

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2022.02.012

碾压混凝土真实应变率效应试验

魏培勇^{1,2}, 张社荣^{1,2}, 王枭华^{1,2}, 王超^{1,2}

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300350; 2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350)

摘要: 为深入研究碾压混凝土动态力学特性,借助分离式霍普金森压杆(SHPB)装置对 3 种不同直径圆柱试样进行了冲击压缩试验。试验结果表明:碾压混凝土材料具有显著的应变率效应和尺寸效应;混凝土类材料的动态抗压强度增强是材料自身特性、惯性效应和端面摩擦效应三者作用的结果,确定碾压混凝土的真实应变率效应对碾压混凝土结构冲击荷载下动态响应预测具有重要意义。基于真实应变率效应、横向惯性效应和端面摩擦效应互不相关的假定,对惯性和端面摩擦约束引起的抗压强度增量进行了定量评估,并将其从试验结果中移除以获得碾压混凝土的真实动态增强因子;最后,对修正的动态增强因子数据进行回归分析,得到了合理的碾压混凝土真实应变率效应经验模型。

关键词: 碾压混凝土;真实应变率效应;SHPB 试验;惯性效应;端部摩擦效应

中图分类号: TU528.36 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1980(2022)02-0083-09

Experimental study of the true strain rate effect of roller compacted concrete (RCC)

WEI Peiyong^{1,2}, ZHANG Sherong^{1,2}, WANG Xiaohua^{1,2}, WANG Chao^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300350, China;
2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: In order to investigate the dynamic mechanical properties of roller compacted concrete, a series of dynamic compression tests have been carried out on roller compacted concrete cylindrical specimens with different diameters by the split Hopkinson compression bar (SHPB). The test results show that the roller compacted concrete material has a significant strain rate effect, as well as size effect, despite the dispersion of test results at high strain rates. That is to say, for the specimens with same size, the dynamic compressive strength increases with increasing strain rate, and the compressive strength enhancement increases with increasing specimen size when subjected to same loads. Moreover, recent studies have revealed that the above dynamic compressive strength enhancement is mainly the result of the coupling effect of strain rate effect due to material properties (namely true strain rate effect), lateral inertia effect, and end friction effect. It is of great significance to figure out the true strain rate effect of roller compacted concrete material for the better prediction of the dynamic response of roller compacted concrete structures under impact load. Based on the assumption that the real strain rate effect, lateral inertia effect and end friction effect are not related to each other, this paper quantitatively evaluates the enhancement of compressive strength caused by the lateral inertia and end friction constraints effect by numerical simulation and semi-theoretical derivation. Then the dynamic compressive strength enhancement is eliminated, and the true strain rate effect of roller compacted concrete material is obtained by the regression analysis of the corrected DIF data. The results show that the obtained true strain rate effect of roller compacted concrete is relatively close to the model proposed by Fib code and Hao.

Key words: roller compacted concrete (RCC); true strain rate effect; SHPB test; inertia effect; end friction effect

近年来,随着恐怖主义、地区冲突加剧,制导导弹、炸弹等导致的爆炸袭击风险不断增加。作为水利枢纽的核心建筑物,水工大坝在极端荷载下一旦失事会对工程本身乃至大坝下游造成不可估量的损失。因此,研究各种爆炸荷载下大坝的损失机制及失效模式至关重要。作为一种特殊的混凝土材料,碾压混凝土因其特

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51779167; 51979188)
作者简介: 魏培勇(1994—),男,博士研究生,主要从事大坝抗爆防护研究。E-mail:wepy@tju.edu.cn
通信作者: 王枭华(1992—),男,助理研究员,主要从事混凝土材料力学特性及大坝防护研究。E-mail:tjudamwxh@163.com
引用本文: 魏培勇,张社荣,王枭华,等. 碾压混凝土真实应变率效应试验[J]. 河海大学学报(自然科学版),2022,50(2):83-91.
WEI Peiyong,ZHANG Sherong,WANG Xiaohua,et al. Derivation of the true strain rate effect of roller compacted concrete (RCC)[J].
Journal of Hohai University(Natural Sciences),2022,50(2):83-91.

殊的配合比和施工成型方式而广泛应用于重力坝和拱坝工程中^[1]。为了准确预测碾压混凝土坝在爆炸等极端荷载下的损伤机理和失效模式,亟须建立考虑应变率效应的碾压混凝土动态本构模型,合理评价其应变率关系是进行碾压混凝土坝抗爆性能评价的首要任务。

研究表明,混凝土类材料力学性质具有明显的应变率效应,由应变率效应引致的强度增强通常由动态增强因子(dynamic increase factor,DIF)表征^[2-4],现今许多DIF经验公式被用于工程设计与结构分析中^[4-5]。作为一种混凝土材料,碾压混凝土的动态行为也呈现出明显的应变率敏感性,前期已基于碾压成型方式(初始损伤^[6]、软弱夹层^[7]等)对碾压混凝土动态压缩性能的影响进行了大量研究。

然而,现有DIF公式之间存在较大的差异。除试验条件外,研究表明,惯性和端面摩擦约束导致的结构效应是引起这种差异的重要原因^[8-11]。同时,结构效应与试件尺寸密切相关,因此包括碾压混凝土在内的混凝土材料的动态力学行为呈现出与静态荷载下不同的尺寸效应^[12-14]。在特定应变率下,动态抗压强度随试件尺寸增大而增强。大尺寸试件具有更显著的应变率敏感性,但较高应变率下力学行为具有更明显的离散性^[14]。由此推断,高应变率荷载下的强度增强可归因于材料应变率效应和结构效应。此外,混凝土碎块分形特征可以用于解释结构效应导致的动态抗压强度增量尺寸相关性^[15]。

结构效应和真实应变率效应(即材料本身的应变率效应)是引起混凝土类材料DIF增大的主要原因,直接采用分离式Hopkinson压杆(split Hopkinson pressure bar,SHPB)试验获得的DIF描述混凝土类材料必然会高估动态抗压强度增强情况,因此有必要从试验结果中剔除结构效应的影响,避免对应变率效应的高估^[16-17]。为了克服这一局限性,学者通过数值模拟、试验和理论解析等方法对SHPB试验中惯性效应进行研究,其中部分研究试图将惯性效应引起的动态抗压强度增量与试验结果解耦。如,Hao等^[9]通过数值模拟量化惯性效应对DIF的贡献;Lee等^[16]进行了混凝土SHPB试验研究,并基于线弹性理论提出了可描述材料真实应变率敏感性的DIF公式;陈徐东等^[18]对冲击弯拉试验中的惯性力进行了讨论,并计算出了试件受到的惯性力。另一方面,试件与压力杆间的端部摩擦约束也会导致混凝土动态抗压强度增强的高估,有关学者提出了端部摩擦约束与应变率、摩擦系数、长径比之间的经验关系^[10-11,17,19-20]。在此基础上,将从SHPB试验得到的实测强度中消除了由横向惯性效应和端面摩擦效应引起的动态抗压强度增强量后,即可得到混凝土材料的真实应变率效应,从而更精确地评估材料的动态力学行为。尽管诸多学者已对常态混凝土应变率效应开展了大量试验^[21]和数值仿真^[22]研究,但是作为一种特殊的混凝土材料,独特的材料组分和成型方式使得碾压混凝土力学性能与常态混凝土不尽相同,且其应变率敏感性与常态混凝土存在一定差异^[6-7]。

本文旨在研究消除结构效应(惯性效应和端面摩擦效应)以获得碾压混凝土材料真实的应变率效应。为此,进行了3种不同尺寸的碾压混凝土SHPB试验,通过数值仿真、经验公式及简化理论模型确定了惯性约束与端部摩擦约束引起的动态抗压强度增强,然后将结构效应引起的动态抗压强度增量分别从SHPB试验获得的DIF数据中消除,通过回归分析得到碾压混凝土的真实应变率效应。

1 SHPB 试验

1.1 原材料及试样制备

水泥采用祥云P·MH42.5级中热硅酸盐水泥,满足GB/T 200—2017《中热硅酸盐水泥、低热硅酸盐水泥》要求;粉煤灰采用贵州火焰Ⅱ级粉煤灰,满足GB/T 1596—2017《用于水泥和混凝土中的粉煤灰》要求;水胶比为0.50,其中粉煤灰占胶凝材料质量分数的60%;粗骨料采用人工碎石,最大粒径为19 mm,其原岩单轴抗压强度为82.0 MPa;减水剂采用JM-Ⅱ型缓凝高效减水剂,减水率为24.5%;引气剂采用HLAE型引气剂,含气量为5.4%。水泥、粉煤灰、水、砂、大石、中石、小石、减水剂和引气剂的质量比例为70:106:88:672:452:452:603:1.408:0.088。

碾压混凝土成型时模拟了现场施工中分层碾压施工工艺。使用DC-25C手持式振动碾对碾压混凝土拌合物进行分层碾压,层厚为10 cm,共计5层。成型后的碾压混凝土在标准养护条件下养护90 d,随后经过钻芯取样、切割打磨等流程最终得到3种不同尺寸(∅50 mm×25 mm、∅75 mm×37.5 mm、∅100 mm×50 mm)的碾压混凝土试件。试件制备流程见图1。需要注意的是,试件尺寸相较于骨料最大粒径偏小,可能影响试件材料的均匀性,同时钻芯、切割和打磨等制备流程会给试件表面带来一定初始损伤,这些问题有可能影响SHPB冲击试验结果的离散程度。

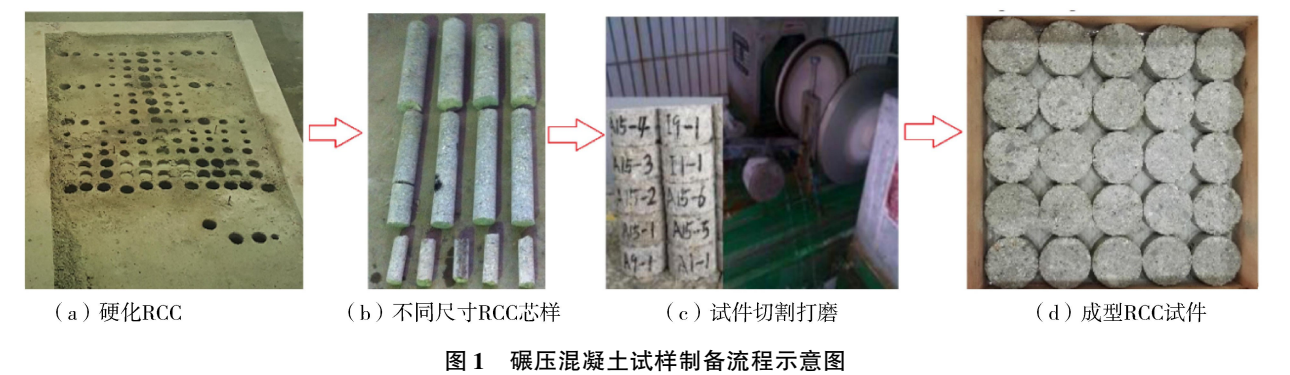


Fig.1 The preparation procedures for different dimensional RCC specimens

1.2 试验设计

采用3种不同压杆直径(50 mm、75 mm、100 mm)的SHPB装置分别对不同尺寸的试件进行冲击压缩试验。试验方案编号见表1。试验采用4种气压研究各尺寸试件动态压缩性能;通过脉冲整形技术修正入射波形,以确保近似恒定应变率加载以及试样中的应力均匀性。同时,对碾压混凝土进行准静态单轴压缩试验以确定其单轴抗压强度。

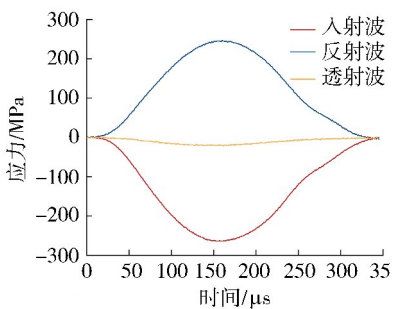
1.3 有效性验证

基于一维应力波理论、平面假设和均匀性假设,试验可从入射杆和透射杆上的应变片测得入射、反射、透射应变脉冲。由式(1)~(3)计算试件的平均应变 $\varepsilon(t)$ 、应力 $\sigma(t)$ 和应变率历史,图2(a)为试验中获得的典型应力时程关系曲线。

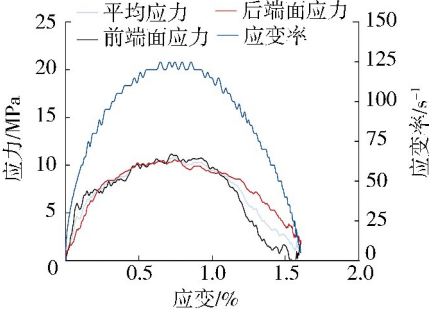
表1 碾压混凝土试验方案编号

Table 1 Test scheme number for SHPB tests

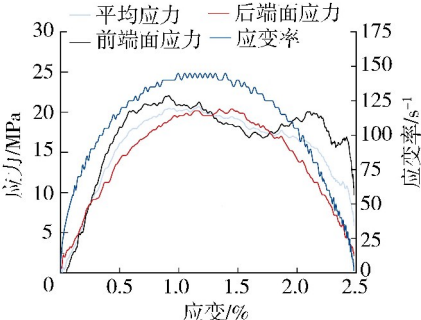
试验类型	直径/mm	长径比	分组	数量	气压/MPa
单轴压缩试验	100	2.0	A	5	
			D50-A	8	0.30
			D50-B	8	0.37
			D50-C	8	0.45
SHPB 试验	50	0.5	D50-D	8	0.55
			D75-A	7	0.40
			D75-B	9	0.50
			D75-C	8	0.60
	75	0.5	D75-D	8	0.80
			D100-A	8	0.15
			D100-B	10	0.22
			D100-C	10	0.30
	100	0.5	D100-D	9	0.37



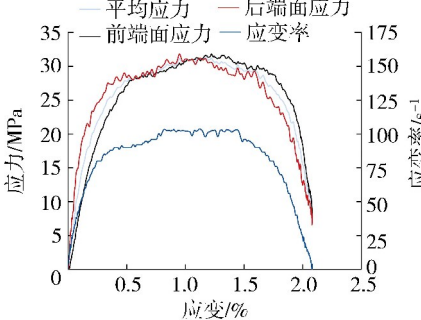
(a) D75-B SHPB试验典型应力时程关系曲线



(b) D50-A试件典型应力-应变及应变率-应变关系



(c) D75-B试件典型应力-应变及应变率-应变关系



(d) D100-D试件典型应力-应变及应变率-应变关系

图2 试验合理性验证

Fig.2 Experimental validation

$$\sigma(t)=E_bA_b[\varepsilon_i(t)+\varepsilon_r(t)+\varepsilon_t(t)]/(2A_s)$$

(1)

$$\dot{\varepsilon}(t)=c_b[\varepsilon_i(t)-\varepsilon_r(t)-\varepsilon_t(t)]/l_s$$

(2)

$$\varepsilon(t)=c_b\int_0^t[\varepsilon_i(t)-\varepsilon_r(t)-\varepsilon_t(t)]dt/l_s$$

(3)

式中: c_b 为压力杆纵向弹性波速; E_b 为压力杆弹性模量; A_b 为压力杆横截面面积, $\varepsilon_i(t)$ 为入射应变脉冲; $\varepsilon_r(t)$ 为反射应变脉冲; $\varepsilon_t(t)$ 为透射应变脉冲; A_s 为试件横截面积; l_s 为试件长度。

图2(c)(d)为不同尺寸试件的典型应力-应变关系曲线及应变率-应变曲线。试件前、后端面应力分别为

$$\sigma_f(t)=A_bE_b[\varepsilon_i(t)+\varepsilon_r(t)]/A_s\quad\sigma_r(t)=A_bE_b\varepsilon_t(t)/A_s$$

(4)

图2(c)(d)中各尺寸试件前后端面应力-应变曲线很接近(即 $\varepsilon_i(t)+\varepsilon_r(t)\approx\varepsilon_t(t)$),可认为试验中试件内部应力满足均匀性假设,因此试验有效。对式(1)~(3)进行简化并用于碾压混凝土动态力学特性计算。另一方面,应变率-应变曲线均存在一个相对平稳的阶段,说明通过合理运用脉冲整形技术可以实现恒定应变率加载。

2 RCC 动态抗压强度的尺寸效应

研究表明,混凝土类材料的动态抗压强度受结构效应的影响,同时,大尺寸试件表现出更明显的应变率敏感性,与尺寸相关的强度增强呈现出非线性的特点^[14],然而尺寸相关的结构效应不能准确反映真实的材料应变率效应。表2 为不同尺寸试件在近似应变率下(约70/s)的动态抗压强度,其中碾压混凝土试件(∅100 mm×200 mm)单轴抗压强度为10.17 MPa。由表2 可知,相同应变率下碾压混凝土试件的动态抗压强度均值随试件尺寸的增大而明显增强。

图3(a)更直观地展示了结构效应导致的动态抗压强度尺寸效应。碾压混凝土动态抗压强度具有明显的应变率敏感性和尺寸效应,此外动态抗压强度增量也随应变率增长而变大。将包含结构效应影响的动态抗压强度增强定义为表观 DIF,即 SHPB 试验中获得的动态抗压强度与单轴抗压强度的比值。图3(b)为不同尺寸试件表观 DIF 与应变率之间的关系。由图3 可知,采用表观 DIF 进行结构分析很可能会过高估计其动态抗压强度,进而得到不保守的结果。此外,较高的强度变化幅度有可能导致应变率关系的错误评估。因此,有必要将结构效应从表观 DIF 中消除从而得到碾压混凝土的真实应变率效应。

表 2 相近应变率下不同尺寸 RCC 试件动态抗压强度
Table 2 Dynamic compressive strength for specimens with same size under similiar strain rate

试件 组别	应变率/s ⁻¹			动态抗压强度/MPa		
	D50-A	D75-B	D100-D	D50-A	D75-B	D100-D
1	64.27	69.73	70.00	11.70	12.99	31.14
2	69.26	72.00	71.66	9.76	21.74	33.58
3	70.58	74.66	70.25	10.82	12.66	19.70
4	69.28	74.83	73.12	11.60	20.79	25.53
5	70.95	78.35	73.54	9.22	20.59	30.08
6	71.51	79.67	78.03	10.75	28.79	24.66
7	74.31	80.17	74.38	9.45	26.38	29.76
8	71.01	80.21	79.96	10.18	18.67	38.91
9		80.68	75.76		14.57	31.62
均值	70.15	76.70	74.08	10.44	19.69	29.44

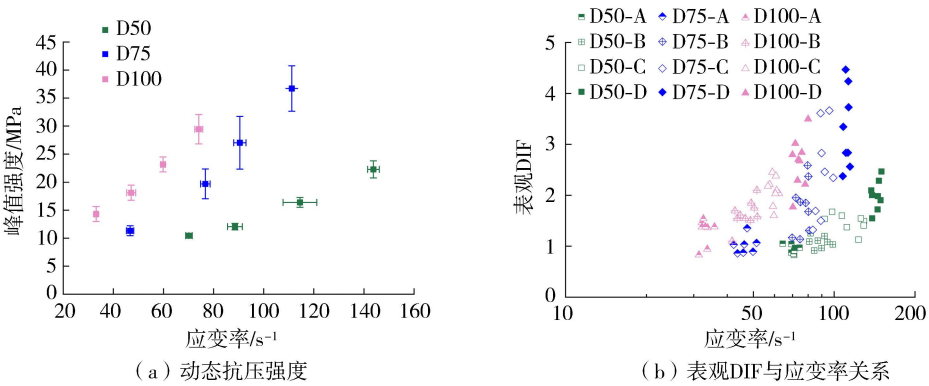


图 3 不同尺寸 RCC 试件 SHPB 试验结果
Fig. 3 SHPB test results for different dimensional RCC specimens

3 真实应变率推导

研究表明,混凝土类材料的动态抗压强度增强主要由横向惯性效应、端面摩擦效应和真实应变率效应引起。如果直接使用由 SHPB 试验得到的 DIF 数据,相应的混凝土动态抗压强度会被高估。假定真实应变率效应、横向惯性效应和端面摩擦效应互不相关^[23-24],则材料的动态抗压强度增强表达见式(4),真实应变率效应可通过数值模拟等方法消除端面摩擦和横向惯性效应的贡献得到。

$$I_a = f_d / f_c = (f_c + \Delta f_{\dot{\epsilon}} + \Delta f_i + \Delta f_{\mu}) / f_c \tag{5}$$

式中: I_a 为直接由 SHPB 试验结果获得的表观 DIF; f_d 为动态抗压强度; f_c 为准静态抗压强度; $\Delta f_{\dot{\epsilon}}$ 为材料真实应变率引起的动态抗压强度增强; Δf_i 为横向惯性效应引起的动态抗压强度增强; Δf_{μ} 为端面摩擦效应引起的动态抗压强度增强。

3.1 SHPB 试验数值模拟方法

为研究横向惯性效应对 SHPB 试验的影响,建立如图 4(a)所示的简化均质数值仿真模型以模拟 SHPB 试验,混凝土试件和杆的网格尺寸分别控制在 0.5 mm 和 3.0 mm。此外,采用关键字 CONTACT_SURFACE_TO_SURFACE 模拟试件和杆之间的摩擦。

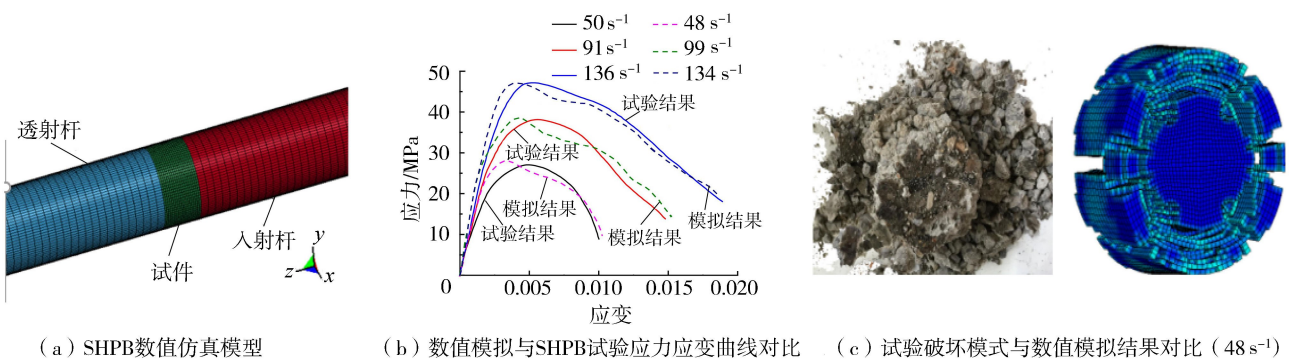


图 4 数值模型及验证
Fig. 4 Numerical model and verification

选用 KCC 本构(MAT_072R3)模拟碾压混凝土动态荷载下的力学响应。对于 KCC 本构,仅需输入关键参数(例 $\rho_s = 2\,230\text{ kg/m}^3$, $f_c = 11.13\text{ MPa}$),剩余参数可自动生成。入射杆和透射杆采用均质线弹性本构(MAT_1),数值模拟中各材料本构及其参数见表 3。

在入射杆前端面施加 SHPB 试验测得的半正弦应力波形,采用关键字 MAT_ADD_EROSION 中的最大失效主应变控制 RCC 单元失效与删除,数值模型其他设置参考文献[25]。如图 4(b)(c)所示,相同应变率下数值模拟结果与 SHPB 试验得到的应力应变曲线吻合良好,验证了数值模型的合理性。

3.2 表观 DIF 数据解耦分析

3.2.1 端面摩擦效应对 DIF 值的影响

试件-杆接触面的端面摩擦会在一定程度上限制试件的横向变形,进而影响 SHPB 的试验结果。因此,端面摩擦引起的动态抗压强度增强不可忽视。Hao 等^[10-11]对 SHPB 试验进行了细观仿真,并研究了端面摩擦等因素对动态力学性能的影响,结果表明端面摩擦引起的动态抗压强度受长细比、摩擦系数及应变率的影响。此外,为了量化端面摩擦对动态抗压强度的影响提出了相应的经验公式:

当 $0.5 \leq L/D \leq 2.0$, $0.0 \leq \mu \leq 0.5$ 且 $10/s^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 600/s^{-1}$ 时:

$$\chi = I_{\mu=0} / I_{\mu>0} = \exp(3.0524 \times 10^{-2}(L/D) - 0.2494\mu - 0.1043\lg\dot{\epsilon} + 0.1563) \tag{6}$$
$$\Delta f_{\mu} = (1 - \chi)f_d \tag{7}$$

式中: $I_{\mu>0}$ 为考虑端面摩擦效应的 DIF 值; $I_{\mu=0}$ 为不考虑端面摩擦效应的 DIF 值; χ 为 $I_{\mu>0}$ 和 $I_{\mu=0}$ 的比值。

在 SHPB 试验中,试件长径比(L/D)均为 0.5,因此试验中影响端面摩擦约束的因素为端面摩擦系数与应

表 3 数值仿真中材料本构及其参数
Table 3 Material models and parameters in numerical simulation

材料	材料本构	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量/ GPa	泊松比
杆	MAT_1	7 800	200.0	0.300
RCC	MAT_72R3	2 230	11.3	0.167

变率。基于式(6),图5(a)为应变率和摩擦系数对端面摩擦约束的贡献率($\Delta f_\mu/f_d$)的影响规律。由图5(a)可知,相同应变率 $\dot{\epsilon}$ 和长径比($L/D=0.5$)下,端面摩擦约束对动态抗压强度的影响随摩擦系数 μ 的增大而显著增长,因此合理的摩擦系数取值是研究端面摩擦约束影响的基础。然而,SHPB 试验中混凝土试件与压力杆间接触面的实际摩擦系数难以准确测量。Hao 等^[10]的研究表明,接触面的静摩擦系数通常小于动态摩擦系数, $\mu=0.10$ 时数值模拟结果与试验结果比较吻合。因此端面摩擦约束引起的抗压强度增强评估中取 $\mu=0.10$ 进行进一步研究。基于式(7),计算得到不同尺寸碾压混凝土试件的抗压强度增量(图5(b)),进而可消除 SHPB 试验结果中断面摩擦约束的影响。

3.2.2 横向惯性效应对 DIF 值影响

为了准确评估碾压混凝土的真实应变率效应,消除表观 DIF 中惯性效应的影响尤为重要。从 SHPB 试验中获得的表观动态增强因子可表述如下:

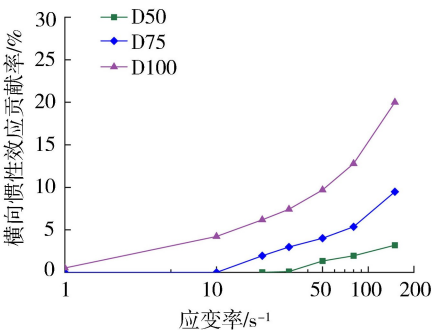
$$I_s = f_d/f_c = (f_c + \Delta f_i + \Delta f_\mu)/f_c \tag{8}$$

式中: I_s 为横向惯性效应和端面摩擦效应引起的动态抗压强度增长因子。

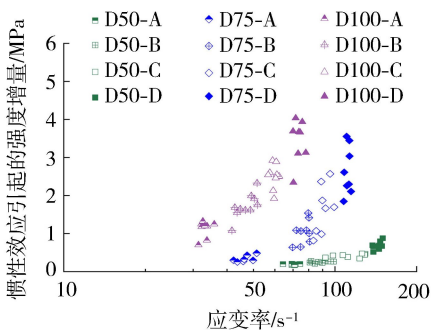
采用图4中数值模型,将混凝土本构模型中 DIF 值设置为常数1,可以得到没有计入材料真实应变率效应的动态抗压强度增强因子。当不考虑材料的真实应变率效应和端面摩擦效应时,即 $\Delta f_\mu=0$ 且端面摩擦系数 $\mu=0$,仅由惯性效应引起的动态抗压强度增量可以表述如下:

$$\Delta f_i = (I_s - 1)f_c - \Delta f_\mu \tag{9}$$

定义惯性效应贡献率为($f_i/(I_s f_c)$),数值模拟获得的惯性效应贡献率与试件尺寸、应变率间的关系曲线见图6(a)。相应地,图6(b)为不同尺寸试件不同应变率荷载作用下因惯性效应引起的强度增量。由图6可知,碾压混凝土动态抗压强度的惯性效应具有应变率敏感性和尺寸相关性,更高应变率或更大试件尺寸会导致惯性效应的增强。



(a) 数值模拟中惯性效应贡献率与应变率关系曲线



(b) 不同尺寸试件惯性效应引起的抗压强度增量

图 6 惯性效应引起的强度增量

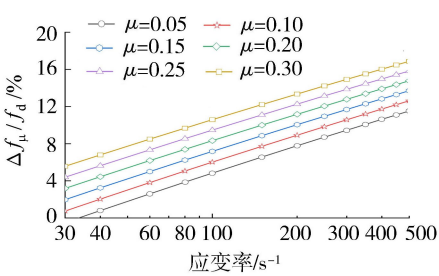
Fig. 6 Strength enhancement from inertial effect

3.3 碾压混凝土真实应变率效应

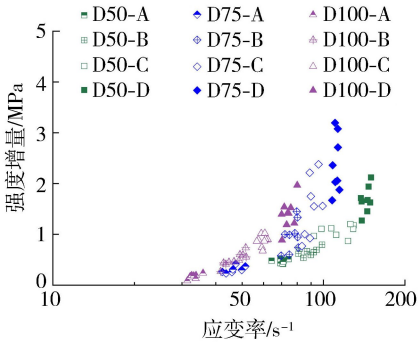
由 SHPB 试验直接获得的 DIF 数据是横向惯性效应、端面摩擦效应和材料真实应变率效应共同作用的结果。将量化的端面摩擦效应和横向惯性效应导致的动态抗压强度增量从 SHPB 试验直接获得的 DIF 数据中消除后得到真实应变率效应:

$$I_{\dot{\epsilon}} = (f_d - \Delta f_i - \Delta f_\mu)/f_c \tag{10}$$

根据式(10)可得反映碾压混凝土真实应变率效应的修正后 DIF 数据,如图7(a)所示。式(11)广泛用



(a) 摩擦系数、应变率与端面摩擦效应贡献率关系曲线



(b) 高应变率下不同尺寸RCC试件动态抗压强度增量

图 5 不同尺寸试件 SHPB 试验结果

Fig. 5 SHPB test results for different dimensional RCC specimens

于描述岩石、混凝土等准脆性材料的应变率效应^[3],本文采用式(11)拟合真实动态强度增强与应变率之间的关系:

$$I_{\dot{\varepsilon}} = \begin{cases} (\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^{k_0} & \dot{\varepsilon} < 30 \text{ s}^{-1} \\ k_1(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^{1/3} & \dot{\varepsilon} \geq 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (11)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_0$ 为准静态试验中的应变率,取值 $8.30 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$; k_0 、 k_1 为方程系数。

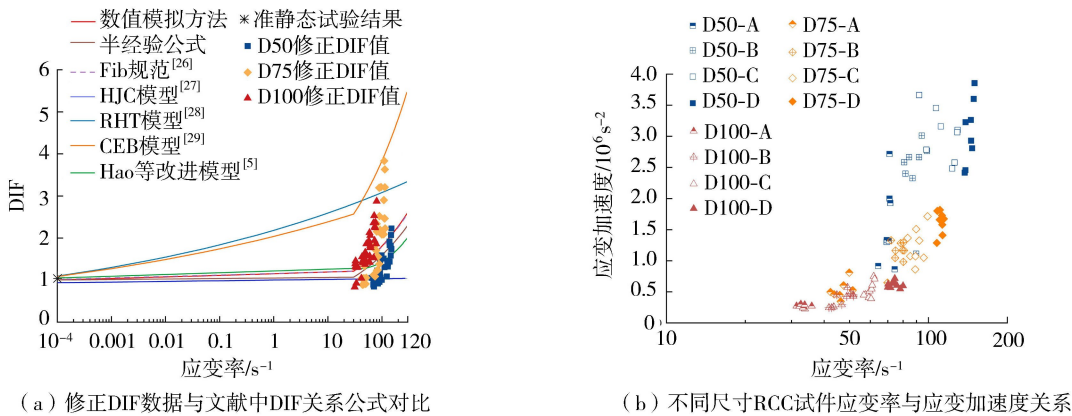


图 7 碾压混凝土真实应变率效应
Fig. 7 True strain rate effect of RCC

采用最小二乘法对图 7(a)中修正的 DIF 数据进行拟合,确定式(11)中参数 $k_0=0.015$, $k_1=0.017$ 。图 7(a)对本文提出的碾压混凝土真实应变率关系与现有经典模型^[5,26-29]进行了比较。由图 7 可知,尽管由于碾压混凝土成型工艺导致修正后的 DIF 数据仍具有一定的离散性,本文提出的碾压混凝土真实应变率关系曲线与 Fib 规范^[26]和 HAO 等^[5]提出的 DIF 关系较为接近,进一步验证了结果的合理性。

另一方面,部分学者引入了理论分析模型研究 SHPB 试验中的惯性效应。Lee 等^[16]基于线弹性理论对惯性效应引起的动态抗压强度增强进行了推导,研究表明惯性效应的主要影响因素有试样几何尺寸和应变加速度。因而由此产生的强度增强公式见式(12),其中应变加速度 $\ddot{\varepsilon}_s(t)$ 可以通过式(13)所示的中心差分法获得(本文采用峰值强度前的均值)。图 7(b)为由试验数据计算得到的应变加速度与应变率的关系,散点图表明二者存在较明显的关联。

$$\Delta f_i = k_2 \rho_s d_s^2 \ddot{\varepsilon}_s + k_3 \rho_s l_s^2 \ddot{\varepsilon}_s \quad (12)$$

$$\ddot{\varepsilon}_s(t) = [\ddot{\varepsilon}_s(t + \Delta t) - \ddot{\varepsilon}_s(t - \Delta t)] / (2\Delta t) \quad (13)$$

式中: k_2 为横向惯性效应的率相关参数; k_3 为轴向惯性效应的率相关参数。

将式(5)和式(12)代入式(10)中,非负边界条件下可采用最小二乘法拟合得到方程各参数: $k_1=0.0150$, $k_2=0.2633$, $k_3=0.0658$ 。同时,为保证应变率效应的连续性,取 $k_0=5.177 \times 10^{-3}$ 。通过消除惯性约束和端面摩擦约束带来的动态抗压强度增强,可以由半理论公式推导出碾压混凝土的真实应变率效应。由图 7(a)可知,与数值模拟拟合曲线相比,半理论公式推导得到的真实应变率效应相对较弱,但是高应变率下二者均落在 Fib 规范^[26]和 Hao 等^[5]提出的应变率效应范围内。

4 结 论

- a. 包括惯性约束和端面摩擦约束在内的结构效应显著影响碾压混凝土的动态抗压强度。试验获得的表观 DIF 具有明显的应变率效应,同时高应变率效应下试验数据离散性较大。为了获得碾压混凝土材料的真实应变率效应,需要消除惯性和端面摩擦约束引起的抗压强度增量。
- b. 通过经验公式拟合和数值仿真模拟,量化了惯性和端面摩擦约束对碾压混凝土动态抗压强度的影响,得到了碾压混凝土真实应变率效应的确定方法。
- c. 通过对修正后的 DIF 数据进行回归分析,拟合得到了碾压混凝土材料的真实应变率效应公式。将本文得到的碾压混凝土真实应变率效应结果与文献中提出的经验模型进行比较,结果表明,碾压混凝土的真实应变率效应与 Fib 规范^[26]和 Hao 等^[5]提出的模型比较接近。

参考文献:

- [1] 钱向东,李震东,李晨.混凝土重力坝非黏滞阻尼地震响应分析[J].河海大学学报(自然科学版),2021,49(4):342-348. (QIAN Xiangdong, et al. Nonviscous damped seismic response analysis of concrete gravity dam[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2021, 49(4): 342-348. (in Chinese))
- [2] ROSS C A, TEDESCO J W, KUENNEN S T. Effects of strain rate on concrete strength[J]. ACI Materials Journal, 1995, 92(1): 37-47.
- [3] ZHOU Jikai, GE Limei. Effect of strain rate and water-to-cement ratio on compressive mechanical behavior of cement mortar[J]. Journal of Central South University, 2015, 22: 1087-1095.
- [4] HAO Hong, HAO Yifei, LI Jun, et al. Review of the current practices in blast-resistant analysis and design of concrete structures [J]. Advances in Structural Engineering, 2016, 19: 1193-1223.
- [5] HAO Yifei, HAO Hong. Influence of the concrete DIF model on the numerical predictions of RC wall responses to blast loadings [J]. Engineering Structures 2014, 73: 24-38.
- [6] WANG Xiaohua, ZHANG Sherong, WANG Chao, et al. Initial damage effect on dynamic compressive behaviors of roller compacted concrete (RCC) under impact loadings[J]. Construction and Building Materials, 2018, 186: 388-399.
- [7] WANG Xiaohua, ZHANG Sherong, WANG Chao, et al. Investigation into stress wave propagation across interlayers existing in roller compacted concrete (RCC) under impact loadings[J]. Construction and Building Materials, 2018, 193: 13-22.
- [8] LI Qingming, 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.
- [9] HAO Yifei, HAO Hong. Numerical evaluation of the influence of aggregates on concrete compressive strength at high strain rate [J]. International Journal of Protective Structures, 2011, 2: 177-206.
- [10] HAO Yifei, HAO Hong, LI Zhongxian. 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.
- [11] HAO Yifei, HAO Hong, JIANG Guoping, et al. Experimental confirmation of some factors influencing dynamic concrete compressive strengths in high-speed impact tests[J]. Cement and Concrete Research, 2013, 52: 63-70.
- [12] QI Chengzhi, WANG Mingyang, BAI Jiping, et al. Mechanism underlying dynamic size effect on rock mass strength [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 68: 1-7.
- [13] FLORES E A, LI Qingming. 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.
- [14] WANG Xiaohua, ZHANG Sherong, WANG Chao, et al. Experimental investigation of the size effect of layered roller compacted concrete (RCC) under high-strain-rate loading[J]. Construction and Building Materials, 2018, 165: 45-57.
- [15] WANG Xiaohua, ZHANG Sherong, WANG Chao, et al. Fragmentation-based dynamic size effect of layered roller compacted concrete(RCC) under impact loadings[J]. Construction and Building Materials, 2018, 192: 58-69.
- [16] 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.
- [17] 徐勇华, 浣石, 陶为俊. 考虑端部摩擦约束的混凝土 SHPB 试验细观数值模拟[J]. 混凝土, 2015(2): 39-42. (XU Yonghua, HUAN Shi, TAO Weijun. Meso-level numerical simulation of SHPB tests with end friction confinement[J]. Concrete, 2015(2): 39-42. (in Chinese))
- [18] 陈徐东, 刘志恒, 陈晨. 基于 SHPB 技术的混凝土冲击弯拉惯性效应研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(17): 128-134. (CHEN Xudong, LIU Zhiheng, CHEN Chen. Impact, flexural and tensile inertial effects of concrete based on SHPB technique[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(17): 128-134. (in Chinese))
- [19] 聂忠纯, 浣石, 陶为俊. 不同摩擦作用下 SHPB 试验破坏过程和 DIF 研究[J]. 水电能源科学, 2017, 35(1): 141-144. (NIE Zhongchun, HUAN Shi, TAO Weijun. Study on failure process of SHPB test and DIF under different friction[J]. Water Resources and Power, 2017, 35(1): 141-144. (in Chinese))
- [20] 刘传雄, 李玉龙, 吴子燕, 等. 混凝土材料的动态压缩破坏机理及本构关系[J]. 振动与冲击, 2011, 30(5): 1-5. (LIU Chuanxiong, LI Yulong, WU Ziyang. Failure mechanism and constitutive model of a concrete material under dynamic compressive loads[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(5): 1-5. (in Chinese))
- [21] 金浏, 韩亚强, 丁子星, 等. 端部摩擦约束对混凝土单轴动态压缩强度影响分析[J]. 振动与冲击, 2016, 35(11): 12-19. (JIN Liu, HAN Yaqiang, DING Zixing, et al. Effect of end friction confinement on uniaxial dynamic compressive strength of concrete[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(11): 12-19. (in Chinese))
- [22] 郭瑞奇, 任辉启, 张磊, 等. 基于混凝土细观骨料模型的 SHPB 仿真模拟研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(22): 107-116.

(GUO Ruiqi,REN Huiqi,ZHANG Lei,et al. Simulation for SHPB tests based on a mesoscopic concrete aggregate model[J]. Journal of Vibration and Shock,2019,38(22):107-116. (in Chinese))

[23] 于水生,卢玉斌,蔡勇. 一种确定岩石类材料真实应变率效应的数值方法[J]. 岩石力学与工程学报,2013,32(增刊2):3283-3290. (YU Shuisheng,LU Yubin,CAI Yong. A numerical method to determine real strain-rate effect for rock-like materials [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering,2013,32(Sup2):3283-3290. (in Chinese))

[24] 于水生,卢玉斌,蔡勇. 花岗岩 SHPB 试验研究及其真实应变率效应的确定[C]//全国冲击动力学学术会议. 咸阳:中国力学学会,2013:1-10.

[25] 张社荣,宋冉,王超,等. 碾压混凝土 HJC 动态本构模型修正及数值验证[J]. 振动与冲击,2019,38(12):25-31. (ZHANG Sherong,SONG Ran,WANG Chao,et. al. Modification of a dynamic constitutive model-HJC model for roller-compacted concrete and numerical verification[J]. Journal of Vibration and Shock,2019,38(12):25-31. (in Chinese))

[26] The International Federation for Structural Concrete (FIB). Fib model code for concrete structures 2010[S]. Berlin,Germany: Ernst & Sohn,2013.

[27] HOLMQUIST T J,JOHNSON G R. A computational constitutive model for glass subjected to large strains,high strain rates and high pressures[J]. Journal of Applied Mechanics,2011,78(5):317-332.

[28] BISCHOFF P H,PERRY S. Compressive behaviour of concrete at high strain rates[J]. Materials and Structures,1991,24(6):425-450.

[29] 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-Strasberg Germany:University of Florida,1999:315.

(收稿日期:2021-05-21 编辑:胡新宇)

+++++

(上接第 16 页)

[8] 刘辉. 引黄灌区泵站前池泥沙淤积模拟与防治措施研究[D]. 郑州:华北水利水电大学,2016.

[9] FRANCISCO J,GARCÍA-RAMOS G,ANTONIO B,et al. Application of a 3-D laser scanner for characterising centrifugal fertiliser spreaders[J]. Biosystems Engineering,2012,113(1):33-41.

[10] ASAHINA D,TAYLOR M A. Geometry of irregular particles: direct surface measurements by 3-D laser scanner[J]. Powder Technology,2011,213(1):70-78.

[11] 高传昌,刘新阳,石礼文,等. 泵站前池与进水池整流方案数值模拟[J]. 水力发电学报,2011,30(2):54-59. (GAO Chuanchang,LIU Xinyang,SHI Liwen,et al. Numerical simulation of flow pattern modification schemes for the forebay and suction sump of pumping station[J]. Journal of Hydropower Generation,2011,30(2):54-59. (in Chinese))

[12] 罗灿,雷帅浩,陈锋,等. 泵站进水池翼型导流板整流特性数值模拟[J]. 水利水电科技进展,2021,41(4):53-59. (LUO Can,LEI Shuaihao,CHEN Feng,et al. Numerical simulation of rectifying characteristics of the airfoil deflectors in the sump of pumping station[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources,2021,41(4):53-59. (in Chinese))

[13] 吴修广,沈永明,郑永红,等. 非正交曲线坐标下二维水流计算的 SIMPLEC 算法[J]. 水利学报,2003(2):25-30. (WU Xiuguang,SHEN Yongming,ZHENG Yonghong,et al. 2-D flow SIMPLEC algorithm in non-orthogonal curvilinear coordinates[J]. Journal of Hydraulic Engineering,2003(2):25-30. (in Chinese))

[14] 赵斌娟,袁寿其,刘厚林,等. 基于 Mixture 多相流模型计算双流道泵全流道内固液两相湍流[J]. 农业工程学报,2008(1):7-12. (ZHAO Binjuan,YUAN Shouqi,LIU Houlin,et al. Simulation of solid-liquid two-phase turbulent flow in double-channel pump based on Mixture model[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering,2008(1):7-12. (in Chinese))

[15] 陆林广,刘军,梁金栋,等. 大型泵站出水流道三维流动及水力损失数值计算[J]. 排灌机械,2008(3):51-54. (LU Linguang,LIU Jun,LIANG Jindong,et al. Numerical simulation of 3D turbulent flow and hydraulic loss in outlet conduit of large pumping station[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering,2008(3):51-54. (in Chinese))

[16] 冉险生,黄泽好,林立. 基于 CATIA V5 的 ATV 曲面逆向设计[J]. 重庆理工大学学报(自然科学版),2010(4):54-58. (RAN Xiansheng,HUANG Zehao,LIN Li. Surface reverse design based on CATIA V5[J]. Journal of Chongqing University of Technology (Natural Science),2010(4):54-58. (in Chinese))

[17] 唐学林,王武昌,王福军,等. 泵站前池水沙流的数值模拟[J]. 排灌机械工程学报,2011,29(5):411-417. (TANG Xuelin,WANG Wuchang,WANG Fujun,et al. Numerical simulation of slit-laden flows in pumping station forebay[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering,2011,29(5):411-417. (in Chinese))

[18] WUN L M,PEARN W L. Assessing the statistical characteristics of the mean absolute error or forecasting[J]. International Journal of Forecasting,1991,7(3):335-337.

[19] SCHUBERT A L,HAGEMANN D,VOSS A,et al. Evaluating the model fit of diffusion models with the root mean square error of approximation[J]. Journal of Mathematical Psychology,2017,77:29-45.

(收稿日期:2021-04-13 编辑:胡新宇)