缩强度的静水压力敏感性特征, 当前该类技术的最大障碍在于在实验过程中无法保持恒定的应力状态, 从而无法获得特定应力状态下的动态强度提高系数。

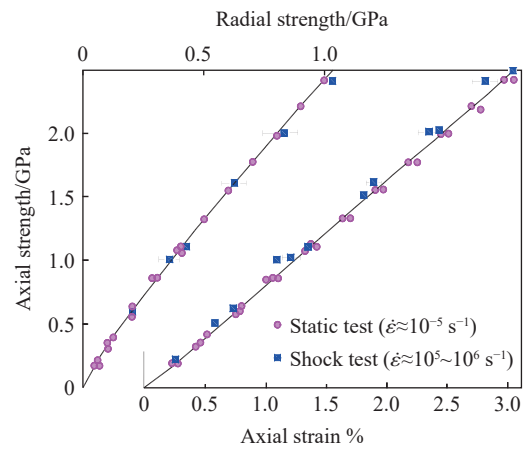


图 3 一维应变路径下花岗岩准静态和动态强度 [10]
Fig. 3 Quasi-static and shock strength of Granite under 1D-strain path [10]

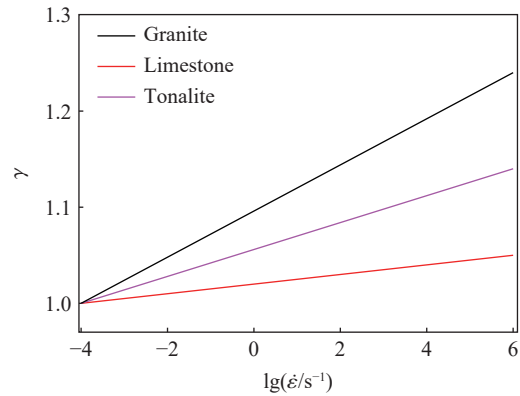


图 4 一维应变状态下 γ 与 $\dot{\epsilon}$ 之间的关系 [10, 42]
Fig. 4 γ versus $\dot{\epsilon}$ under the 1D-strain state [10, 42]

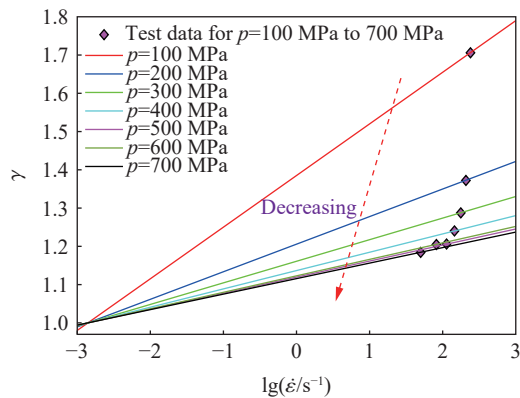


图 5 不同围压状态下动态强度提高系数与应变率之间的关系 [44, 47]
Fig. 5 Dynamic increase factor versus strain rate under the given confining pressure [44, 47]

在动态强度模型的建立方面, 目前尚无考虑应变率效应对应力状态依赖性的理论与方法, 这正是本文中研究的主要内容。

2 多维应力状态下应变率效应模型和实现方法

2.1 动态强度提高系数

以上分析和比较表明, 针对混凝土类材料, 两类基本实验所测得的动态强度提高系数变化趋势显著不同, 即应变率效应与加载路径(即应力状态路径)密切相关。因此, 合理的动态强度预测需要准确考虑加载路径和应力状态的影响, 应采用如下更为合理的形式:

$$\sigma_d(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \eta) = \sigma_s(\varepsilon, \eta)\gamma(\dot{\varepsilon}, \eta) \quad (8)$$

式中: $\sigma_s(\varepsilon, \eta)$ 、 $\gamma(\dot{\varepsilon}, \eta)$ 分别为相同加载路径和应力状态下的准静态强度和动态强度提高系数。

图 6 为基于不同加载路径所测的动态强度提高系数表现特征。在动态强度模型中对其合理考虑尚存在两个难点: (1) 如 1.3 节分析, 到目前为止, 尚无法获得任意应力状态下该类材料的动态强度提高系数; (2) 如 1.1 节所述, 高应变率状态下(大于转换应变率), 当前实验手段无法获得真实一维应力状态下的动态强度提高系数。

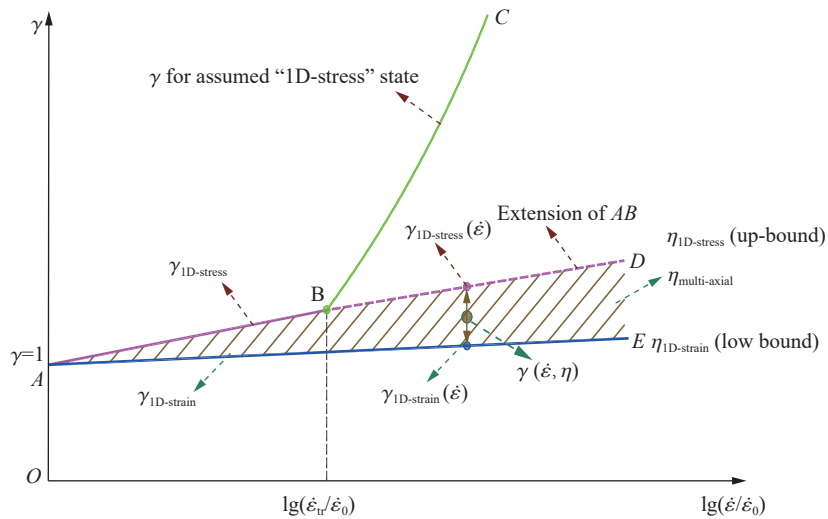


图 6 混凝土类材料在多维应力状态下的动态压缩强度提高系数

Fig. 6 The multi-axial dynamic increase factor model of strain-rate effect on compressive strength of concrete-like material

基于以上第一个难点, 且考虑到一维应力和一维应变路径对应该类实验的两个极端工况, 它们分别对应的动态强度提高系数应为其数值的包络(即上界与下界)。因此, 建议采用线性插值的方式得到计及应力状态影响的动态强度提高系数, 即:

$$\gamma(\dot{\varepsilon}, \eta) = \gamma_{1D-strain}(\dot{\varepsilon}) + \frac{\eta - \eta_{1D-strain}}{\Delta\eta} \Delta\gamma(\dot{\varepsilon}) \quad (9)$$

式中:

$$\Delta\gamma(\dot{\varepsilon}) = \gamma_{1D-stress}(\dot{\varepsilon}) - \gamma_{1D-strain}(\dot{\varepsilon}) \quad (10a)$$

$$\Delta\eta = \eta_{1D-stress} - \eta_{1D-strain} \quad (10b)$$

其中: $\eta_{1D-stress}$ 、 $\eta_{1D-strain}$ 由式(2)确定, 若 $\eta < \eta_{1D-strain}$, 取 $\eta = \eta_{1D-strain}$; $\gamma_{1D-strain}(\dot{\varepsilon})$ 可由实验确定; $\gamma_{1D-stress}(\dot{\varepsilon})$ 的确定方法在下文讨论。

由于实验手段无法得到 $\gamma_{1D-stress}(\dot{\varepsilon})$, 因此需要给出一个合理可行的确定方法。研究人员就如何处理图 6 中 BC 段所包含的伪应变率效应进行了诸多尝试, 处理方法大致分为 2 种: (1) 基于实验数据处理或

数值模拟的数据修正; (2) 对实验数据采用线性延伸或阈值截断。

第 1 种处理方法的典型代表是 H-J-C 模型^[48]的建立。Holmquist 等^[48] 意识到围压对混凝土类材料动态压缩强度的显著影响, 因此, 针对传统的一维应力路径下的实验数据, 没有直接由测量得到的动、静态强度获得动态强度提高系数, 而是在动态强度中去除围压影响后再计算该数值^[23]。其建议模型为(表现为不存在转换应变率的线性演化形式(见图 7), 与图 6 中 AD 段类似):

$$\gamma(\dot{\epsilon}) = 1 + C \lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) \quad (11)$$

式中: $C = 0.007$, $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ 。

第 1 种处理方法的另一代表性做法是基于

数值模拟和迭代方法, 通过反复对比模拟结果和实验数据对动态强度提高系数进行多次修正。Lu 等^[21] 和 Liu 等^[41] 应用此方法, 针对岩石和聚合物的真实应变率效应进行了识别, 发现高应变率下材料的真实动态强度提高系数显著低于实测数据, 其差异程度与试件尺寸、材料特性相关, 但采用图 6 中 AD 段的形式将获得该系数相对保守的估计。

第 2 种处理方法的典型代表是 AUTO-DYNA 计算程序中 R-H-T 材料模型^[6] 对应变率效应的考虑。该模型完全忽略转换应变率后的实验数据, 直接基于转换应变率前的数据开展回归分析, 建立类似式 (4(a)) 的表达式(见图 7)。此处理手段等同于将转换应变率前的实验数据线性拟合后再线性外延。

第 2 种处理方法的另一代表性做法是 K-C 模型^[5] 对动态强度提高系数阈值的设定。该模型的开发者们意识到 CEB 模型在高应变率下对应动态强度提高系数过大将导致错误的预测结果, 因此对其适用范围进行了严格限制。具体做法是当压缩应变率大于 300 s^{-1} 时不再按照式 (4(b)) 进行该系数的预测, 而是直接应用常数 2.94 作为阈值给予截断(见图 7)。

第 1 种及第 2 种方法中的线性延伸法都可用来间接得到一维应力状态下材料的动态强度提高系数。根据图 7, 上述方法均体现了图 6 所示的通过线性延伸 AB 至 AD 得到一维应力状态下高应变率区域的动态强度提高系数的理念。第 2 种方法比第 1 种方法更简单直接, 更易于被实验操作者 and 应用者接受, 同时它们之间的差别也不是很大。鉴于此, 在不失一般性的前提下, 本文中采用线性延伸的方法考虑转换应变率后的动态强度提高系数。

需要特别指出的是, 仍有大量的研究人员没有认识到如图 6 中 BC 段所示的动态强度提高系数存在大量伪应变率效应的事实, 从而直接采用实测数据(或其回归公式)作为输入值进行模拟工作, 这将导致错误的预测并可能引发灾难性的后果。Liu 等^[23] 对比了不同计算模型在转换应变率后的动态强度提高系数, 它具有如下排列关系:

$$\gamma_{K-C} \ \& \ \gamma_{R-H-T-bilinear} \gg \gamma_{R-H-T-linear} > \gamma_{H-J-C} \quad (12)$$

因此, 建议在缺乏其他路径下动态强度提高系数的情况下, 优先选择 H-J-C 模型和线性 R-H-T 模型进行数值模拟, 以获得相对正确或偏于保守的响应预测。

2.2 多维应力状态下动态强度提高系数模型在强度方程中的实现

选择简单有效的 Druker-Prager 准则^[49] 配合上述应变率效应模型预测该类材料的动力行为, 其表达式为:

$$\Delta\sigma = p \tan\beta + d \quad (13)$$

式中: $\Delta\sigma = \sqrt{3}J_2$, $p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$, $d = \left(1 - \frac{1}{3}\tan\beta\right) f_c$, β 为摩擦角, f_c 为静态抗压强度, J_2 为应力偏量第二不变量。

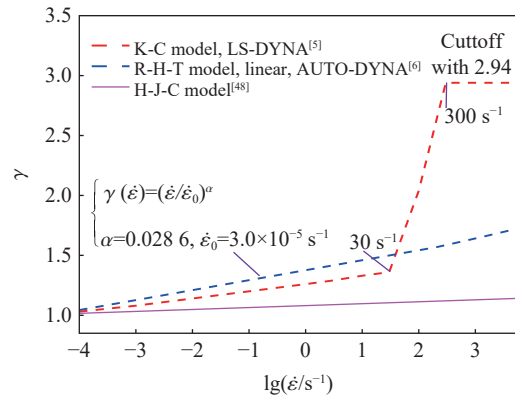


图 7 已有材料模型对动态强度提高系数的修正

Fig. 7 The correction on the dynamic increase factor in existed material models

在材料动态强度确定时, 首先根据静态屈服面 $\Delta\sigma(p)$ 计算 $\Delta\sigma(p/\gamma)$, 然后通过动态放大系数 γ 得到动态提高后的屈服面 $\Delta\sigma_e(p)$ [23, 50]:

$$\Delta\sigma_e(p) = \gamma d + p \tan\beta \tag{14}$$

此外, 应用 p - α 方程 [51] 考虑压力与体积的关系, 其与强度(式 (14))和应变率效应模型(式 (9))通过 Fortran 语言编译为用户子程序后嵌入 ABAQUS [51] 计算平台。本文中仅选取 Drucker-Prager 准则和 p - α 方程作为示例阐明多维应力状态下应变率效应模型的有效性, 其他可以准确体现静水压力影响的混凝土类材料模型均可以应用相同处理手段应用此模型。

3 数值计算结果和讨论

3.1 数值霍普金森杆实验和计算参数

基于上述理论开展典型霍普金森杆实验的数值模拟(也称数值霍普金森杆实验, numerical split Hopkinson pressure bar, NSHPB), 其装置如图 8(a)所示。通过对比在无侧向约束、刚性侧向约束和非刚性侧向约束(分别对应图 8(c)~(e))下数值预测结果与实验数据, 展示不同应变率模型的特点并验证本文建议模型的有效性。

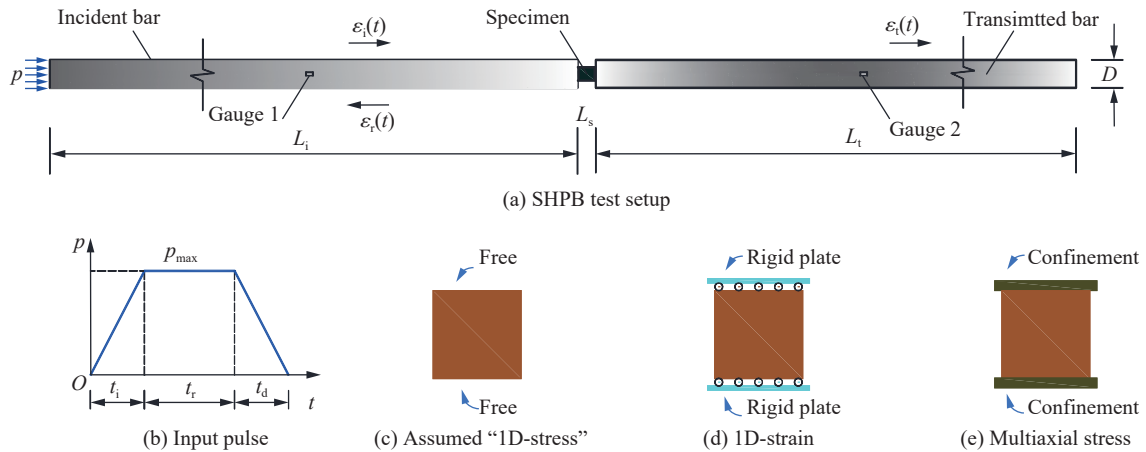


图 8 不同加载路径下数值霍普金森杆实验示意图

Fig. 8 The illustration of NSHPB test setup for different loading path

因部分文献未给出实验加载的细节(如撞击杆的长度和质量、入射速度和波形整形方式等), 本文数值实验采用在入射杆端施加脉冲波的方式实现动态加载, 并通过调整加载、持续时长和应力幅值实现各级应变率(如图 8(b))。基于数值计算结果, 应用下式进行轴向应力、应变和应变率的计算:

$$\sigma_{axial}(t) = \frac{p_1(t) + p_2(t)}{2A_0}, \quad \epsilon_{axial}(t) = \int_0^t \dot{\epsilon}_{axial}(t) dt, \quad \dot{\epsilon}_{axial}(t) = \frac{v_1(t) - v_2(t)}{L_0} \tag{15}$$

式中: $v_1(t)$ 、 $v_2(t)$ 分别为入射与透射杆端的速度, $p_1(t)$ 、 $p_2(t)$ 为相应杆端的接触力, L_0 、 A_0 为试件原始厚度和截面面积。为保证结果准确, 对数值模型进行了严格的网格敏感性分析, 按照收敛性原则确定了网格尺寸。此外, 通过下式对实验过程中是否达到动力平衡进行了检验(取 $R(t) \leq 5\%$ 为评判阈值):

$$R(t) = 2 \left| \frac{p_1(t) - p_2(t)}{p_1(t) + p_2(t)} \right| \tag{16}$$

为了方便与实验数据进行对比, 在表 1 中列出了典型实验所涉及的材料、设备等参数, 并将其作为基本输入被应用于本文的数值霍普金森杆实验中。对于在参考文献中缺失的部分必需参数, 本文中采用类似实验对应的参数(如摩擦角和膨胀角等)给予了合理替代。尽管端面摩擦效应对实验数据的影响很大 [15, 52], 但考虑到实验操作者总是通过涂抹各类润滑剂等措施减小摩擦因数, 同时文献中也没有明确

端面摩擦参数的数值, 因此本文中分析未考虑此效应的影响。一维应变和非刚性侧向约束的对比实验均给出了压力与体积应变的关系曲线, 它们被直接用于数值模拟; 此类数据在无侧向约束工况下普遍缺失, 其状态方程按文献 [23] 中给出的建议考虑。

表 1 数值霍普金森杆实验中装置、试件的尺寸和材料参数
Table 1 The dimension and material parameters in NSHPB test

材料参数	一维应力		一维应变	多维应力
	Zhang ^[17]	Al-Salloum ^[53]	Brace ^[10]	Piotrowska ^[44]
试件直径/mm	37	73	18.5	40
试件密度/(kg·m ⁻³)	2116	2000	2650	2278
厚径比	0.5	0.5	2	1.25
准静态强度/MPa	51.0	63	—	—
弹性模量/GPa	17.2	20	—	—
泊松比 ν	0.19	0.2	0.2	0.2
摩擦角/(°)	50 ^[15]	50 ^[15]	50 ^[15]	50 ^[15]
膨胀角/(°)	50 ^[15]	50 ^[15]	50 ^[15]	50 ^[15]
霍普金森杆直径/mm	37	75	37	80
霍普金森杆材料密度/(kg·m ⁻³)	7850	7850	7850	7850
霍普金森杆弹性模量/GPa	200	200	200	200

数值实验可获得实际测试中无法获得的除轴向以外的应力、应变分量以及应力状态等参数, 从而为深入理解试件响应机理提供可靠依据。本文中基于如下方式表征以上变量^[23]:

$$\bar{\sigma}_k = \frac{1}{m \times n} \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \sigma_k(i, j) \quad k = 1, 2, 3 \quad (17a)$$

$$\bar{\varepsilon}_k = \frac{1}{m \times n} \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \varepsilon_k(i, j) \quad k = 1, 2, 3 \quad (17b)$$

$$\bar{\eta} = \frac{1}{m \times n} \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \frac{\sqrt{2}[\sigma_1(i, j) + \sigma_2(i, j) + \sigma_3(i, j)]}{3 \sqrt{[\sigma_1(i, j) - \sigma_2(i, j)]^2 + [\sigma_2(i, j) - \sigma_3(i, j)]^2 + [\sigma_3(i, j) - \sigma_1(i, j)]^2}} \quad (17c)$$

式中: $\sigma_k(i, j)$, $\varepsilon_k(i, j)$ 分别为 (i, j) 位置处的 k 分量应力和应变, 数字 1、2、3 代表轴向、径向和环向分量。

因为缺乏系统的实验数据, 且鉴于 CEB 模型^[7] 被广泛使用, 因此在本部分计算中选取该模型的首段表达式(式 4(a))及其高应变率区的延伸线确定 $\gamma_{1D-stress}(\dot{\varepsilon})$ 。与此对应, 按照式(6)确定 $\gamma_{1D-strain}(\dot{\varepsilon})$ 。以上数据在相应实验完善后可以进行补充和修订。

3.2 无侧向约束下的数值霍普金森杆实验

图 8(c) 中自由边界是该类实验的基本边界形式, 通常用来测量试件的单轴动态抗压性能, 在实际实验中应用最广。基于式(9)的多维应力状态应变率效应模型开展针对砂浆试件^[17](直径 37 mm)的数值实验, 图 9 中给出了应变率 282 s⁻¹ 的加载下各应力分量的演化过程, 其强度提高系数为 1.76(静力单轴强度为 51 MPa), 后续的对比分析显示该数值与实验结果一致性较好。径向和环向应力的演化特征将响应过程分为特征明显的两个阶段: 在轴向应变达到 0.21% 之前, 径向和环向应力接近零, 静水压力与轴向应力维持约 1:3 的关系, 说明此阶段试件处于严格的一维应力状态(对应应力三轴系数为 -0.33); 轴向应变大于 0.21% 后, 径向和环向应力骤增, 并在轴向应力达到峰值(90.01 MPa)时分别为 19.19 和 11.55 MPa, 使试件应力三轴系数降至 -0.54, 表明试件已脱离初期的一维应力状态进入多维应力状态。

对应图 9, 图 10 中给出了试件在峰值应力时刻的应力三轴系数分布云图(据式(1))。图 10 表明, 沿试件厚度方向, 应力三轴系数分布具有较好的均匀性, 处于动力平衡状态; 在径向上此均匀性被完全打破: 自试件外缘到内核, 应力三轴系数逐渐降低, 自一维应力状态($\eta = -0.33$, 由泊松比为 0.19, 根据式(2)计算)顺次演化。以上分布特征准确反映了动力加载过程中横向惯性效应所产生的侧向围压以及由此导致的应力分布不均匀, 此机制提高了该类静水压力敏感性材料的抗压强度, 这与文献 [15, 23] 中的分析一致。

为了清楚地考察压缩强度提高、应力状态改变与应变率的关系, 图 11 总结了动态强度提高系数、应力三轴系数随应变率提高的演化过程。数据表明, 阈值应变率 89.5 和 554.3 s^{-1} 将试件应力状态分隔为一维应力、多维应力和一维应变三个应力状态。该类材料抗压强度的提高伴随应力状态由一维应力状态经多维应力到一维应变状态的演化, 试件在达到峰值应力时刻其大部分材料可能处于多维应力状态(应变率 89.5~554.3 s^{-1})或一维应变状态(应变率大于 554.3 s^{-1})。复杂应力状态的出现显然违背了霍普金森杆实验关于试件应处于一维应力状态的基本假定, 由此测量所得的试件表观强度并不能完全体现材料在一维应力状态下的真实应变率效应。

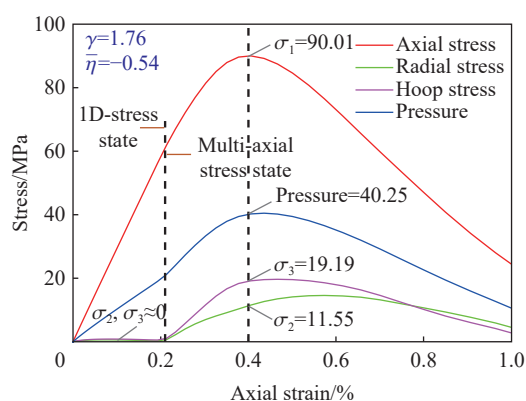


图 9 应变率 282 s^{-1} 加载下试件应力分量与轴向应变的关系曲线
Fig. 9 The stress components versus axial strain at strain-rate of 282 s^{-1}

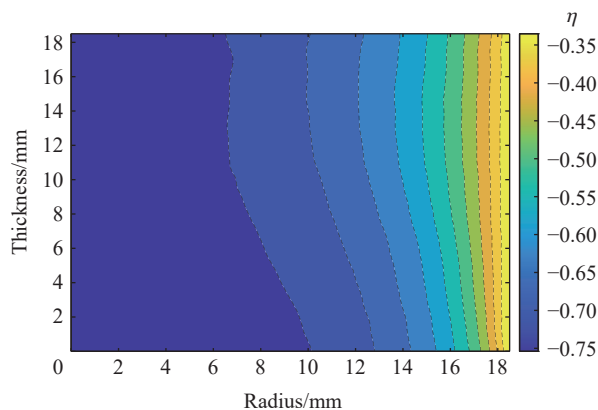


图 10 试件应力三轴系数云图
Fig. 10 The contour of stress triaxiality within the specimen

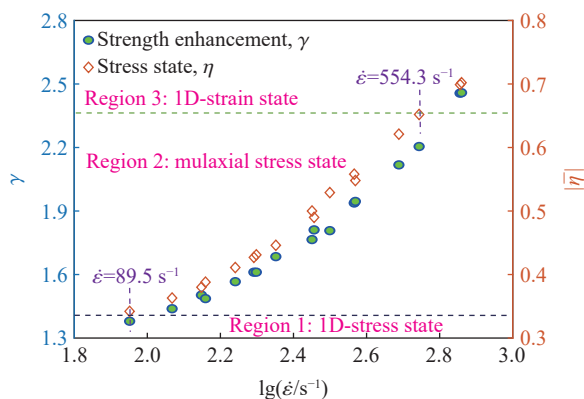


图 11 γ 和 η 随应变率提高的演化趋势
Fig. 11 The evolution of γ and η with the increase of $\dot{\epsilon}$

为了展现 2.1 节所述不同应变率模型的特点并验证本文提出模型的有效性, 以下分别基于 CEB 模型(式(4))、一维应变路径应变率模型(式(6), k 取为 3 个数值的中间值 0.014)和本文所提多维应力状态模型(式(9))进行数值实验, 并与实验结果进行对比。考虑到该加载路径下应变率效应与材料参数和试件几何尺寸具有强关联性^[22-23], 模拟分别针对直径 37、73 mm 的砂浆和混凝土试件开展。数值预测结果及相应的实验数据同时绘于图 12 中(为了增加实验数据点, 直径 74 mm 的砂浆实验结果也在图 12(b)中示出)。两者对比体现如下显著特点: (1)绝大多数实验数据处于基于 CEB 模型和一维应变路径数据模型的预测结果之间, 可以认为, 以上两个模型可作为动态强度提高系数的上限和下限; (2)基于 CEB 模型的预测数据明显高于实验数据, 并且两者的差异随应变率的提高而显著增大, 如图 12(a), 应变率分别对应 81.21 和 457.09 s^{-1} , 动态强度提高系数的预测误差由 0.19 增至 0.87, 分别达到实测数值的 42.2% 和 141.3%, 表明 CEB 模型会导致动态强度的过高估计; (3)实验数据在转换应变率之上的较低应变率时更接近于本文建议模型(式(9))的预测数据, 在较高应变率工况下, 其数值更接近于一维应变路

径应变率模型的预测数据, 这与针对试件应力状态的分析结论相一致, 同时也验证了选取 CEB 模型首段表达式(式(4a))的延伸线作为高应变率情况下动态强度提高系数的有效性。总的来讲, 后两个应变率模型得到的结果相差不是很大。

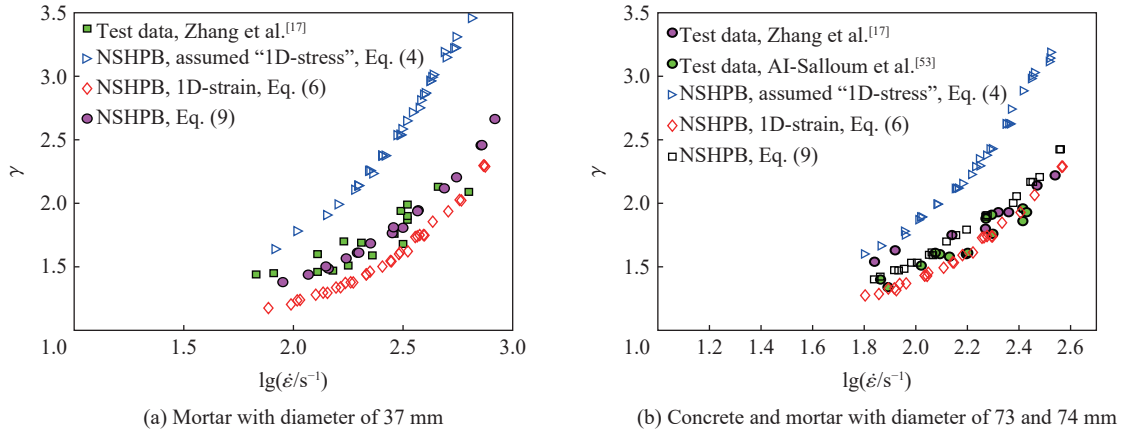


图 12 基于不同模型的数值霍普金森杆实验预测结果及与实验数据的对比

Fig. 12 The predicted dynamic increase factor based on different models and comparison with test data

3.3 一维应变路径下的数值霍普金森杆实验

选取文献 [10, 42] 中的花岗岩为研究对象, 采用图 8(d) 所示的约束方式开展数值霍普金森杆实验, 动态加载过程中试件的径向和环向位移被严格约束, 符合一维应变加载路径要求。试件的静态加载下的状态方程和强度如图 13 所示, 数值实验中应变率效应模型采用式(6)形式, k 取为 0.005。

图 14 中给出了典型加载下(应变率为 515 s^{-1})的数值霍普金森杆预测数据, 其与实验结果具有较好的一致性。在此加载路径下, 应变率效应模型式(9)等同于式(6), 因此两种模型的预测结果完全相同。以上对比分析表明, 本文建议的多维应力状态动态强度提高系数模型在针对一维应变加载路径下也具有较好的适用性。

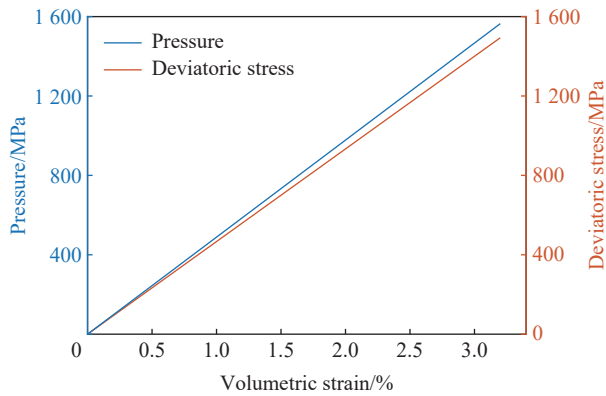


图 13 试件准静态状态方程和偏应力强度^[42]

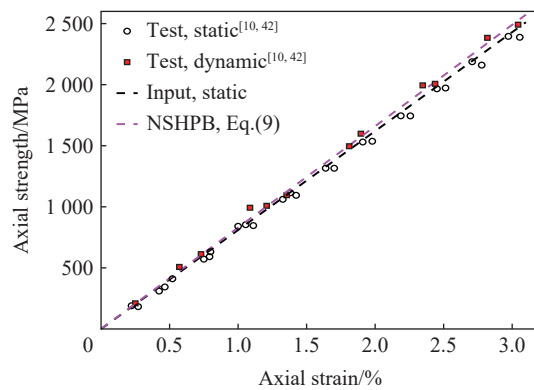


图 14 数值霍普金森杆结果与实验数据的对比

Fig. 13 The quasi-static EoS and deviatoric strength of sample^[42] Fig. 14 The comparison between NSHPB results and test data

3.4 非刚性侧向约束下的数值霍普金森杆实验

本节针对图 8(e) 所示的具有非刚性侧向约束的试件^[44]开展数值霍普金森杆实验, 其约束方式如图 15 所示: 直径 40 mm、厚 50 mm 的试件被内径 40.2 mm、外径 80 mm、长 50 mm 的高强钢质圆环包裹, 左右分别借助直径 40 mm、高 30 mm 的高强钢质圆柱体垫块传递动力载荷。实际实验中, 试件与约束环之间具有 0.2 mm 的缝隙, 用以通过涂抹润滑剂减小试件与约束环内壁的摩擦。因无法准确把握此润滑层的

力学性能, 数值模拟未对此细节给予考虑, 而是在模型建立时将约束环内径设为与试件直径相同并指定两者之间光滑接触(摩擦因数为零)。

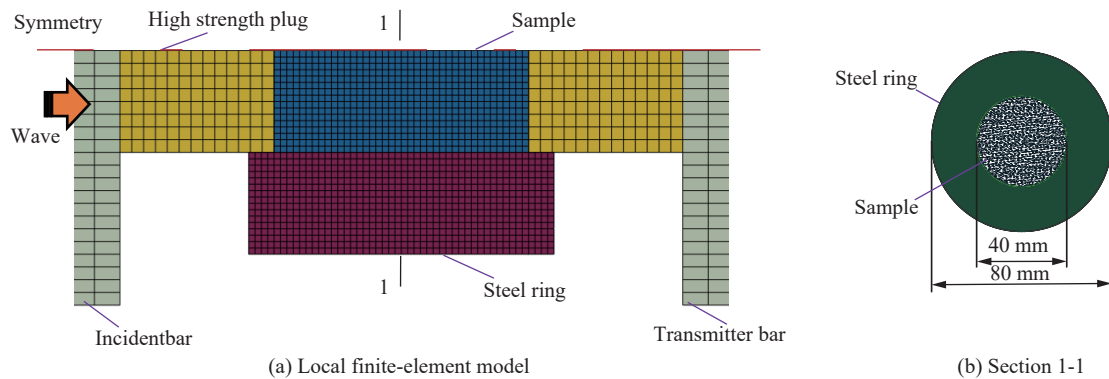


图 15 试件在环向约束下数值霍普金森杆实验示意图

Fig. 15 Illustration of NSHPB for sample with confinement

经静态围压实验测定的材料状态方程和偏应力强度如图 16 所示, 将其分别作为基本输入数据用于后续的动力计算。约束圆环和垫块的弹性模量约为 (198 ± 7) GPa^[44](本文中计算取 200 GPa), 泊松比 0.29, 屈服强度 1.8 GPa。

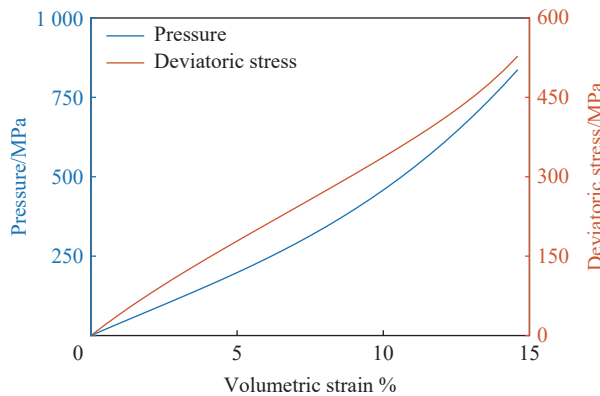


图 16 准静态围压实验测定的试件状态方程和偏应力强度^[44]

Fig. 16 The measured quasi-static equation of state and deviatoric strength of sample^[44]

实际实验中, 试件的应力、应变分量和应力状态基于环向应变与内压的函数关系(针对约束装置)计算确定, 在数值实验中, 以上结果仍直接通过式(17)的处理方式获得。为了考察应变率对偏应力和状态方程的影响, 分别通过下式计算试件偏应力、静水压力和体积应变^[44]:

$$\sigma_{\text{deviatoric}} = \sigma_{\text{axial}} - \sigma_{\text{radial}}, \quad p = \frac{\sigma_{\text{axial}} + \sigma_{\text{radial}} + \sigma_{\text{hoop}}}{3}, \quad \varepsilon_{\text{volumic}} = 1 - (1 + \varepsilon_{\text{axial}})(1 + \varepsilon_{\text{radial}})^2 \quad (18)$$

应用式(9)对应的应变率效应模型, 一维应力状态下动态强度提高系数取为 CEB 模型的首段延伸线, 一维应变状态下动态强度提高系数取 k 值为 0.014(式(6), 材料为石灰石)对应的数据进行数值实验, 图 17 中给出了试件应变、应力分量和应变率随加载时间(t_0 为入射波在试件中单次传播经历的时间)的演化过程。加载过程中钢质垫块和约束圆环最大 Mises 应力分别为 961.8 和 1081.4 MPa, 小于材料弹性极限(1800 MPa), 表明约束装置仍处于弹性状态, 这与实验测量一致。从图 17(a)中可以看到, 随着试件轴向应变随加载时间的快速增加, 径向和环向应变维持在较低的水平(轴向应变达到最大值 13.6% 时, 径向和环向应变最大值约为 0.45%), 应力三轴系数接近 -0.67(由泊松比为 0.2, 根据式(2)计算), 表明试件在整个加载过程中处于准一维应变状态。该类实验无法获得恒定应变率下的材料动态强度, 参考文

献 [43-44] 的处理方法, 取加载过程的平均应变率(约 151 s^{-1})作为此加载工况的应变率数值, 这与实验数值(146 s^{-1})基本一致。

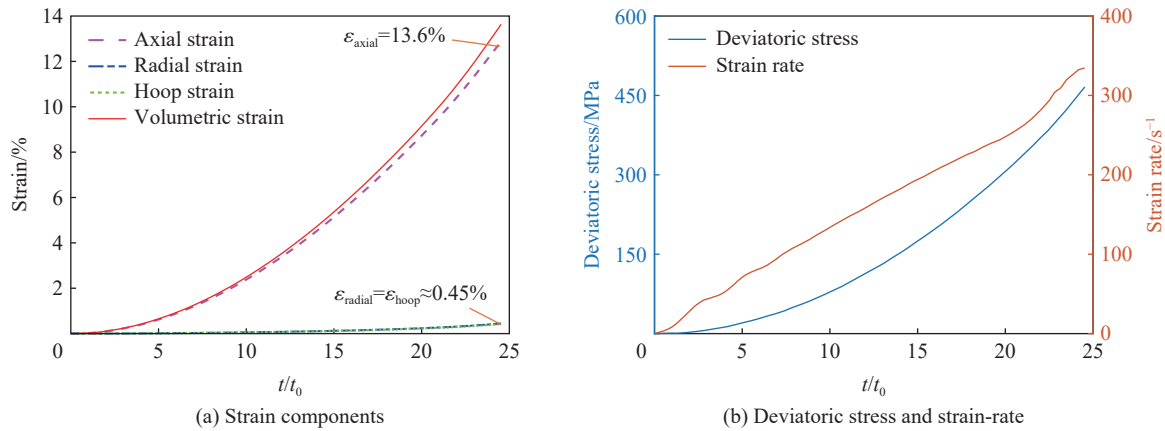


图 17 数值霍普金森杆实验预测的典型变量演化过程

Fig. 17 The evolution of typical variables predicted in a NSHPB test

图 18 中给出了数值实验得到的偏应力和状态方程预测数值以及与实验结果^[44]的对比。在偏应力方面, 依次采用分别对应花岗岩、石灰石和透水石的 k 值(式(6))将得到逐渐趋向实验值的结果, 但在围压 $50 \sim 300 \text{ MPa}$ 范围内仍有较大差别, 其原因主要来自以下 3 个实验中的不确定性。(1) 式(6)的数值来自 3 种不同类型的岩石, 而文献 [44] 涉及的实验材料为添加硅质骨料的混凝土, 这类骨料具有更高的压缩强度(330 MPa)和更小的孔隙率(低于 2%)。因此, 虽同属混凝土类材料, 但其组分、微观结构与岩石及普通混凝土存在显著差异, 进而导致其动态强度较高一些。(2) 实际实验对于该混凝土仅给出了 2 个实验工况, 它们在具有几乎相同应变率(143 、 146 s^{-1})下, 其实验数据在 $50 \sim 300 \text{ MPa}$ 围压范围内具有较大差别(见文献 [44] 中的图 14), 另一工况的实验结果(对应应变率 143 s^{-1})与图 18(a)所示的数据(对应应变率 146 s^{-1})相比, 数值较小, 但因测试手段原因其数据振荡过大, 不便使用。因此, 图 18(a)中的实验数据可能正确体现了材料动态性能演化的趋势, 但在定量上有一定偏差。(3) 如前文所述, 试件动态偏应力数值基于实测约束环的应变推算得到, 该应变与环壁内压(对应试件的径向应力)作用面积、位置和量值密切相关, 在实验前由静态加载下的数值模拟确定。实际实验中, 动态加载导致的惯性效应和波传播效应使得响应行为较静态下复杂, 而本模拟未考虑的试件与约束环间的缝隙也可能会放大此效应。此外, 大的轴向压缩变形将导致试件与约束环内壁的接触面积减小并偏离初始位置(因试件与约束环近乎

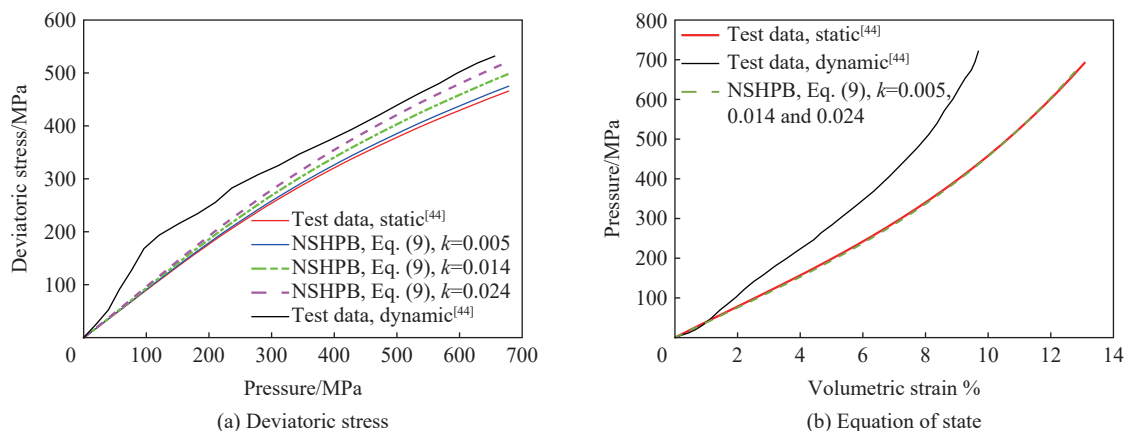


图 18 数值霍普金森杆预测结果及与实验数据的对比

Fig. 18 The prediction results in NSHPB test and comparison with test data

无摩擦)。在此情形下,采用初始按理想化情况确定的静态推演关系进行各应力分量等数值的计算也可能引入误差,进而导致本文预测结果失去较为准确的评判标准。

在状态方程的对比方面,数值实验预测(采用 3 组 k 值)结果与输入曲线(静态实验结果)一致,但明显低于动态实验所测得的结果。此现象可能由 2 个因素造成,即:(1) 前述实验测量中的不确定性;(2) 与抗压强度类似,该类材料的状态方程可能也具有应变率敏感性,这在 Cui 等^[54] 研究者的工作中已经开始给予关注。因缺乏明确、足够的实验数据支持,本文模型对此未予考虑,可在未来相应研究工作完善后再补充。

4 结 论

研究了不同应力状态下混凝土类材料动态压缩应变率效应的表现特征,将仅包含应变率的动态强度提高系数模型扩展至同时计及应变率和应力状态的多维应力状态形式。结合 Drucker-Prager 强度准则和 p - α 状态方程,该模型被成功应用于霍普金森杆实验的数值模拟。针对自由边界、刚性约束和非刚性约束 SHPB 试件的模拟及与实验数据的对比分析表明,发展多维应力状态下的应变率效应模型是必要的,它可以体现应变率效应随应力状态改变的特点,从而更准确地预测该类材料的动态压缩强度。研究结果有助于正确认识混凝土类材料的动态压缩应变率效应,并在分析与数值模拟中正确使用该类材料的动态压缩强度模型。

参考文献:

- [1] ABRAMS D A. Effect of rate of application of load on the compressive strength of concrete [J]. *American Society for Testing and Materials Journal*, 1917, 17(2): 364–377.
- [2] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. *Materials and Structures*, 1991, 24(6): 425–450. DOI: 10.1007/BF02472016.
- [3] 胡时胜, 王礼立, 宋力, 等. Hopkinson 压杆技术在中国的发展回顾 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(6): 641–657. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)06-0641-17.
HU S S, WANG L L, SONG L, et al. Review of the development of Hopkinson pressure bar technique in China [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(6): 641–657. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)06-0641-17.
- [4] FIELD J E, WALLEY S M, PROUD W G, et al. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(7): 725–775. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.03.005.
- [5] LS-DYNA Support. LS-DYNA user manual R10.0-Vol I [EB/OL]. 2021-09-15. <https://www.dyansupport.com/manuals/ls-dyna-manuals/ls-dyna-manual-r10.0-vol-i/view>.
- [6] Century Dynamics. AUTODYN theory manual (revision 4.3) [M]. Concord: Century Dynamics, Inc., 2005.
- [7] Comite Euro-International du Beton. CEB-FIP model code 1990 [M]. Trowbridge, Wiltshire, UK: Redwood Books, 1993.
- [8] TEDESCO J W, ROSS C A. Strain-rate-dependent constitutive equations for concrete [J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 1998, 120(4): 398–405. DOI: 10.1115/1.2842350.
- [9] GREEN S J, PERKINS R D. Uniaxial compression test at strain rates from 10^{-4} /s to 10^4 /s on three geologic materials [R]. DASA-2199, Final Rep, 1969: 44.
- [10] BRACE W F, JONES A H. Comparison of uniaxial deformation in shock and static loading of three rocks [J]. *Journal of Geophysical Research*, 1971, 76(20): 4913–4921. DOI: 10.1029/JB076i020p04913.
- [11] JANACH W. The role of bulking in brittle failure of rocks under rapid compression [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1976, 13(6): 177–186. DOI: 10.1016/0148-9062(76)91284-5.
- [12] BISCHOFF P H, PERRY S H. Impact behavior of plain concrete loaded in uniaxial compression [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1995, 121(6): 685–693. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1995)121:6(685).
- [13] DONZÉ F V, MAGNIER S A, DAUDEVILLE L, et al. Numerical study of compressive behavior of concrete at high strain rates [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1999, 125(10): 1154–1163. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1999)125:10(1154).
- [14] GROTE D L, PARK S W, ZHOU M. Dynamic behavior of concrete at high strain rates and pressures: I. Experimental characterization [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(9): 869–886. DOI: 10.1016/S0734-743X(01)00020-3.
- [15] LI Q M, MENG H. About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test [J].

- International Journal of Solids and Structures*, 2003, 40(2): 343–360. DOI: 10.1016/S0020-7683(02)00526-7.
- [16] LI Q M, LU Y B, MENG H. Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part II: numerical simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(12): 1335–1345. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.04.010.
- [17] ZHANG M, WU H J, LI Q M, et al. Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part I: experiments [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(12): 1327–1334. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.04.009.
- [18] ZHANG M, LI Q M, HUANG F L, et al. Inertia-induced radial confinement in an elastic tubular specimen subjected to axial strain acceleration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(4): 459–464. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.09.009.
- [19] LU Y B, LI Q M. Appraisal of pulse-shaping technique in split Hopkinson pressure bar tests for brittle materials [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2010, 1(3): 363–390. DOI: 10.1260/2041-4196.1.3.363.
- [20] LU Y B, LI Q M, MA G W. Numerical investigation of the dynamic compressive strength of rocks based on split Hopkinson pressure bar tests [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, 47(5): 829–838. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2010.03.013.
- [21] LU Y B, LI Q M. A correction methodology to determine the strain-rate effect on the compressive strength of brittle materials based on SHPB testing [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2011, 2(1): 127–138. DOI: 10.1260/2041-4196.2.1.127.
- [22] FLORES-JOHNSON E A, LI Q M. Structural effects on compressive strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 109: 408–418. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.08.003.
- [23] LIU F, LI Q M. Strain-rate effect on the compressive strength of brittle materials and its implementation into material strength model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 130: 113–123. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.04.006.
- [24] ZHOU X Q, HAO H. Modelling of compressive behaviour of concrete-like materials at high strain rate [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, 45(17): 4648–4661. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2008.04.002.
- [25] COTSOVOS D M, PAVLOVIĆ M N. Numerical investigation of concrete subjected to compressive impact loading. Part 1: a fundamental explanation for the apparent strength gain at high loading rates [J]. *Computers & Structures*, 2008, 86(1/2): 145–163. DOI: 10.1016/j.compstruc.2007.05.014.
- [26] KIM D J, SIRIJAROONCHAI K, EL-TAWIL S, et al. Numerical simulation of the Split Hopkinson Pressure Bar test technique for concrete under compression [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(2): 141–149. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.06.012.
- [27] CUSATIS G. Strain-rate effects on concrete behavior [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(4): 162–170. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2010.10.030.
- [28] SONG Z H, LU Y. Mesoscopic analysis of concrete under excessively high strain rate compression and implications on interpretation of test data [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 46: 41–55. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.01.010.
- [29] MU Z C, DANCYGIER A N, ZHANG W, et al. Revisiting the dynamic compressive behavior of concrete-like materials [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 49: 91–102. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.05.002.
- [30] ZHANG Q B, ZHAO J. A review of dynamic experimental techniques and mechanical behaviour of rock materials [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2014, 47(4): 1411–1478. DOI: 10.1007/s00603-013-0463-y.
- [31] 方秦, 洪建, 张锦华, 等. 混凝土类材料 SHPB 实验若干问题探讨 [J]. *工程力学*, 2014, 31(5): 1–14, 26. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.05.ST07.
- FANG Q, HONG J, ZHANG J H, et al. Issues of SHPB test on concrete-like material [J]. *Engineering Mechanics*, 2014, 31(5): 1–14, 26. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.05.ST07.
- [32] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 91: 116–125. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.003.
- [33] LEE S, KIM K M, PARK J, et al. Pure rate effect on the concrete compressive strength in the split Hopkinson pressure bar test [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 113: 191–202. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.11.015.
- [34] 袁良柱, 苗春贺, 单俊芳, 等. 冲击下混凝土试样应变率效应和惯性效应探讨 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(1): 013101. DOI:

- 10.11883/bzycj-2021-0114.
- YUAN L Z, MIAO C H, SHAN J F, et al. On strain-rate and inertia effects of concrete samples under impact [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(1): 013101. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0114.
- [35] HAO Y, HAO H. Numerical investigation of the dynamic compressive behaviour of rock materials at high strain rate [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2013, 46(2): 373–388. DOI: 10.1007/s00603-012-0268-4.
- [36] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.01.011.
- [37] SAUER C, HEINE A, RIEDEL W. Developing a validated hydrocode model for adobe under impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 104: 164–176. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.01.019.
- [38] 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.
- [39] LUCCIONI B, ISLA F, CODINA R, et al. Experimental and numerical analysis of blast response of high strength fiber reinforced concrete slabs [J]. *Engineering Structures*, 2018, 175: 113–122. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.08.016.
- [40] MALVERN L E, ROSS C A. Dynamic response of concrete and concrete structures [R]. Gainesville: University of Florida, 1984.
- [41] 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.
- [42] BRACE W F, RILEY D K. Static uniaxial deformation of 15 rocks to 30 kb [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1972, 9(2): 271–288. DOI: 10.1016/0148-9062(72)90028-9.
- [43] FORQUIN P, ARIAS A, ZAERA R. An experimental method of measuring the confined compression strength of geomaterials [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(13): 4291–4317. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2006.11.022.
- [44] PIOTROWSKA E, FORQUIN P, MALECOT Y. Experimental study of static and dynamic behavior of concrete under high confinement: effect of coarse aggregate strength [J]. *Mechanics of Materials*, 2016, 92: 164–174. DOI: 10.1016/j.mechmat.2015.09.005.
- [45] XU S L, SHAN J F, ZHANG L, et al. Dynamic compression behaviors of concrete under true triaxial confinement: an experimental technique [J]. *Mechanics of Materials*, 2020, 140: 103220. DOI: 10.1016/j.mechmat.2019.103220.
- [46] 徐松林, 王鹏飞, 赵坚, 等. 基于三维 Hopkinson 杆的混凝土动态力学性能研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(2): 180–185. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)02-0180-06.
- XU S L, WANG P F, ZHAO J, et al. Dynamic behavior of concrete under static triaxial loading using 3D-Hopkinson bar [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(2): 180–185. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)02-0180-06.
- [47] JOHNSON G, HOLMQUIST T, GERLACH C. Strain-rate effects associated with the HJC concrete model [C] // 12th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading. Arcachon, France, 2018: 01008. DOI: 10.1051/epjconf/201818301008.
- [48] 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] // Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics. Quebec, Canada, 1993: 591–600.
- [49] DRUCKER D C, PRAGER W. Soil mechanics and plastic analysis or limit design [J]. *Quarterly of Applied Mathematics*, 1952, 10(2): 157–165. DOI: 10.1090/qam/48291.
- [50] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.010.
- [51] SIMULIA. Abaqus analysis user's guide (Version 6. 13) [Z]. SIMULIA, 2013.
- [52] HAO Y, HAO H, LI Z X. Influence of end friction confinement on impact tests of concrete material at high strain rate [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 60: 82–106. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.04.008.
- [53] AL-SALLOUM Y, ALMUSALLAM T, IBRAHIM S M, et al. Rate dependent behavior and modeling of concrete based on SHPB experiments [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2015, 55: 34–44. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2014.07.011.
- [54] 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.

(责任编辑 曾月蓉)