

郭金龙, 代学灵, 肖三霞, 等. 地震下钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度数值模拟分析 [J]. 华南地震, 2020, 40 (4): 119-126. [GUO Jinlong, DAI Xueling, XIAO Sanxia, et al. Numerical Simulation of Dynamic Compressive Strength of Steel Fiber Shale Ceramsite Concrete Under Seismic [J]. South China journal of seismology, 2020, 40 (4): 119-126]

地震下钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度数值模拟分析

郭金龙¹, 代学灵¹, 肖三霞¹, 陈 峰¹, 林键辉², 张平平³

(1. 福建江夏学院 工程学院, 福州 350108; 2. 华辉建工集团有限公司, 福州 350800;

3. 福建卓越鸿昌环保智能装备股份有限公司, 福建 泉州 362300)

摘要: 利用连续盖帽 (CSCM) 本构模型, 对钢纤维页岩陶粒混凝土的分离式霍普金斯压杆 (SHPB) 试验进行数值模拟, 对其动态抗压强度进行分析。以材料的钢纤维掺量为基本参数, 考虑钢纤维掺量的影响建立材料动态抗压强度计算公式, 并依此对已有的 CSCM 本构模型中的应变率效应部分进行修正, 使之适用于钢纤维页岩陶粒混凝土材料, 同时运用有限元程序 LS-DYNA, 采用修正后的 CSCM 本构模型, 对钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验进行模拟。模拟结果验证了该本构模型的合理性, 钢纤维页岩陶粒混凝土材料的动态抗压强度可表示为与钢纤维掺量相关的表达式, 在应变率低于 80/s 的中低速率范围内, 随着钢纤维掺量的增大, 各应变率下钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度均有所提高, 模拟结果还显示相较不考虑应变率效应的 CSCM 模型, 考虑应变率效应修正后的 CSCM 模型能更精确地模拟钢纤维页岩陶粒混凝土材料的动态抗压强度。

关键词: 钢纤维掺量; 连续盖帽本构模型; 数值模拟; 动态抗压强度; 动力放大系数

中图分类号: TU37 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-8662 (2020) 04-00119-08

DOI: 10.13512/j.hndz.2020.04.016

Numerical Simulation of Dynamic Compressive Strength of Steel Fiber Shale Ceramsite Concrete Under Seismic

GUO Jinlong¹, DAI Xueling¹, XIAO Sanxia¹, CHEN Feng¹, LIN Jianhui²,

ZHANG Pingping³

(1. School of Civil Engineering, Fujian Jiangxia University, Fuzhou 350108, China; 2. Huahui Construction Engineering Corporation, Fuzhou 350000, China; 3. Fujian Zhuoyuehongchang Environmental Protection Intelligent Equipment Corporation, Quanzhou 362300, China)

Abstract: In this paper, the CSCM constitutive model is used to simulate the SHPB test of steel fiber shale ceramsite concrete, and the dynamic compressive strength is analyzed. Taking the content of steel fiber as the basic parameter and considering the influence of content of steel fiber, the formula for calculating the dynamic compressive strength of the material is established, and the strain rate effect in the existing CSCM constitutive

收稿日期: 2020-09-07

基金项目: 福建省自然科学基金 (2019J01885); 福建省高校杰出青年科研人才培养计划 (2018 闽教科 2018-47 号); 福建江夏学院国家基金培育项目 (JXZ2019003)

作者简介: 郭金龙 (1988-), 男, 博士, 讲师, 研究方向为结构数值模拟分析。

E-mail: cvjlguo@fjxxu.edu.cn

model is modified to make it suitable for steel fiber shale ceramsite concrete. At the same time, the modified CSCM constitutive model is adopted by the finite element program LS-DYNA. The SHPB test of steel fiber shale ceramsite concrete is simulated and analyzed. The simulation results verify the rationality of the modified CSCM model. The dynamic compressive strength of steel fiber shale ceramsite concrete can be expressed as an expression related to the content of steel fiber, and increases with the increase of content when the strain rate is under 80/s. Compared with the CSCM model without considering the strain rate effect, the modified CSCM model considering the strain rate effect can simulate the dynamic compressive strength of steel fiber shale ceramsite concrete more accurately.

Keywords: Content of steel fiber; CSCM constitutive model; Numerical simulation; Dynamic compressive strength; Dynamic increase factor

0 引言

地震作用本质上是作用于结构上的惯性力,其大小受结构自重直接影响,降低结构自重,是减小地震作用的重要思路。页岩陶粒混凝土是以页岩陶粒作为粗骨料,代替普通混凝土中的碎石而形成的一种新型混凝土材料,由于其容重相对普通混凝土较小,若能大规模应用于混凝土结构将较大程度上降低结构自重,从而减小结构所受的地震作用,目前已受到研究者较为广泛的关注。Tian 等^[1]开展了页岩陶粒自密实混凝土研究,讨论了页岩陶粒掺量对混凝土拌合物的工作性能以及混凝土力学性能的影响。Chen 等^[2]开展了页岩陶粒混凝土配筋梁试件受力加载研究,对梁试件的剪切破坏模式、裂缝开展情况等进行了分析,发现合理配筋设计的页岩陶粒混凝土梁的裂缝开展满足规范限制要求。此外还有于周平等^[3]对页岩陶粒混凝土梁开展了受弯承载力研究,黄超等^[4]对页岩陶粒混凝土双向叠合板进行了静力堆载试验,顾聪等^[5]对页岩陶粒混凝土与变形钢筋粘结性能进行了研究。合理设计的页岩陶粒混凝土结构具有轻质高强的优点,但同样存在脆性较大的问题,这影响了其在工程中的进一步应用。而引入纤维材料是改善混凝土材料力学性能的重要途径,权长青等^[6]就在页岩陶粒混凝土中引入钢纤维后发现,静力受压作用下试件的劈裂抗拉强度显著提高、增韧明显增强,可见掺入钢纤维后能有效改善脆性较大的缺点。此外钢纤维的掺入还能在一定程度上提高页岩陶粒混凝土的抗压强度,曾志兴等^[7]在混凝土基本配合比不变的前提下,以钢纤维掺量为单变量,发现掺量为 1.8% 的钢纤维对抗压强度提高幅度最大。

地震作用属于强动力作用,相比较静力荷载,强动力作用在短时期内释放大量能量,更容易引起结构灾难性的破坏。动力作用下混凝土类材料表现出与其静力下不同的力学性能,材料将发生高速变形,而材料对高速变形的抵御能力通常高于对缓慢变形的抵御能力,即材料表现出应变率效应,其动态强度往往高于静态强度,这在很大程度上影响了结构的动力响应。杨明宇和谢卫红^[8]为了研究钢纤维页岩陶粒混凝土的应变率效应,制备了 5 种不同钢纤维掺量的钢纤维页岩陶粒混凝土试件,分别进行静态抗压试验和分离式霍普金斯压杆 (SHPB) 单轴高应变率加载试验,分析了 3 种加载气压下材料的应变率效应和钢纤维掺量对材料动态抗压强度的影响。SHPB 试验结果为揭示钢纤维页岩陶粒混凝土的动力材性提供了理论基础,但尚无法直接应用于具体工程结构分析,特别是当利用有限元程序进行结构模拟分析,需要适用于钢纤维页岩陶粒混凝土的动力材料本构模型。因此,根据试验结果建立适用于钢纤维页岩陶粒混凝土材料的动力本构模型,是进一步开展相关结构动力响应分析的基础,具有明显的研究意义,但目前还鲜有相关研究报道。

本文在现有研究的基础上,利用连续盖帽 (CSCM) 本构模型,对文献 [8] 中的钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验进行数值模拟,分析其动态抗压强度。以材料的钢纤维掺量为基本参数,考虑钢纤维掺量的影响建立材料动态抗压强度计算公式,并依此对已有的 CSCM 本构模型中的应变率效应部分进行修正,使之适用于钢纤维页岩陶粒混凝土材料,同时运用有限元程序 LS-DYNA,采用修正后的 CSCM 本构模型,对钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验进行模拟对比。

1 抗压强度 DIF 经验公式

高应变率下，混凝土材料抗压强度增长可以用动力放大系数 DIF 来表示，

DIF=f_d/f_s (1)

式（1）中，f_d和f_s分别代表混凝土单轴动态抗压强度和单轴静态抗压强度。其中，f_s一般可采用棱柱体抗压强度或圆柱体抗压强度，因棱柱体或圆柱体试块在受压破坏时，基本处于单向受压受力状态；而f_d则可通过 SHPB 试验得到。

对于混凝土类材料的 DIF，已有部分文献提出了计算公式，其中欧洲系列规范 CEB-1990^[9]提出混凝土抗压强度 DIF 可表示为

DIF= { (ε̇/ε̇₀)^{1.026a_s} ε̇ ≤ 30s⁻¹
γ_s(ε̇/ε̇₀)^{1/3} ε̇ > 30s⁻¹ (2)

式（2）中，系数 a_s 可表示为

a_s= 1 / (5+9(f_s/f_{s0})) (3)

系数 γ_s 可表示为

lg γ_s=6.156a_s-2 (4)

表示拟静力状态下混凝土材料的受压应变率，取 -30×10⁻⁶/s,f_{s0} 取 10 MPa.

Tedesco 和 Ross^[10] 则根据一系列混凝土的 SHPB 试验结果给出了相应的混凝土抗压强度 DIF 计算公式，表示为

DIF= { 0.00965 lg ε+1.058≥1.0 ε̇ ≤63.1s⁻¹
0.758 lg ε̇ -0.289≤2.5 ε̇ ≤63.1s⁻¹ (5)

而在有限元程序 LS-DYNA^[11] 中，CSCM 本构模型则采用了如下的计算公式

DIF=1+Eη₀ε̇⁽¹⁻ⁿ⁾/f_s (6)

式（6）中，E 为材料的弹性模量，η₀和n为应变率效应相关参数。

2 修正 CSCM 本构模型

CSCM 本构模型已被应用于混凝土结构动力响应数值模拟分析^[12-13]，其采用公式（6）来考虑高应变率下的动态抗压强度，其中弹性模量 E 可采用如下经验公式计算

E=4700√f_s (7)

而对于应变率效应相关参数 η₀和n，本文基于文献 [8] 所提供的钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验结果进行拟合。文献 [8] 所进行的试验中，制备了 5 种不同钢纤维掺量的钢纤维页岩陶粒混凝土试件进行静态抗压试验和 SHPB 单轴高应变率加载试验，试验结果如表 1 所示。

表 1 钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验结果
Table 1 SHPB test results of steel fiber shale ceramsite concrete

钢纤维 掺量 /%	立方体静压 强度试验值 / MPa	圆柱体静压 强度 /MPa	气压值 / MPa	子弹速度 / (m·s ⁻¹)	平均应变率 / (s ⁻¹)	动态抗压强度 / MPa	DIF
0	32.1	24.09	0.30	8.05	49.51	34.7	1.44
			0.35	9.49	76.73	48.1	2.00
			0.40	10.76	80.48	54.2	2.25
0.5	35.5	26.64	0.30	8.23	64.16	45.1	1.69
			0.35	9.46	67.41	54.0	2.03
			0.40	10.71	77.62	57.9	2.17
1.0	37.6	28.22	0.30	7.54	63.32	46.6	1.65
			0.35	9.53	67.49	56.0	1.98
			0.40	10.67	73.05	61.3	2.17
1.5	38.1	28.59	0.30	7.85	57.01	49.9	1.75
			0.35	9.67	74.24	61.3	2.14
			0.40	10.87	75.10	61.7	2.16
2.0	37.8	28.37	0.30	8.01	52.20	44.2	1.56
			0.35	9.47	69.71	58.2	2.05
			0.40	10.61	75.67	62.4	2.20

由于文献 [8] 中的立方体静压强度试件尺寸为 $100\text{ mm} \times 100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$, 为非标准尺寸试块, 考虑将其试验值乘以折减系数 0.95 转化为立方体静压强度标准值; 考虑立方体试块无法真实反映材料单轴受压状态下的强度, 故将立方体静压强度标准值乘以折减系数 0.79 转化为圆柱体静压强度^[14], 进而采用公式 (1) 计算各试块的 DIF, 最终计算结果如表 1 中相应列所示。

5 种不同钢纤维掺量的钢纤维页岩陶粒混凝土静态强度如图 1 所示, 从图 1 可知钢纤维页岩陶粒混凝土静压强度随钢纤维掺量的增大呈现先增大后减小的趋势, 结合文献 [7] 的研究结论, 当掺量为 1.8% 时材料强度最大, 故对数据采用二次回归, 相关系数为 0.99, 具体可表示为

$$f_s = -1.39(c-1.8)^2 + 28.59 \quad (8)$$

式 (8) 中, c 代表钢纤维掺量 (%)。

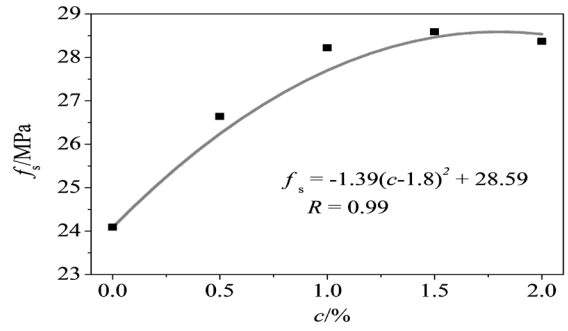
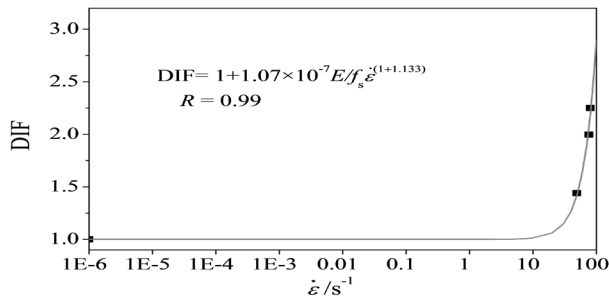


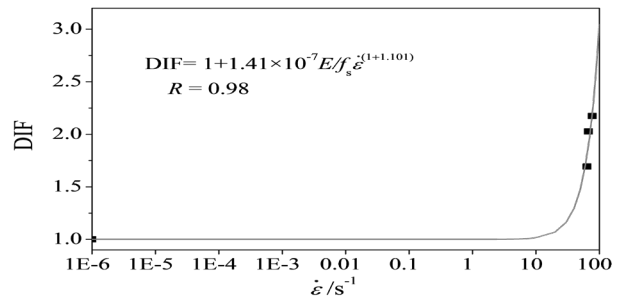
图 1 静压强度 - 钢纤维掺量 c 曲线

Fig.1 The curve of static pressure strength with content of steel fiber

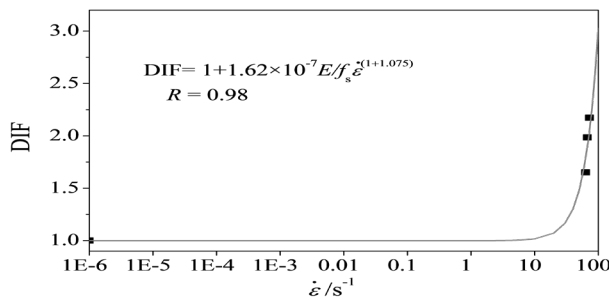
5 种不同钢纤维掺量的钢纤维页岩陶粒混凝土抗压强度动力放大系数 DIF 如图 2 所示, 从图 2 可知钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度具有明显的应变率效应, 材料动态抗压强度随着应变率的增大, 动力增强效应愈加明显。采用公式 (6) 的形式对图 2 的各散点图进行拟合, 分别如图 2 中各实线所示, 拟合公式可表示为



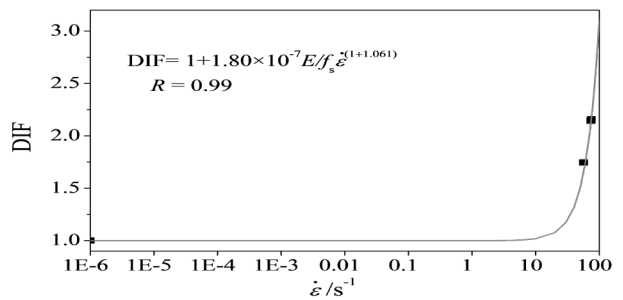
(a) $c = 0$



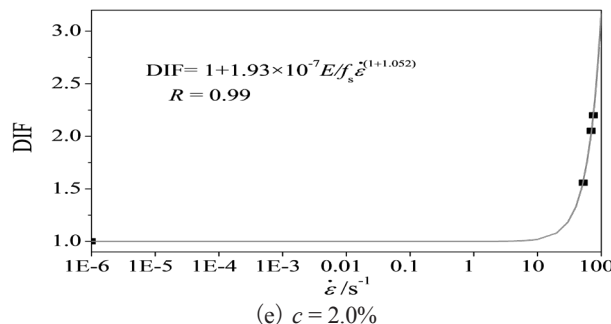
(b) $c = 0.5\%$



(c) $c = 1.0\%$



(d) $c = 1.5\%$



(e) $c = 2.0\%$

图 2 DIF - 应变率曲线

Fig.2 The curve of DIF with strain rate

当 $c = 0$

$$DIF = 1 + \frac{1.07 \times 10^{-7} E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.133)}$$

(9)

当 $c = 0.5\%$

$$DIF = 1 + \frac{1.41 \times 10^{-7} E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.101)}$$

(10)

当 $c = 1.0\%$

$$DIF = 1 + \frac{1.62 \times 10^{-7} E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.075)}$$

(11)

当 $c = 1.5\%$

$$DIF = 1 + \frac{1.80 \times 10^{-7} E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.061)}$$

(12)

当 $c = 2.0\%$

$$DIF = 1 + \frac{1.93 \times 10^{-7} E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.052)}$$

(13)

公式（9）适用于钢纤维掺量为 0（即为无筋）的情况，将由公式（9）得到的曲线与其他文献所提供的无筋混凝土动态抗压强度试验值及 DIF 计算公式进行对比，结果如图 3 所示。其中连续曲线代表 DIF 计算公式，散点代表试验数据。从图 3 中可知，公式（9）曲线总体变化趋势为随着应变率的增大，DIF 值增大，符合 SHPB 试验结果的一般规律，与其他文献的 DIF 计算公式相比，公式（9）曲线在应变率低于 30/s 的范围与文献 [10] 提出的计算公式曲线吻合度较高，而在应变率高于 30/s 的范围则与文献 [9] 提出的

计算公式曲线吻合度较高。此外，公式（9）曲线针对相关文献 [15–19] 所提供的试验数据结果吻合度也较好。因此可见，公式（9）具有较高的精度。

将公式（9）~（13）形式统一为

$$DIF = 1 + \frac{1.07 \times 10^{-7} \eta_0 E}{f_s} \dot{\epsilon}^{(1+1.133n)} \tag{14}$$

式（14）中， $\bar{\eta}_0$ 、 \bar{n} 为将各钢纤维掺量下的应变率效应相关参数 η_0 、 n 相对 $c=0$ 的无筋页岩陶粒混凝土进行归一化处理所得，具体数值如表 2 所示。

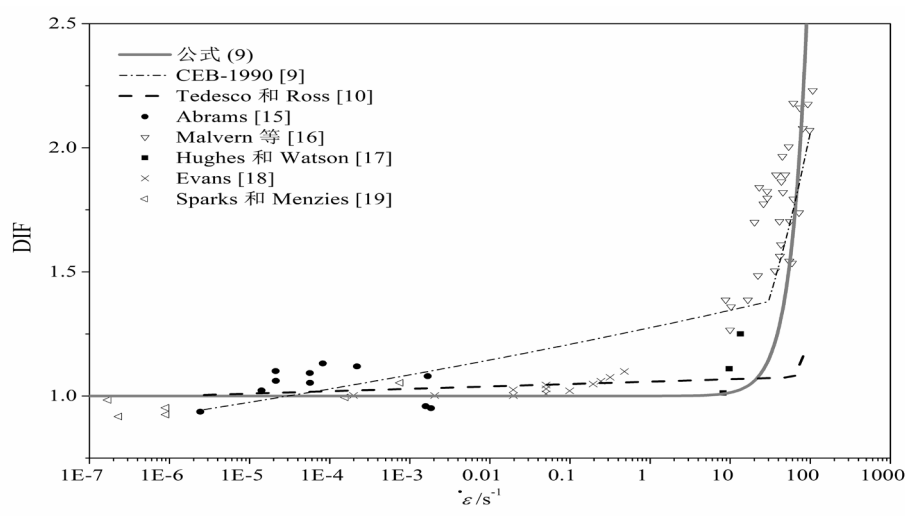


图 3 无筋混凝土 DIF – 应变率曲线

Fig.3 The curve of DIF with strain rate for concrete with no fiber

表 2 钢纤维页岩陶粒混凝土应变率相关参数

Table 2 Parameters of strain rate for steel fiber shale ceramicsite concrete

钢纤维掺量 / (%)	参数 / η_0	归一化 / η_0	参数 / n	归一化 n
0	1.07×10^{-7}	1.00	-1.133	1.00
0.5	1.41×10^{-7}	1.32	-1.101	0.97
1.0	1.62×10^{-7}	1.51	-1.075	0.95
1.5	1.80×10^{-7}	1.68	-1.061	0.94
2.0	1.93×10^{-7}	1.80	-1.052	0.93

将归一化参数 $\bar{\eta}_0$ 、 \bar{n} 表示为与钢纤维掺量 c 相关的表达式,

$$\bar{\eta}_0 = -0.12c^2 + 0.64c + 1 \quad (15)$$

$$\bar{n} = 0.015c^2 - 0.065c + 1 \quad (16)$$

拟合曲线如图 4 所示, 从图 4 中可见公式 (15)、(16) 具有较高精度。

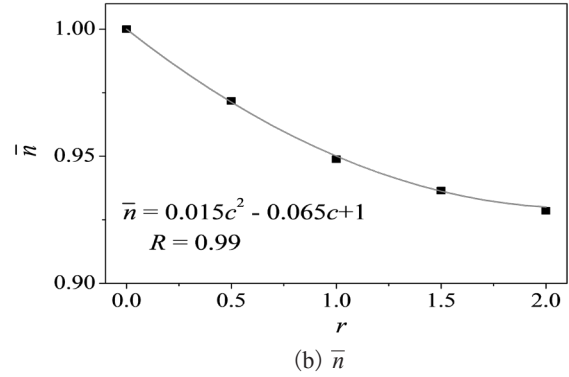
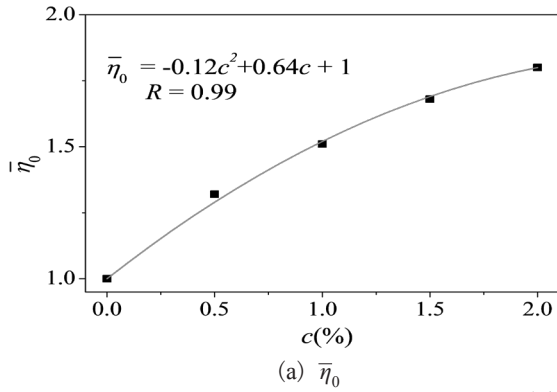


图 4 应变率参数拟合

Fig.4 Parameter regression of strain rate

将公式 (1) 带入公式 (14), 得到

$$f_d = f_s + 1.07 \times 10^{-7} \bar{\eta}_0 E \dot{\epsilon}^{(1+1.113\bar{n})} \quad (17)$$

公式 (17) 反映了考虑钢纤维掺量影响的页岩陶粒混凝土材料的动态抗压强度, 式子中的 f_s 、 E 、 $\bar{\eta}_0$ 、 \bar{n} 分别由公式 (8)、(7)、(15)、(16) 得到。根据公式 (17) 计算不同钢纤维掺量的页岩陶粒混凝土动态抗压强度相对应变率的变化曲线, 如图 5 所示, 可见在应变率低于 80/s 的中低速率范围内, 随着钢纤维掺量的增大,

各应变率下钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度均有所提高, 且随着应变率的增大, 不同钢纤维掺量之间的动态抗压强度差值逐渐增大。根据公式 (14) 计算不同钢纤维掺量的页岩陶粒混凝土抗压强度 DIF 相对应变率的变化曲线, 如图 6 所示, 可见随着钢纤维掺量的增大, 材料的应变率效应逐渐增强, 这是导致相对较高应变率下材料动态抗压强度差值逐渐增大的直接原因。

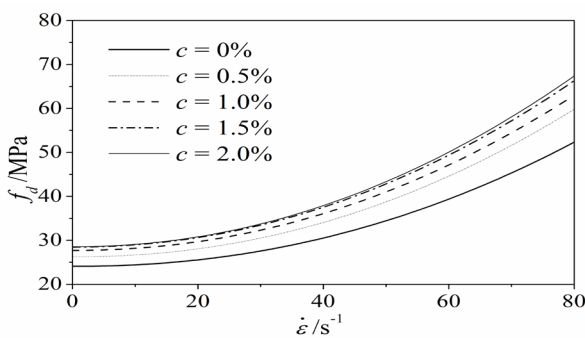


图 5 动态抗压强度 - 应变率曲线

Fig.5 The curve of dynamic compressive strength with strain rate

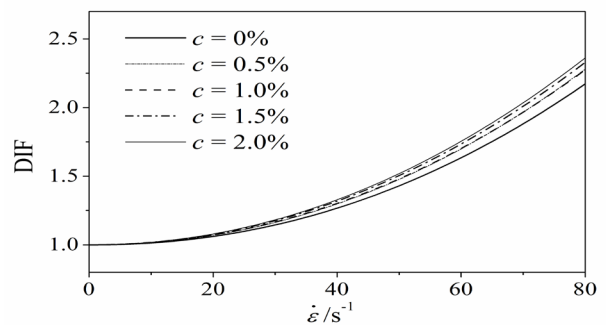


图 6 DIF - 应变率曲线

Fig.6 The curve of DIF with strain rate

3 试验数值模拟

采用公式 (17) 确定动态抗压强度, 将修正 CSCM 本构模型应用于钢纤维页岩陶粒混凝土材料, 利用有限元程序 LS-DYNA 对文献 [8] 所进行的 SHPB 试验进行数值模拟 (记为模型 A)。

有限元模型如图 7 所示, 其中采用 8 节点常应力实体单元模拟混凝土试块及 SHPB 装置各杆件, 试块截面半径方向 16 等分、轴向 18 等分, 杆件截面半径方向 8 等分, 轴向网格尺寸为 25 mm; 由于整体模型相对中心轴线对称, 故建立 1/4 模型 (图 7 中已针对对称轴线进行映射),

并约束对称面上的节点的横向位移；采用自动面接触模拟撞击杆与入射杆、入射杆与试块以及试块与透射杆之间的界面关系，接触刚度系数取 1.0，试块与入射杆及透射杆间均紧密接触，撞击杆与入射杆间留有 2 mm 间隙；赋予撞击杆初速度，并控制模型的沙漏能，采用显式算法进行模拟分析。

采用理想弹性模型模拟 SHPB 装置各杆件，其中密度 7800 kg/m^3 ，弹性模量 $2.1\times 10^5\text{ MPa}$ ，泊松比 0.3。采用修正的 CSCM 本构模型模拟钢纤维页岩陶粒混凝土试块，其中密度 2400 kg/m^3 ，泊松比 0.2，其余参数可参考上节内容。

作为对比，采用未考虑应变率效应的 CSCM 本构模型模拟钢纤维页岩陶粒混凝土试块，同样对文献 [8] 所进行的 SHPB 试验进行数值模拟（记为模型 B）。两个数值模型模拟所得的动态抗压强度对比如表 3 所示。从表 3 中可见，考虑了应变率效应修正的 CSCM 模型的数值模拟结果较不考虑应变率效应的更接近 SHPB

试验结果，考虑了应变率效应的模拟结果相比较试验值，误差在 10% 以内，具有较高精度。因此可以利用考虑应变率效应修正的 CSCM 本构模型模拟钢纤维页岩陶粒混凝土材料，进而运用有限元程序分析相应结构在动力作用下的响应。

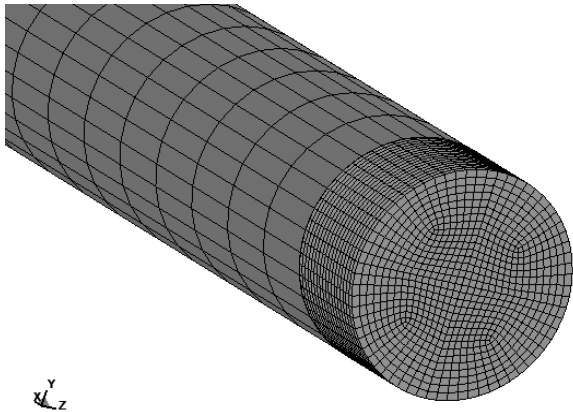


图 7 SHPB 试验有限元模型（试块及透射杆局部）
Fig.7 FE model of SHPB test (specimen and transmitter bar)

表 3 动态抗压强度数值模拟结果对比
Table 3 Comparison of numerical simulation results of dynamic compressive strength

试块	试验值 /MPa	模型 A 数值模拟 /MPa	模型 A 误差 /%	模型 B 数值模拟 /MPa	模型 B 误差 /%
O-1-1	34.7	35.7	2.9	34.1	-1.6
O-1-2	48.1	52.8	9.7	36.2	-24.8
O-1-3	54.2	56.4	4.1	38.5	-28.9
O-2-1	45.1	46.4	2.9	36.0	-20.3
O-2-2	54.0	55.0	1.9	37.5	-30.5
O-2-3	57.9	59.8	3.2	40.1	-30.7
O-3-1	46.6	44.0	-5.6	36.5	-21.7
O-3-2	56.0	56.3	0.6	39.1	-30.1
O-3-3	61.3	60.8	-0.8	41.0	-33.1
O-4-1	49.9	45.7	-8.4	35.8	-28.3
O-4-2	61.3	57.2	-6.8	38.9	-36.5
O-4-3	61.7	59.3	-4.0	41.4	-32.8
O-5-1	44.2	46.1	4.3	37.7	-14.7
O-5-2	58.2	56.2	-3.5	38.8	-33.3
O-5-3	62.4	59.7	-4.3	40.7	-34.8

4 结语

本文针对钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验,以材料的钢纤维掺量为基本参数,考虑钢纤维掺量的影响建立材料抗压强度计算公式,并依此对已有的 CSCM 本构模型中的应变率效应部分进行修正,同时运用有限元程序 LS-DYNA,采用修正后的 CSCM 本构模型,对钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验进行模拟对比,得出如下结论:

(1) 钢纤维页岩陶粒混凝土材料的静态抗压强度、动态抗压强度均可表示为与钢纤维掺量相关的表达式;

(2) 在应变率低于 80/s 的范围内,随着钢纤维掺量的增大,各应变率下钢纤维页岩陶粒混凝土动态抗压强度均有所提高,且随着钢纤维掺量的增大,材料的应变率效应逐渐增强。

(3) 考虑了应变率效应的 CSCM 本构模型针对钢纤维页岩陶粒混凝土材料的动态抗压强度具有较高的模拟精度,误差在 10% 以内。

参考文献:

- [1] Tian Lei, Qiu Liuchao, Li Jingjun, et al. Experimental study of waste tire rubber, wood-plastic particles and shale ceramsite on the performance of self-compacting concrete[J]. Journal of Renewable Materials, 2020, 8(2): 154-170.
- [2] Chen Meng, Li Zhihao, Wu Jiangfei, et al. Shear behaviour and diagonal crack checking of shale ceramsite lightweight aggregate concrete beams with high-strength steel bars[J]. Construction and Building Materials, 2020, 249(7): 118730.
- [3] 于周平, 詹培敏, 杨伟军, 等. 页岩陶粒混凝土梁的受弯承载力试验研究[J]. 硅酸盐通报, 2019, 38(5): 1433-1437.
- [4] 黄超, 谷倩, 王朝晖, 等. 页岩陶粒混凝土叠合板原型堆载试验研究[J]. 武汉理工大学学报, 2016, 38(10): 61-67.
- [5] 顾聪, 郑晓燕, 张文华, 等. 钢筋-页岩陶粒轻骨料混凝土梁式黏结试验研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2017, 14(3): 528-535.
- [6] 权长青, 焦楚杰, 苏永亮, 等. 钢纤维及陶粒掺量对轻质混凝土基本力学性能的影响[J]. 复合材料学报, 2018, 35(5): 1306-1314.
- [7] 曾志兴, 胡云昌. 钢纤维轻骨料混凝土力学性能的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2003, 24(5): 78-81.
- [8] 杨明宇, 谢卫红. 钢纤维页岩陶粒混凝土 SHPB 试验研究[J]. 混凝土与水泥制品, 2015(12): 54-57.
- [9] Comité Euro-International du Béton C E. CEB-FIP Model Code 1990: Design Code[S]. du Béton: du Béton C E, 1993.
- [10] Tedesco, J W, C A. Ross. Strain-rate-dependent constitutive equations for concrete[J]. Pressure Vessel Technology, 1998, 120(4): 398-405.
- [11] Murray Y D. Users manual for LS-DYNA concrete material model 159[R]. Georgetown: US Department of Transportation, 2007.
- [12] Remennikov A M, Kong S Y. Numerical simulation and validation of impact response of axially-restrained steel-concrete-steel sandwich panels[J]. Composite Structures, 2012, 94(12): 3546-3555.
- [13] Guo Jinlong, Cai Jian, Chen Wensu. Inertial Effect on RC Beam Subjected to Impact Loads[J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2017, 17(04): 1750053.
- [14] 程文灏, 颜德姮. 混凝土结构[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- [15] Abrams D A. Effect of rate of application of load on the compressive strength of concrete[J]. ASTM Journal, 1917, 17(2): 364-377.
- [16] Malvern L E, Jenkins D A, Tang T X. Dynamic compressive testing of concrete[R]. Florida: U.S. Department of Defense, 1985.
- [17] Hughes B P, Watson A J. Compressive strength and ultimate strain of concrete under impact loading[J]. Magazine of concrete research, 1978, 105(30): 189-199.
- [18] Evans R H. Effect of Rate of loading on the mechanical properties of some materials[J]. Journal of the Institution of Civil Engineers, 1942, 18(7): 296-306.
- [19] Sparks P R, Menzies J B. The effect of rate of loading upon the static and fatigue strengths of plain concrete in compression[J]. Magazine of Concrete Research, 1973, 25(83): 73-80.