爆 炸 与 冲 击
Explosion and Shock Waves
DOI：10.11883/bzycj-2026-0260

冻融循环作用后 PVA/ECC 动态压缩性能及损伤本构模型研究

李艳[1]，鲁进超[1]，刘泽军[1]，谢佳宁[1]

（1.河南理工大学土木工程学院，河南 焦作 454003）

摘 要：基于直径 50 mm 分离式霍普金森压杆（split Hopkinson pressure bar, SHPB）装置，对经历 0~200 次冻融循环的高延性聚乙烯醇纤维增强水泥基复合材料（polyvinyl alcohol fiber-reinforced engineered cementitious composites, PVA/ECC）开展应变率范围为 60~135 s^{-1} 的冲击压缩试验，揭示了冻融循环次数和应变率对 PVA/ECC 试件的破坏形态、动态峰值应力、峰值应变及平均韧性指标的影响，并建立了冻融条件下 PVA/ECC 的动态损伤本构模型。结果表明：经历冻融循环的 PVA/ECC 试件在各应变率下冲击破坏后均能保持较好的整体性，随着冻融循环次数和应变率的增加，其破坏形态呈现出裂缝数量增多、宽度增大的特征；经历冻融循环后的 PVA/ECC 仍具有较强的应变率效应，且反复冻融损伤会提升动态峰值应变的应变率敏感性，但降低了动态峰值应力与平均韧性指标的应变率敏感性；随着冻融循环次数的增加，PVA/ECC 的动态峰值应力与平均韧性指标均明显下降，而动态峰值应变则有所增大，且在高应变率下冻融循环次数对动态峰值应力、峰值应变及平均韧性指标的影响更为明显；基于 Weibull 分布并引入 Logistic 函数对峰后曲线进行修正，建立了考虑冻融损伤的 PVA/ECC 动态本构模型，理论曲线与实测曲线吻合较好。

关键词：冻融循环；聚乙烯醇纤维；高延性纤维增强水泥基复合材料；动态压缩性能；损伤本构模型
中图分类号：TU528.58　　**国标学科代码：**13015　　**文献标识码：**A

Dynamic compressive behavior and damage constitutive model of PVA/ECC after freeze-thaw cycles

LI Yan[1], LU Jinchao[1], LIU Zejun[1], XIE Jianing[1]

(*1. School of Civil Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454003, Henan, China*)

Abstract: Based on a 50 mm diameter split Hopkinson pressure bar (SHPB) system, impact compression tests were conducted on polyvinyl alcohol fiber-reinforced engineered cementitious composites (PVA/ECC) subjected to 0-200 freeze-thaw cycles at strain rates ranging from 60-135 s^{-1}. The effects of freeze-thaw cycles and strain rate on the failure modes, dynamic peak stress, peak strain, and average toughness index of PVA/ECC were investigated, and a dynamic damage constitutive model for PVA/ECC under freeze-thaw conditions was established. The results show that the freeze-thaw-cycled specimens retain good integrity after impact damage at all tested strain rates. With increasing freeze-thaw cycles and strain rate, the specimens exhibit failure patterns characterized by an increase in the number and width of cracks. PVA/ECC still exhibits a pronounced strain rate effect after freeze-thaw cycles. The strain rate sensitivity of dynamic peak strain is enhanced by accumulated freeze-thaw damage, while that of dynamic peak stress and average toughness index is reduced. As the number of freeze-thaw cycles increases, both

*收稿日期：2026-08-14；　修回日期：2026-11-10；
基金项目：国家自然科学基金资助项目（52478250）；河南省自然科学基金资助项目（242300421245）；
第一作者：李 艳（1977－），女，博士，教授. E-mail: liyan@hpu.edu.cn
通信作者：刘泽军（1979－），男，硕士，副教授. E-mail: liuzejun@hpu.edu.cn

录用稿件，非最终出版稿

dynamic peak stress and average toughness index decrease significantly, while dynamic peak strain increases. Furthermore, the effects of freeze-thaw cycles on dynamic peak stress, peak strain, and average toughness index are more pronounced at higher strain rates. Moreover, two-way analysis of variance (ANOVA) indicates that both freeze-thaw cycles and strain rate have highly significant effects on dynamic peak stress and peak strain, and their interaction effects also have significant influence on both mechanical properties. Based on the Weibull distribution and incorporating a Logistic function to modify the post-peak behavior, a dynamic damage constitutive model for PVA/ECC considering freeze-thaw damage is established. The theoretical curves show good agreement with the experimental results. In addition, leave-one-group-out cross-validation demonstrates that the constitutive model can effectively predict stress-strain relationships, dynamic peak stress and peak strain for the held-out groups within the experimental range. The findings offer theoretical foundations for the impact-resistant design and safety evaluation of PVA/ECC structures in seasonally frozen regions.

Keywords: freeze-thaw cycles; polyvinyl alcohol (PVA) fiber; engineered fiber reinforced cementitious composites; dynamic compression property; damage constitutive model

我国季节性冻土区面积约占国土总面积的 53.5%[1]，在这些地区，混凝土结构长期暴露于冻融环境中。混凝土内部自由水的反复冻融会引发其表面剥落、内部孔隙率增大及微裂缝的扩展，更易使外部水分及侵蚀介质渗入混凝土内部，进而会加速其冻融损伤进程并增加钢筋锈蚀的风险，严重降低了混凝土结构的使用寿命[2]。作为高延性纤维增强水泥基复合材料（engineered fiber reinforced cementitious composites, ECC）的典型代表，高延性聚乙烯醇纤维增强水泥基复合材料（polyvinyl alcohol fiber-reinforced engineered cementitious composites, PVA/ECC）展现出优异的拉伸应变硬化性能与裂缝控制能力[3]-[5]。该材料基于纤维的增韧阻裂作用有效抑制微裂缝扩展，延缓材料损伤累积进程，因此在恶劣冻融环境中仍具备良好的抗侵蚀能力，可显著提升结构的耐久性与安全性，展现出优异的冻融耐久性[6]-[8]。

国内外学者围绕 PVA/ECC 冻融后的力学性能（如抗压强度、抗折强度）和抗冻性能（如质量损失率、相对动弹性模量）等进行了大量的研究，结果表明，PVA 纤维的加入能显著提高 ECC 试件冻融后的抗压强度和抗折强度，同时改善基体的脆性破坏特征。此外，还能显著降低试件经历冻融循环后的质量损失率、减缓相对动弹性模量的下降幅度[9]-[11]。进一步的微观试验表明[9]，PVA 纤维在 ECC 中具有较好的分散性，既可通过纤维桥接作用抑制冻融时微裂缝的萌生与扩展，还可缓解基体开裂后裂缝尖端的应力集中[12]-[13]，提升材料的抗冻性能。类同于其他水泥基材料，随着冻融循环次数的增加，PVA/ECC 材料损伤加剧，起裂断裂韧度、失稳断裂韧度、断裂能、初裂强度及抗拉强度等力学性能均显著下降，与未经历冻融循环的试件相比，250 次冻融后失稳断裂韧度下降了 51.1%，150 次冻融后初裂强度降幅达到了 89%[14]-[15]。

建筑物在使用期间不仅要承受静力荷载，还会不可避免地受到动态荷载的作用。一些学者基于分离式霍普金森压杆（split Hopkinson pressure bar, SHPB）装置对 PVA/ECC 的动态压缩性能进行了试验研究。研究结果表明，随着应变率的增大，未掺纤维的 ECC 基体试件破坏后的整体性变差，而 PVA 纤维的掺入可显著改善这一现象，尤其是在高应变率（≥200 s^{-1}）下，ECC 试件破坏后碎块的平均粒径可达基体试件相应粒径的 5.9~6.8 倍[16]；PVA 纤维的掺入还可明显提高试件的动态峰值应力、峰值应变、极限应变及韧性指标，尤其是对峰后韧性指标的提升最为显著[17]-[18]。此外，试件长径比对 PVA/ECC 的动态压缩性能也有较大影响，随着长径比的增大，试件表面裂缝数量有所减少，但当试件的长径比 l/D>1.0 时，冲击荷载下试件更易发生方向性明显的滑移破坏，且其动态峰值应力、峰值应变和韧性指标均降低[19]。除单一 PVA 纤维增强 ECC 外，混杂纤维增强 ECC 的动态性能也受到广泛关注。研究表明，钢纤维的掺入可提高 ECC 的动态抗压强度，而 PE 纤维的掺入则有助于改善裂缝分布，提高材料破坏后的整体性[20]-[21]。本构关系作为研究 ECC 材料力学行为的重要内容，相关学者基于损伤力学理论、弹塑性及黏弹性理论建立了多种动态本构模型。研究表明，修正后的混凝土损

录用稿件，非最终出版稿

伤模型能较好地反映 ECC 材料的应变率效应及尺寸效应[22]；此外，基于朱-王-唐（Zhu-Wang-Tang, ZWT）模型并考虑材料损伤和纤维桥接作用的动态本构模型，也能较好地描述 ECC 在不同应变率下的动态应力-应变关系[23]。然而，现有模型对 ECC 冻融损伤与应变率的耦合作用考虑不太充分。

目前，国内外的研究多集中于 ECC 冻融后的力学性能、抗冻性能及 ECC 的动态力学性能，而针对冻融与应变率共同影响下 PVA/ECC 力学性能及本构模型的研究相对较少。本文采用 SHPB 装置，对经历 0~200 次冻融循环的 PVA/ECC 试件开展 4 种应变率下的冲击压缩试验，主要分析了冻融循环次数与应变率对 PVA/ECC 动态峰值应力、峰值应变及韧性指标的影响，得到了冻融循环影响下 PVA/ECC 动态压缩性能的变化规律，建立了考虑冻融与动态加载耦合作用的损伤本构模型，可为 PVA/ECC 材料应用于冻融环境中的抗冲击结构提供基础。

1 试验方案与材料组成

1.1 试验材料及配合比

试验所用原材料包括 P·O 42.5 普通硅酸盐水泥，I 级粉煤灰，细骨料粒径<0.6 mm 的天然细河砂，减水率为 28%的商用聚羧酸高效减水剂，PVA 纤维采用日本 Kuraray 公司生产的 K-II 型纤维，其性能指标见表 1。各组 ECC 试件中 PVA 纤维的体积掺量均为 2 vol%，采用大掺量粉煤灰替代水泥来制备 ECC，水泥和粉煤灰质量比为 1.0:1.2，砂胶比和水胶比均为 0.36。

表 1 PVA 纤维性能

Table 1 Physical and mechanical properties of PVA fibers

直径/μm	长度/mm	抗拉强度/MPa	极限应变/%	弹性模量/GPa	密度/(g·cm^{-3})
39	12	1620	7.0	42.8	1.2

1.2 试件制备与试验方法

试件制备时，首先在 UJZ-15 型砂浆搅拌机中加入粉煤灰、水泥和细砂，干拌 3 min；随后在搅拌状态下缓慢加入含减水剂的水溶液，湿拌 3 min；接着沿搅拌方向加入体积掺量为 2 vol%的 PVA 纤维，搅拌 6 min 以确保纤维均匀分布；最后采用高速搅拌机搅拌 7~8 min。将拌合物分两次浇筑到 100 mm×100 mm×300 mm 的钢模具中，每次浇筑后使用高频振动台振动（45±5）s，随后对浇筑表面进行抹平处理，并使用塑料薄膜覆盖模具；24 h 后进行拆模，标准养护至 28 d。养护完成后，按照 SHPB 试验要求将 100 mm×100 mm×300 mm 试件取芯、切割、打磨成直径 50 mm、高度 25 mm 的巴西圆盘试件，且试件端面的平整度在 0.02 mm 以内。

以经历 0、50、100、150、200 次冻融循环的 PVA/ECC 为试验对象。准静态试验中立方体抗压强度 f_{cu} 和轴心抗压强度 f_c 分别采用边长为 70.7 mm 的立方体试块和直径为 50 mm、高度为 100 mm 的圆柱体试块测得，每种工况有 3 个试件，共对 30 个试件进行试验。冲击气压采用 0.3、0.35、0.40、0.45 MPa，对应的应变率分别约为 60、85、110、135 s^{-1}，用于分析应变率和冻融循环对 PVA/ECC 动态力学性能的耦合影响。不同冻融循环次数和不同应变率 $\dot{\varepsilon}$ 组合的加载工况共 20 种，各工况下重复试验 5 次，共对 100 个巴西圆盘试件进行冲击压缩试验，表 2 中给出的试验结果均为各组试件实测的平均值。

冻融循环试验根据 GB/T 50082-2024《混凝土长期性能和耐久性能试验方法标准》规定，采用水冻水融条件下的快速冻融法[8],[24]，冻融介质为水，液面位置至少高出试块顶端 5 mm。冻融循环试验前，将需冻融的试件置于（20±2）℃水中自然浸泡 4 d 至吸水饱和。冻融循环试验过程中，试件中心温度控制在（5±2）℃~（-18±2）℃，冻融循环周期为 3.5 h，其中融化时长约为 1 h。

立方体试块和圆柱体试件的抗压试验均在微机控制电液伺服万能试验机上进行。采用 SHPB 装置对巴西圆盘试件进行动态压缩试验，试验装置如图 1 所示。入射杆和透射杆均为 Φ37 mm/50 mm 的

录用稿件，非最终出版稿

变截面钢杆，长度分别为 2400 mm 和 1200 mm；钢杆的弹性模量为 210 GPa，密度为 7800 kg/m³，纵波

表 2 PVA/ECC 试件力学性能及冲击压缩试验结果

Table 2 Mechanical properties and impact compression test results of PVA/ECC specimens

编号	f_{cu}/MPa	f_c/MPa	E/GPa	f_{cd}/MPa	$\varepsilon_P/10^{-6}$	θ_{DIF}	S_{up}/(MJ·m^{-3})	S_d/(MJ·m^{-3})	S_T/(MJ·m^{-3})
60-0	45.50	38.57	33.28	62.83±3.08	10026±244	1.63	0.486	0.419	0.905
85-0				73.82±3.94	12162±301	1.91	0.683	0.675	1.358
110-0				87.03±5.42	13479±312	2.26	0.828	1.018	1.846
135-0				96.18±5.85	15093±407	2.49	1.083	1.318	2.401
60-50	41.21	36.31	31.63	58.21±2.69	10472±244	1.60	0.441	0.386	0.827
85-50				68.73±3.53	12780±309	1.89	0.613	0.619	1.232
110-50				79.42±4.37	14150±334	2.19	0.776	0.939	1.715
135-50				85.34±4.91	15841±421	2.35	1.005	1.191	2.196
60-100	37.97	33.23	28.78	49.87±2.66	11124±280	1.50	0.426	0.363	0.789
85-100				59.28±3.39	13569±320	1.78	0.613	0.580	1.193
110-100				67.88±3.83	15097±358	2.04	0.752	0.926	1.678
135-100				75.88±4.25	16737±429	2.28	0.892	1.087	1.979
60-150	35.32	28.33	26.88	40.92±2.28	11833±277	1.44	0.373	0.348	0.721
85-150				48.71±3.11	14558±353	1.72	0.538	0.568	1.106
110-150				55.59±3.39	16023±386	1.96	0.619	0.733	1.352
135-150				63.08±4.07	17899±456	2.23	0.829	0.887	1.716
60-200	31.73	25.79	24.36	33.51±1.89	12861±304	1.30	0.309	0.303	0.612
85-200				38.62±2.56	15715±400	1.50	0.462	0.502	0.964
110-200				47.71±3.14	17321±425	1.85	0.598	0.717	1.315
135-200				53.68±3.66	19213±497	2.08	0.685	0.794	1.479

注：60-0 为应变率为 60 s^{-1} 且经历 0 次冻融循环的试件；f_{cu} 为 PVA/ECC 的立方体抗压强度；f_c 为 PVA/ECC 的轴心抗压强度；E 为 PVA/ECC 的弹性模量；f_{cd} 为 PVA/ECC 的动态峰值应力；θ_{DIF} 为动态强度增长因子；ε_P 为 PVA/ECC 的动态峰值应变；S_{up}、S_d 和 S_T 分别为 PVA/ECC 的峰前、峰后及总韧性指标；f_{cd} 和 ε_P 以平均值±标准差表示（n=5）。

波速为 5.19 km/s；吸收杆为 Φ37 mm×1000 mm 的铝杆。采用边长为 15 mm、厚度为 0.3 mm 的正方形黄铜片作为波形整形器[25]，使其满足 SHPB 试验的一维应力波假定和应力均匀性假定[26]，以防止应力波的高频振荡和弥散现象。为了减小摩擦效应对试验的影响，需均匀地在试件的上下两面涂抹黄油，以保证试件表面光滑。

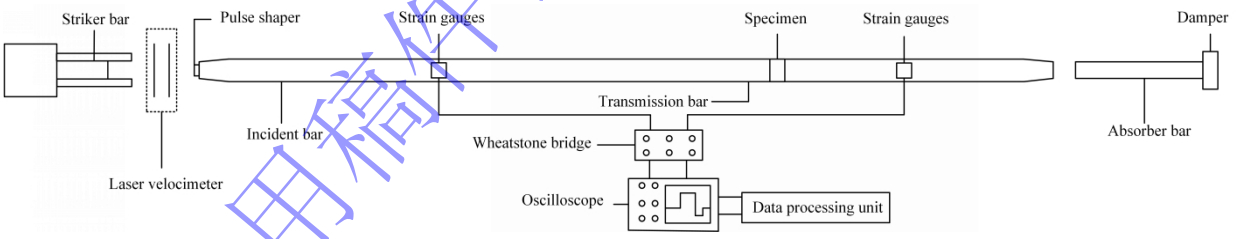


图 1 分离式霍普金森压杆（SHPB）装置示意图

Fig.1 Schematic diagram of split Hopkinson pressure bar (SHPB) test device

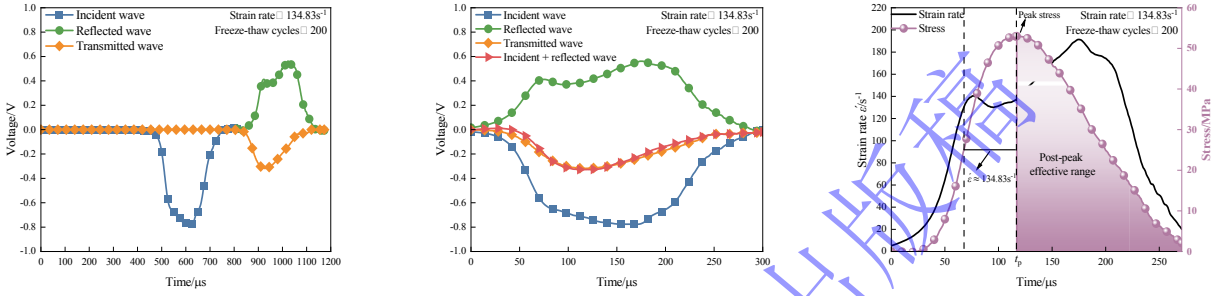
1.3 SHPB 试验原理及有效性验证

SHPB 试验基于一维应力波假定和应力均匀性两个基本假定，PVA/ECC 在 SHPB 试验中的典型波形及应力平衡验证如图 2(a)、(b)所示。入射波与反射波叠加后的波形与透射波基本吻合，表明试件两端达到较好的动态应力平衡状态[27]。三波法在满足动态应力平衡条件后可进一步简化为二波法，并通过二波法对入射、透射应变进行处理得到应力-应变曲线及应变率时程曲线，计算公式见式(1)[28]。平均应变率取应变率时程曲线平台段初始时刻至峰值应力间的平均值[29]-[30]，如图 2(c)所示。

录用稿件，非最终出版稿

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}(t)=\dfrac{C_\mathrm{b}}{L_S}\left[\varepsilon_\mathrm{i}(t)-\varepsilon_\mathrm{r}(t)-\varepsilon_\mathrm{t}(t)\right] \\ \varepsilon(t)=\dfrac{C_\mathrm{b}}{L_S}\displaystyle\int_0^t\left[\varepsilon_\mathrm{i}(t)-\varepsilon_\mathrm{r}(t)-\varepsilon_\mathrm{t}(t)\right]\mathrm{d}t \\ \sigma(t)=\dfrac{A_\mathrm{b}E_\mathrm{b}}{2A_S}\left[\varepsilon_\mathrm{i}(t)+\varepsilon_\mathrm{r}(t)+\varepsilon_\mathrm{t}(t)\right] \end{cases} \xrightarrow{\varepsilon_\mathrm{i}(t)+\varepsilon_\mathrm{r}(t)=\varepsilon_\mathrm{t}(t)} \begin{cases} \dot{\varepsilon}(t)=\dfrac{2C_\mathrm{b}}{L_S}\left[\varepsilon_\mathrm{i}(t)-\varepsilon_\mathrm{t}(t)\right] \\ \varepsilon(t)=\dfrac{2C_\mathrm{b}}{L_S}\displaystyle\int_0^t\left[\varepsilon_\mathrm{i}(t)-\varepsilon_\mathrm{t}(t)\right]\mathrm{d}t \\ \sigma(t)=\dfrac{A_\mathrm{b}E_\mathrm{b}}{A_S}\varepsilon_\mathrm{t}(t) \end{cases} \tag{1}$$

式中：C_b为应力波在杆中的传播速度；L_s为试样的长度；A_b为杆的横截面积；A_s为试样的横截面积；E_b为杆的弹性模量；$\varepsilon_\mathrm{i}(t)$为入射应变；$\varepsilon_\mathrm{r}(t)$为反射应变；$\varepsilon_\mathrm{t}(t)$为透射应变。



(a) Voltage signals of incident, reflected and transmitted waves

(b) Stress equilibrium verification at both ends of the specimen

(c) Strain rate-time history curve

图 2 典型试件的 SHPB 试验结果

Fig.2 SHPB test results of a typical specimen

2 试验结果与分析

2.1 PVA/ECC 试件破坏形态

图 3 为 PVA/ECC 试件的典型破坏照片。从图 3 中可以看出，即便经历 200 次冻融循环后，各应变率下试件破坏后均能保持较好的整体性。当冻融循环次数相同时，随着应变率的增大，PVA/ECC 试件破坏时其表面裂缝数量增多、宽度增大，尤其当应变率达到 135 s^{-1}时，试件破坏后的整体性明显下降。当应变率相同时，与冻融循环次数为 50 次的 ECC 试件相比，未经历冻融循环的试件破坏时其表面裂缝数量略少但宽度略大；而经历过冻融循环的试件，随着冻融循环次数的增加，试件破坏时其表面裂缝呈现出数量逐步增多、宽度亦逐渐增大的现象。值得注意的是，当应变率达到 135 s^{-1}且冻融循环次数达 200 次时，在较高应变率与冻融循环的耦合作用下，试件破坏时的整体性明显变差，试件破裂为几部分较大的碎块，各破坏面仅通过纤维连接在一起。为进一步揭示冻融循环对 PVA/ECC 动态压缩宏观破坏形态的影响机理，可对经历冻融循环前后 ECC 的 SEM 图像（如图 4 所示）进行分析。

录用稿件，非最终出版稿

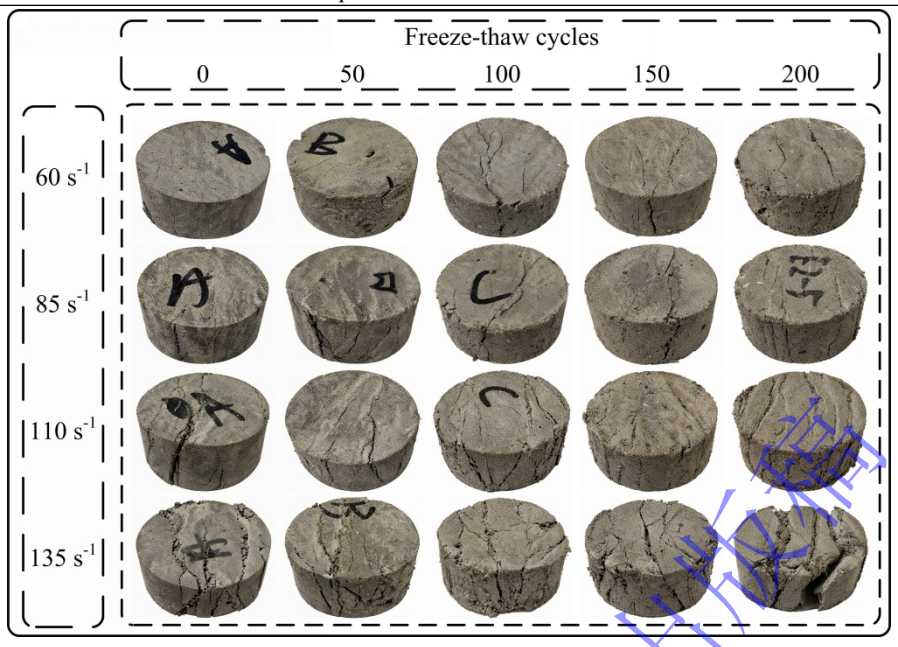
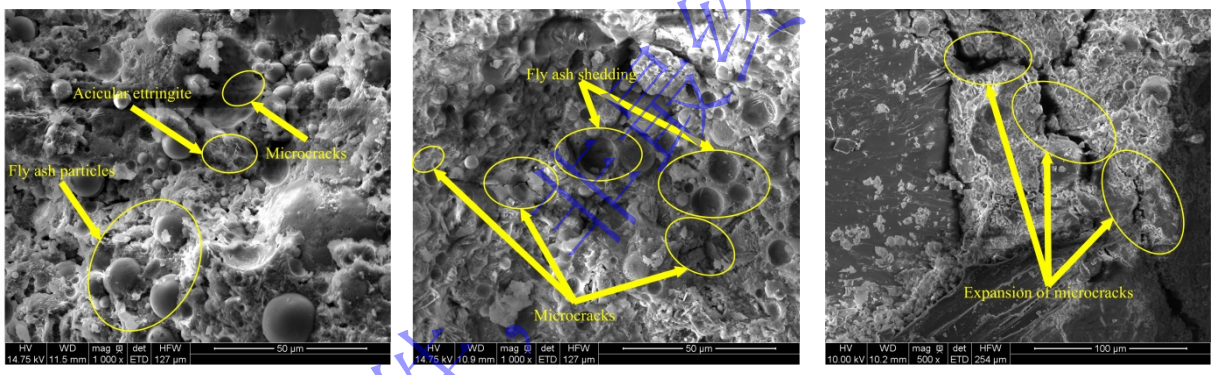


图 3 PVA/ECC 试件典型破坏照片

Fig.3 Typical failure patterns of PVA/ECC specimens



(a) 0 freeze-thaw cycles (Mag=1000×) (b) 100 freeze-thaw cycles (Mag=1000×) (c) 200 freeze-thaw cycles (Mag=500×)

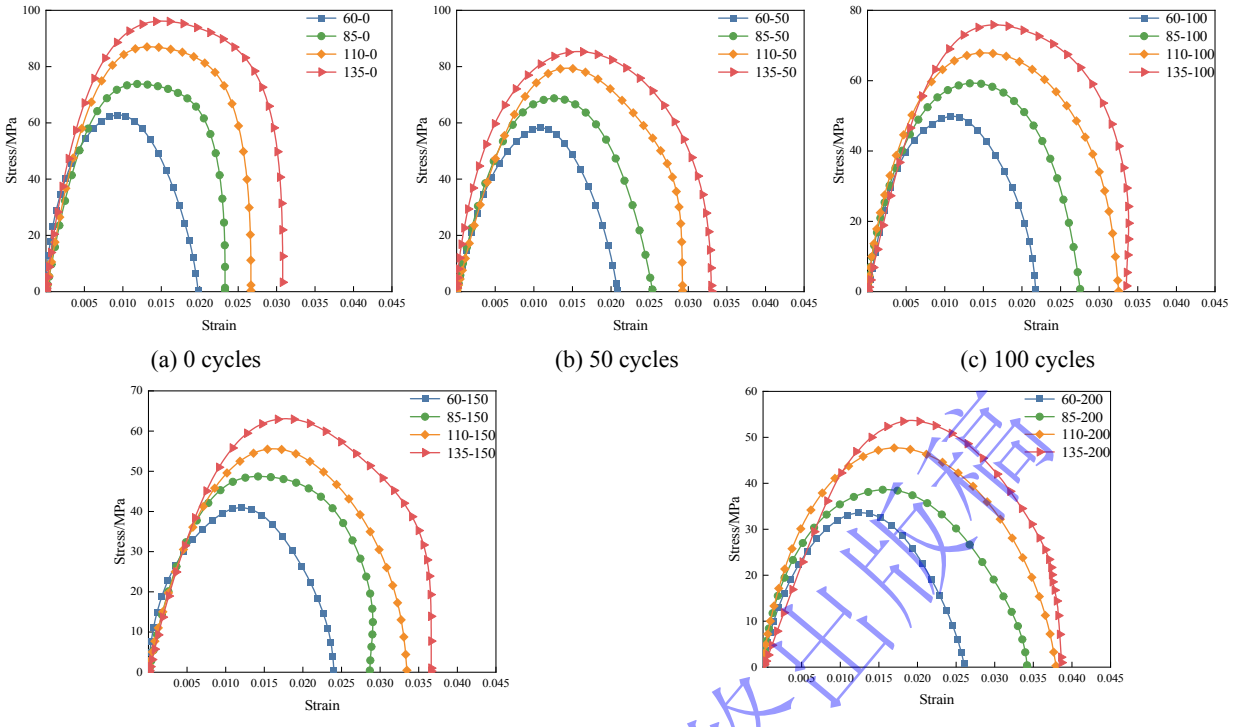
图 4 PVA/ECC 试件冻融循环前后的 SEM 图像

Fig.4 SEM images of PVA/ECC specimens before and after freeze-thaw cycles

图 4(a)中可见针状钙矾石、未水化的粉煤灰球形颗粒及部分粉煤灰颗粒脱落的痕迹，这些未水化的粉煤灰球形颗粒会降低 PVA 纤维和基体间的粘结力，更有助于纤维的拔出而非拉断[31]。同时，未经历冻融循环的 ECC 试件内部结构较为致密，初始孔洞和微裂缝均较少。图 4(b)显示出，经历 100 次冻融循环后，ECC 中大量的粉煤灰颗粒脱落，并受冻融劣化效应的影响，试件内部的损伤（孔隙、微裂缝等）不断累积，试件的密实度明显下降。图 4(c)显示出，经历 200 次冻融循环后，ECC 试件内部的裂缝相互贯通并呈现网格状分布，冻融损伤加剧，ECC 内部结构愈加疏松。可见，随着冻融循环次数的增加，试件内部冻融损伤持续累积，最终在冻融与应变率的耦合作用下，其破坏形态呈现出裂缝数量增多、宽度增大的特征。

2.2 PVA/ECC 动态应力-应变曲线

不同应变率下 PVA/ECC 试件的动态平均应力-应变曲线如图 5 所示，可以看出，各冻融循环次数下 ECC 试件的应力-应变全曲线具有一定的相似性，即随着应变率的增大，曲线与横轴所包围的面积



(a) 0 cycles (b) 50 cycles (c) 100 cycles

(d) 150 cycles (e) 200 cycles

图 5 不同应变率下 PVA/ECC 平均应力-应变曲线

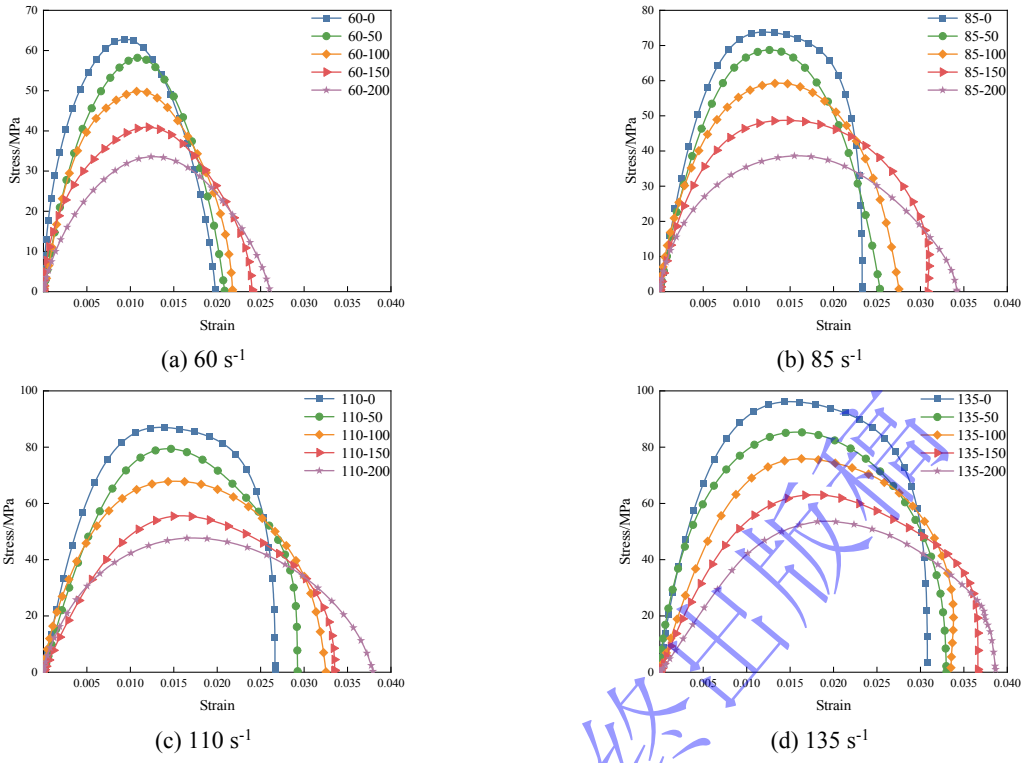
Fig.5 Average stress-strain curves of PVA/ECC at different strain rates

明显增大；应变率对曲线的线性段斜率影响不大，但动态峰值应力与动态峰值应变均随着应变率的增大而显著提升。经过峰值点后，曲线进入下降段，应变率对曲线下降段陡峭程度的影响并不明显。不同冻融次数下 PVA/ECC 试件动态平均应力-应变曲线如图 6 所示，可以看出，在相同应变率条件下，ECC 试件的应力-应变全曲线随冻融循环次数的增加更趋于扁平，即曲线上升段的斜率明显减小，ECC 的动态峰值应力显著降低，而动态峰值应变则随之增大，且曲线的下降段更加平缓。因此，冻融损伤会导致 ECC 试件的初始刚度与冲击强度降低。

2.3 PVA/ECC 动态峰值应力

从表 2 和图 5 中可以看出，PVA/ECC 试件的动态峰值应力 f_{cd} 随着应变率的增大而显著提高。以冻融循环次数 50 次的试件为例（其他冻融循环次数下的规律一致），当应变率从 60 s^{-1} 依次增大到 85、110、135 s^{-1} 时，ECC 试件的平均 f_{cd} 分别提高了 18.07%、36.44%、46.61%。表 3 为 PVA/ECC 动态力学性能的双因素方差分析结果，表 3 也显示出应变率对 f_{cd} 具有极其显著的影响（p<0.001）。图 7 展示了不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 动态峰值应力 f_{cd} 的影响，由图 7 可见，f_{cd} 与应变率呈线性正相关关系（拟合直线的 R^2 平均值约为 0.990），表现出明显的应变率效应。结合表 3 和图 7 还可以看出，应变率与冻融循环次数的交互作用对 f_{cd} 的影响显著（p=0.032≤0.05），且随着冻融循环次数的增加，各回归直线的斜率逐渐减小，表明 f_{cd} 的应变率敏感性随冻融循环次数的增加而减弱。造成这种现象的原因可能是：一方面，冻融循环对基体的密实程度有一定的劣化作用，使 PVA/ECC 内部基体孔隙率上升、微裂缝持续扩展，试件内部结构逐渐疏松[32]-[33]，既降低了材料抗冲击承载力，又削弱了 PVA 纤维的桥接效果[14]；另一方面，高应变率下材料本应通过应力提升抵抗冲击，但冻融损伤导致界面劣化使纤维无法有效阻裂，裂缝扩展加快，冲击能量更多用于裂缝发展而非应力提升，部分应变率效应被冻融损伤抵消[34]-[36]，最终导致动态峰值应力 f_{cd} 的应变率敏感性随冻融循环次数增加而减弱。

录用稿件，非最终出版稿



(a) 60 s^{-1}　　(b) 85 s^{-1}

(c) 110 s^{-1}　　(d) 135 s^{-1}

图 6 不同冻融次数下 PVA/ECC 平均应力-应变曲线

Fig.6 Average stress-strain curves of PVA/ECC at different freeze-thaw cycles

从表 2 和图 6 中可以看出，PVA/ECC 试件的动态峰值应力 f_{cd} 随着冻融循环次数的增加而显著下降。以应变率 60　　s^{-1} 的试件为例（其他应变率下的规律一致），当冻融循环次数从 0 次依次增加到 50、100、150 和 200 次时，ECC 试件的平均 f_{cd} 分别降低了 7.35%、20.63%、34.87%和 46.67%，表 3 也显示出冻融循环次数对 f_{cd} 具有极其显著的影响（p<0.001）。图 8 展示了不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 动态峰值应力 f_{cd} 的影响，图 8 显示出，f_{cd} 与冻融循环次数呈线性负相关关系（拟合直线的 R^2 平均值约为 0.989），表明冻融循环对 PVA/ECC 的 f_{cd} 具有明显的劣化效应。结合表 3 和图 8 还可知，冻融循环与应变率对 f_{cd} 具有显著的交互作用，且随着应变率的增大，各回归直线斜率的绝对值逐渐增大，表明在高应变率下冻融循环次数对动态峰值应力 f_{cd} 的劣化效应更为明显。其原因可能是：其一，冻融循环的劣化作用使试件内部的损伤逐渐累积，当应变率较低时，冲击荷载的作用时间相对较长，材料有充足的时间进行能量积累来抵消外部冲量以缓解冻融损伤对峰值应力的削弱[17],[24]；其二，当应变率较高时，冲击荷载的作用时间相对较短，冲击荷载的大部分能量耗散于试件冻融损伤缺陷处大量裂缝的快速产生，导致用于提升材料应力的能量有所减少，使冻融损伤对试件动态峰值应力的削弱作用变得显著[37]。因此，在高应变率下 ECC 试件动态峰值应力随着冻融循环次数的增加下降得更为明显。

表 3 应变率和冻融循环次数对动态力学性能的双因素方差分析结果

Table 3　Two-way ANOVA of dynamic mechanical properties under different strain rates and freeze-thaw cycles

变异来源	自由度	峰值应力 f_{cd}		峰值应变 ε_P	
		F 值	p 值	F 值	p 值
应变率	3	226.85	<0.001	1122.43	<0.001
冻融循环次数	4	317.88	<0.001	313.60	<0.001
应变率 × 冻融循环次数	12	2.03	0.032	1.89	0.048

注：F 为组间均方与组内均方的比值；p 为显著性概率，p≤0.001、p≤0.01 和 p≤0.05，分别表示极显著、非常显著和显著。

录用稿件，非最终出版稿

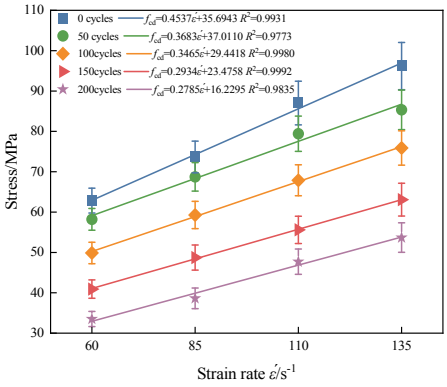


图 7 不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 动态峰值应力的影响

Fig.7 Effect of strain rate on dynamic peak stress of PVA/ECC under different freeze-thaw cycles

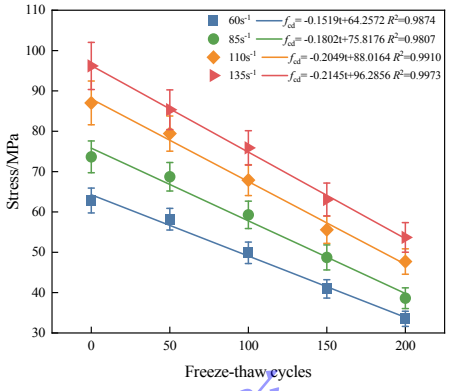


图 8 不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 动态峰值应力的影响

Fig.8 Effect of freeze-thaw cycles on dynamic peak stress of PVA/ECC under different strain rates

2.4 PVA/ECC 动态峰值应变分析

从表 2 和图 5 可以看出，PVA/ECC 试件的动态峰值应变 ε_P 随着应变率的增大而显著增大。以冻融循环次数 50 的试件为例（其他冻融循环次数下的规律一致），当应变率从 60 s^{-1} 依次增大到 85、110、135 s^{-1} 时，ECC 试件的平均 ε_P 分别提高了 22.04%、35.12%、51.27%，表 3 也显示出应变率对 ε_P 具有极其显著的影响（p<0.001）。图 9 展示了不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 动态峰值应变 ε_P 的影响，由图 9 可见，ε_P 与应变率呈线性正相关关系（拟合直线的 R^2 平均值约为 0.980），表现出较强的应变率敏感性[38]。结合表 3 和图 9 可知，应变率与冻融次数的交互作用对 ε_P 的影响显著（p=0.048≤0.05），且随着冻融循环次数的增加，各回归直线的斜率逐渐增大，表明动态峰值应变 ε_P 的应变率敏感性随冻融循环次数的增加而增强。其原因可能是应变率效应与冻融损伤的耦合作用：PVA/ECC 在冲击荷载下会产生大量微裂缝，但其多局限于各自区域发展，来不及相互贯通，从而可提高材料变形能力[39]-[40]；同时，冻融损伤的不断累积使试件的密实度明显下降，随着应变率的增大，冲击能量更多用于裂缝发展，最终表现为动态峰值应变 ε_P 的应变率敏感性随冻融循环次数的增加而增强[33],[37]。

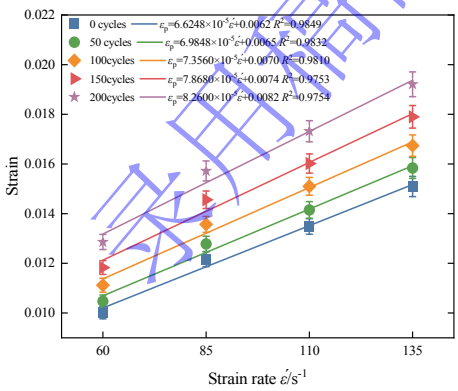


图 9 不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 的动态峰值应变的影响

Fig.9 Effect of strain rate on dynamic peak strain of PVA/ECC specimens under different freeze-thaw cycles

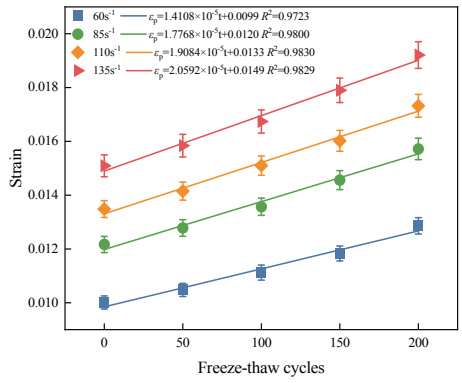


图 10 不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 的动态峰值应变的影响

Fig.10 Effect of freeze-thaw cycles on dynamic peak strain of PVA/ECC specimens under different strain rates

表 2 和图 6 还显示，PVA/ECC 试件的动态峰值应变 ε_P 随冻融循环次数的增加而提高。以应变率

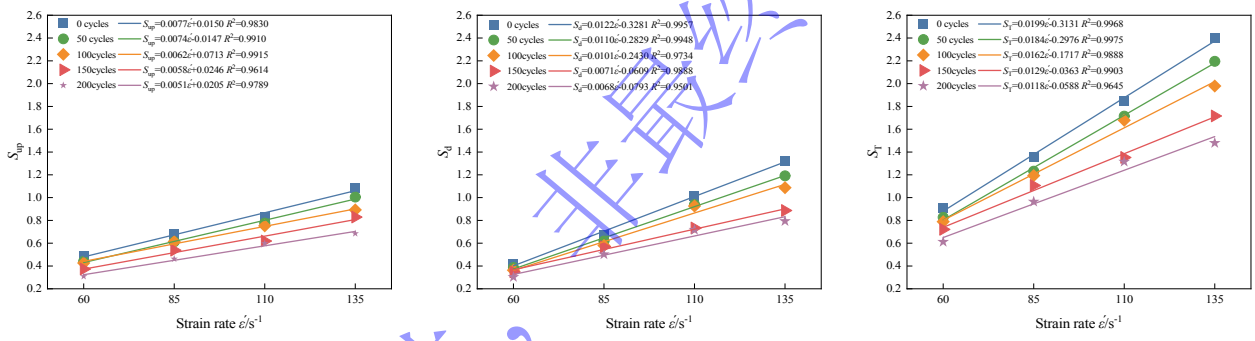
录用稿件，非最终出版稿

60 s^{-1} 的试件为例（其他应变率下的规律一致），当冻融循环次数从 0 次依次增加到 50、100、150 和 200 次时，ECC 试件的平均 ε_p 分别提高了 4.45%、10.95%、18.02%、28.28%，表 3 也显示出冻融循环次数对 ε_p 具有极其显著的影响（p<0.001）。图 10 展示了不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 的动态峰值应变 ε_p 的影响，图 10 显示出，动态峰值应变 ε_p 与冻融循环次数也呈线性正相关关系（拟合直线的 R^2 平均值约为 0.980）。结合表 3 和图 10 还可知，冻融循环与应变率对 ε_p 具有显著的交互作用，且随着应变率的增大，各回归直线斜率逐渐增大，可见由于冻融损伤与应变率效应的耦合影响，高应变率下冻融循环次数对动态峰值应变 ε_p 的影响更为明显。

2.5 冲击韧性分析

冲击韧性是反映材料强度和变形综合性能的指标，可采用平均应力-应变曲线与横轴所包围的面积 S_T 进行评价。图 11 为不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 平均韧性指标的影响，图 12 为不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 平均韧性指标的影响，其中 S_{up} 为上升段平均曲线与横轴所包围的面积；S_d 为下降段平均曲线与横轴所包围的面积。

从表 2 和图 11 中可以看出，随着应变率的增大，PVA/ECC 的平均韧性指标均逐渐增大。以冻融循环次数 50 次为例（其他冻融循环次数下的规律一致），当应变率从 60 s^{-1} 依次增大到 85、110、135 s^{-1} 时，ECC 试件的 S_{up} 分别提升了 39.00%、75.96%、127.89%；S_d 分别提升了 60.36%、143.26%、208.55%；S_T 分别提升了 48.97%、107.38%、165.54%。可见，各韧性指标均表现出明显的应变率效应，



(a) S_{up} (b) S_d (c) S_T

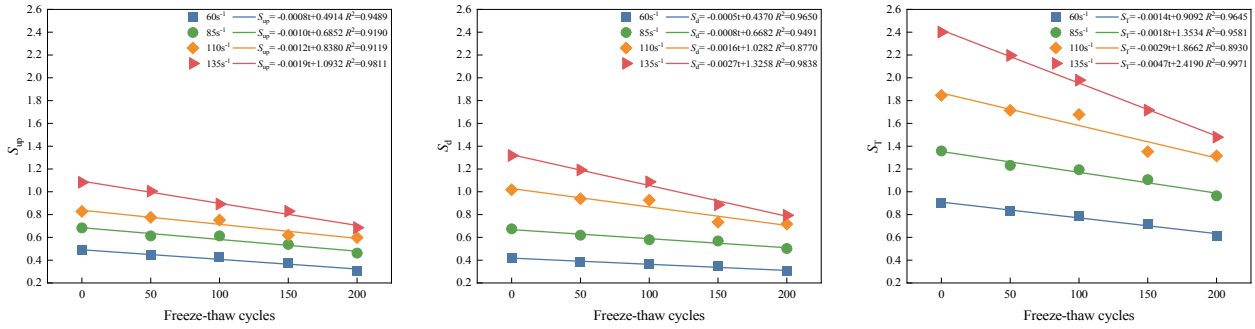
图 11 不同冻融次数下应变率对 PVA/ECC 平均韧性指标的影响

Fig.11 Effect of strain rate on the average toughness index of PVA/ECC under different freeze-thaw cycles

且 S_d 的提升幅度明显高于 S_{up}，其原因可能是 S_d 反映材料破坏阶段的能量耗散能力，需通过纤维桥接裂缝、延缓裂缝贯通实现，而 PVA 纤维的增韧效果在峰后才明显发挥[41]。从图 11 中还可以看出，随着冻融循环次数的增加，各韧性指标与应变率线性回归直线的斜率逐渐减小，即冻融循环也会减弱韧性指标的应变率敏感性，且 150 次冻融循环后 S_d、S_T 回归直线斜率的下降更为明显。其原因可能是当冻融循环损伤累积到一定程度时，冲击荷载下试件难以通过新增更多裂缝来耗散能量，破坏主要依赖原有裂缝的扩展[4],[34]，且 PVA 纤维的桥接作用也受冻融损伤影响较大。

从表 2 和图 12 中可以看出，随着冻融循环次数的增加，PVA/ECC 的平均韧性指标均不断减小。以应变率 60 s^{-1} 为例（其他应变率下的规律一致），当冻融循环次数从 0 次依次增加到 50、100、150 和 200 次时，ECC 试件的 S_{up} 分别降低了 9.26%、12.35%、23.25%、36.42%；S_d 分别降低了 7.88%、13.37%、16.95%、27.68%；S_T 分别降低了 8.62%、12.82%、20.33%、32.38%。可见，由于冻融循环作用既会造成基体损伤，也会导致界面劣化而削弱纤维桥接作用，因此，冻融循环次数对 S_{up} 和 S_d 的影响差别不大。从图 12 中还可以看出，随着应变率的增大，各回归直线斜率的绝对值逐渐增大，即在高应变率下，冻融循环次数对韧性指标的劣化效应也更为明显。

录用稿件，非最终出版稿



(a) S_{up} (b) S_d (c) S_T

图 12 不同应变率下冻融次数对 PVA/ECC 平均韧性指标的影响

Fig.12 Effect of freeze-thaw cycles on the average toughness index of PVA/ECC at different strain rates

3 冻融条件下 PVA/ECC 动态损伤本构模型

3.1 动态强度增长因子模型建立

表 2 还给出了各组试件的动态强度增长因子值 θ_{DIF}（$\theta_{DIF}=f_{cd}/f_c$），由表 2 可知，θ_{DIF} 与应变率及冻融循环次数均具有一定的相关性。结合试验结果并参考文献[17]和[19]，建立考虑冻融循环次数 N_f 与应变率 $\dot{\varepsilon}$ 共同影响的 θ_{DIF} 模型（R^2 为 0.9798）：

$$\theta_{DIF}=-2.3722-0.0019N_f+0.9838\ln(\dot{\varepsilon}) \tag{2}$$

图 13 给出了 θ_{DIF} 模型预测值与试验值的对比，图 13 显示出模型预测结果与试验结果吻合较好，拟合曲面随应变率增大而升高，随冻融循环次数增加而降低，与试验规律一致。

3.2 基于 Weibull 分布的损伤本构模型

冻融循环后的试件在荷载作用下的损伤可分为两个阶段：第一阶段为加载前形成的冻融损伤，会引起试件力学性能劣化，可采用冻融后材料的弹性模量进行表征[42]，即：

$$D_f=1-\frac{E_f}{E_0} \tag{3}$$

式中：D_f 为冻融损伤，E_0 为未经历冻融损伤试件的弹性模量，E_f 为经历 N_f 次冻融循环后的弹性模量。

第二阶段为加载损伤，主要由内部缺陷的不断扩展与贯通引起，其演化受冻融损伤程度影响。定义加载损伤变量 D_d 为加载过程中失效微元数与总微元数之比[43]-[44]：

$$D_d=\frac{n}{N} \tag{4}$$

式中：n 为失效微元数量，N 为总微元数量。

录用稿件，非最终出版稿

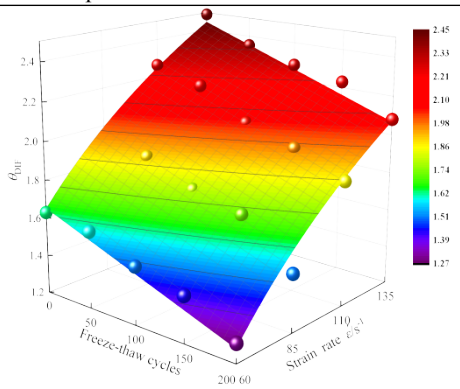


图 13 动态强度增长因子模型预测结果与试验结果对比图

Fig.13 Comparison between model-predicted and experimentally measured dynamic increase factors

水泥基材料内部微元强度常具有随机分布特征，可采用 Weibull 分布进行描述，其概率密度函数为[45]：

$$\varphi(F)=\frac{m}{\eta}\left(\frac{F}{\eta}\right)^{m-1}\exp\left[-\left(\frac{F}{\eta}\right)^{m}\right] \tag{5}$$

式中：F 为 Weibull 分布的随机变量，η 为尺度参数，m 为形状参数。

当试件在荷载下发生变形时，破坏的微元 n 与总微元 N 的关系可表示为：

$$n=N\int_0^{\varepsilon}\varphi(\varepsilon)\mathrm{d}\varepsilon=N\left\{1-\exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right]\right\} \tag{6}$$

则第二阶段损伤变量 D_d 随加载应变的发展满足：

$$D_\mathrm{d}=1-\exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right] \tag{7}$$

根据 Lemaitre 应变等效原理[46]，损伤后的试件在名义应力下产生的应变与有效应力作用在未损伤试件上的应变是相等的，可用式(8)表示[47]：

$$\varepsilon=\frac{\sigma}{(1-D)E_0}=\frac{\sigma^*}{E_0} \tag{8}$$

式中：σ 为名义应力，σ^*为有效应力，D 为总损伤变量，ε 为应变。

当材料经历冻融循环后，需同时考虑冻融损伤和加载损伤，则：

$$\sigma=E_\mathrm{f}\varepsilon(1-D_\mathrm{d}) \tag{9}$$

将式(3)代入式(9)可得到冻融与荷载耦合作用下的本构关系及损伤变量：

$$\sigma=E_0(1-D_\mathrm{f})(1-D_\mathrm{d})\varepsilon=E_0(1-D)\varepsilon \tag{10}$$

$$D=1-(1-D_\mathrm{f})(1-D_\mathrm{d})=D_\mathrm{f}+D_\mathrm{d}-D_\mathrm{f}D_\mathrm{d} \tag{11}$$

将式(3)和式(7)代入式(11)，则

$$D=1-\frac{E_\mathrm{f}}{E_0}\exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right] \tag{12}$$

录用稿件，非最终出版稿

将总损伤变量式(12)代入式(10)可得到同时考虑冻融损伤效应和加载损伤软化效应的 PVA/ECC 损伤本构模型：

$$\sigma = E_{\mathrm{f}}\varepsilon \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right] \tag{13}$$

式(13)的模型考虑了冻融与加载损伤的共同作用，但未反映出应变率效应对材料动态强度的影响，可将 θ_{DIF} 引入损伤本构关系，建立同时考虑冻融损伤、加载损伤及应变率效应的动态损伤本构模型：

$$\sigma = \theta_{\mathrm{DIF}} E_{\mathrm{f}}\varepsilon \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right] \tag{14}$$

根据式(14)可知，PVA/ECC 试件在冻融条件下的动态损伤本构模型包含 η 和 m 两个待定参数，为确定其取值，对式(14)进行求导，并根据应力-应变曲线在峰值点处应满足 $\sigma=f_{\mathrm{cd}}$、$\varepsilon=\varepsilon_{\mathrm{P}}$ 及 $\mathrm{d}\sigma/\mathrm{d}\varepsilon=0$ 的条件，可得：

$$\eta = \varepsilon_{\mathrm{p}} m^{1/m} \tag{15}$$

$$m = -\frac{1}{\ln\left[\dfrac{f_{\mathrm{cd}}}{\theta_{\mathrm{DIF}} E_{\mathrm{f}} \varepsilon_{\mathrm{p}}}\right]} \tag{16}$$

根据表 2 中的 ε_{P}、f_{cd} 和 E，结合式(15)和式(16)计算得到本构模型参数 η 和 m，结果见表 4。图 14 给出了 Weibull 分布动态损伤本构模型理论与实测应力-应变曲线，从图 14 中可以看出，该模型能较好地描述 PVA/ECC 在不同冻融循环次数和应变率下曲线的弹性阶段及峰前非线性特征，但对于曲线峰后下降段的表征效果相对较差，平均 R^2 仅为 0.5780。

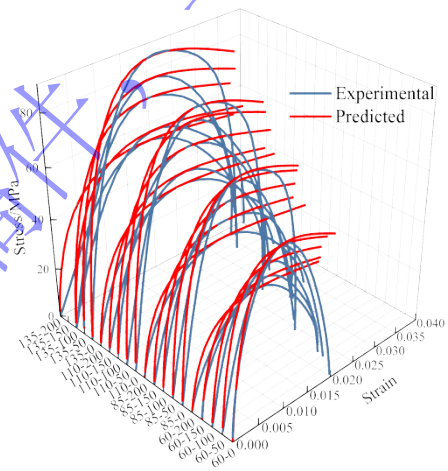


图 14 Weibull 分布动态损伤本构模型理论与实测应力-应变曲线

Fig.14 Predicted and experimental stress-strain curves of the Weibull-based dynamic damage constitutive model

ECC 材料的峰后延性受基体损伤、裂缝扩展及纤维桥接等因素共同影响[48]-[50]，基于 Weibull 分布建立的动态损伤本构模型对曲线峰后阶段的非线性下降特征描述不足。因此，可引入式(17)的 Logistic 函数进行修正。

$$R_{\mathrm{b}} = \frac{1}{1+\exp\left[\alpha\left(\varepsilon-\beta\right)\right]} \tag{17}$$

式中：R_{b} 为 Logistic 函数构建的峰后修正函数，该函数对峰前曲线影响较小，主要用于描述峰后阶段

录用稿件，非最终出版稿

应力随应变增加而逐渐衰减的过程。其中，α 和 β 为经验参数，α 为峰后衰减速率参数，α 值越大，峰后曲线下降越快；β 为特征应变参数，用于表征峰后曲线开始显著衰减的位置。

因此，基于 Weibull 分布由 Logistic 修正后的动态损伤本构模型为：

$$\sigma = \theta_{\mathrm{DIF}} E_{\mathrm{f}} \varepsilon \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{\eta}\right)^{m}\right] \cdot \frac{1}{1+\exp\left[\alpha\left(\varepsilon-\beta\right)\right]} \tag{18}$$

基于式(18)对各组试件动态应力-应变曲线进行拟合，得到 Logistic 函数参数 α 和 β，其结果见表 4。

表 4 动态损伤本构模型参数

Table 4 Determined parameters for the proposed dynamic damage constitutive model

试件编号	m	$\eta/10^{-3}$	α	$\beta/10^{-2}$
60-0	0.463	1.908	1238.61	1.72
85-0	0.425	1.631	1217.12	2.27
110-0	0.408	1.490	1186.75	2.59
135-0	0.390	1.343	1147.15	3.00
60-50	0.452	1.813	660.64	1.82
85-50	0.415	1.534	630.62	2.23
110-50	0.398	1.400	584.28	2.76
135-50	0.381	1.259	546.45	3.07
60-100	0.441	1.745	622.28	1.94
85-100	0.406	1.471	585.82	2.49
110-100	0.389	1.333	501.88	2.99
135-100	0.374	1.207	496.23	3.24
60-150	0.414	1.398	547.93	2.13
85-150	0.381	1.154	517.36	2.77
110-150	0.367	1.051	470.03	3.02
135-150	0.353	0.938	429.91	3.49
60-200	0.400	1.309	486.27	2.25
85-200	0.371	1.081	447.61	2.98
110-200	0.358	0.980	394.96	3.35
135-200	0.345	0.879	346.71	3.58

3.3 参数分析

为建立模型参数 E_{f}、m、η、α 和 β 与冻融循环次数及应变率之间的关系，对试验结果进行拟合分析。其中，弹性模量 E_{f} 与冻融循环次数的拟合结果如图 15 所示。

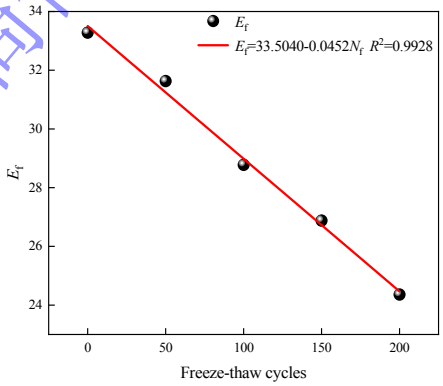


图 15 E_{f} 与冻融循环次数关系拟合结果

Fig.15 Fitting results of the relationship between E_{f} and freeze-thaw cycles

由表 4 可知，m、η 随冻融循环次数和应变率的增加整体呈下降趋势，β 总体上随冻融循环次数和应变率增加而增大。未经历冻融循环试件的 α 值整体高于经历冻融循环后的试件，结合图 4（SEM 图像）和图 6（宏观曲线）的分析可知，冻融作用会引起 ECC 内部损伤不断累积及纤维-基体界面的劣化，试件内部结构愈加疏松，其应力-应变曲线更趋于扁平，与 α 降低所反映的应力衰减速率减小

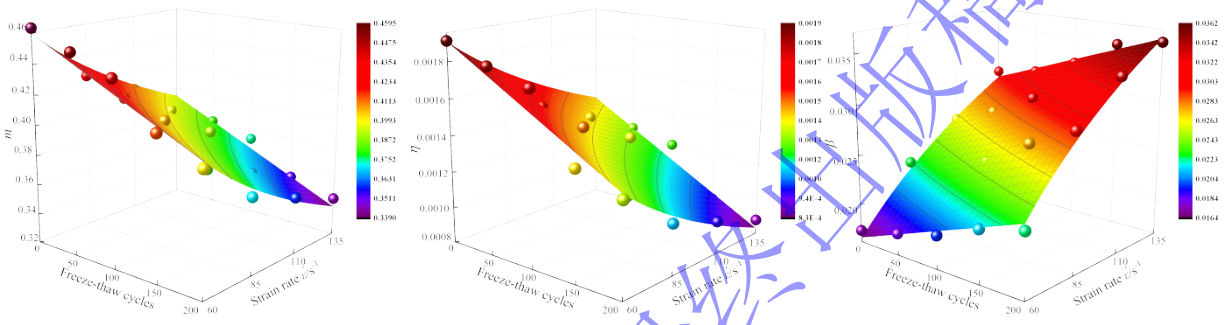
录用稿件，非最终出版稿

相吻合。因此，以 N_{f}和 $\dot{\varepsilon}$ 为自变量，分别对参数 m、η、β 以及未冻融试件和冻融试件 α 值进行拟合分析，拟合结果如表 5 和图 16 所示。

表 5 各参数的拟合公式

Table 5 Fitting equations for each parameter

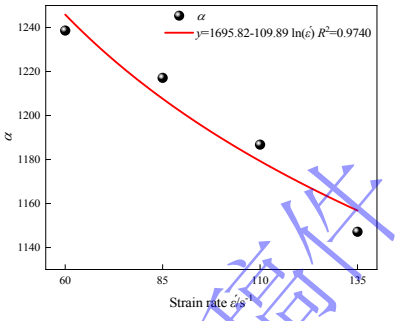
参数	拟合公式	R^2
m	$m(N_{\mathrm{f}},\dot{\varepsilon})=0.7851-2.7750\times10^{-4}N_{\mathrm{f}}-0.0796\ln(\dot{\varepsilon})$	0.9751
η	$\eta(N_{\mathrm{f}},\dot{\varepsilon})=0.0044-2.8555\times10^{-6}N_{\mathrm{f}}-6.1899\times10^{-4}\ln(\dot{\varepsilon})$	0.9481
β	$\beta(N_{\mathrm{f}},\dot{\varepsilon})=-0.0491+3.3500\times10^{-5}N_{\mathrm{f}}+0.0160\ln(\dot{\varepsilon})$	0.9825
α	$\begin{cases}\alpha(\dot{\varepsilon})=1695.8173-109.8863\ln(\dot{\varepsilon}) & N_{\mathrm{f}}=0\\ \alpha(N_{\mathrm{f}},\dot{\varepsilon})=1387.25-1.24N_{\mathrm{f}}+-157.73\ln(\dot{\varepsilon}) & N_{\mathrm{f}}>0\end{cases}$	0.9740 0.9764



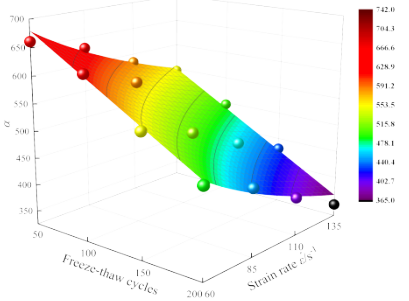
(a) Fitting results of parameter m

(b) Fitting results of parameter η

(c) Fitting results of parameter β



(d) Fitting results of parameter α without freeze-thaw cycles



(e) Fitting results of parameter α after 50-200 freeze-thaw cycles

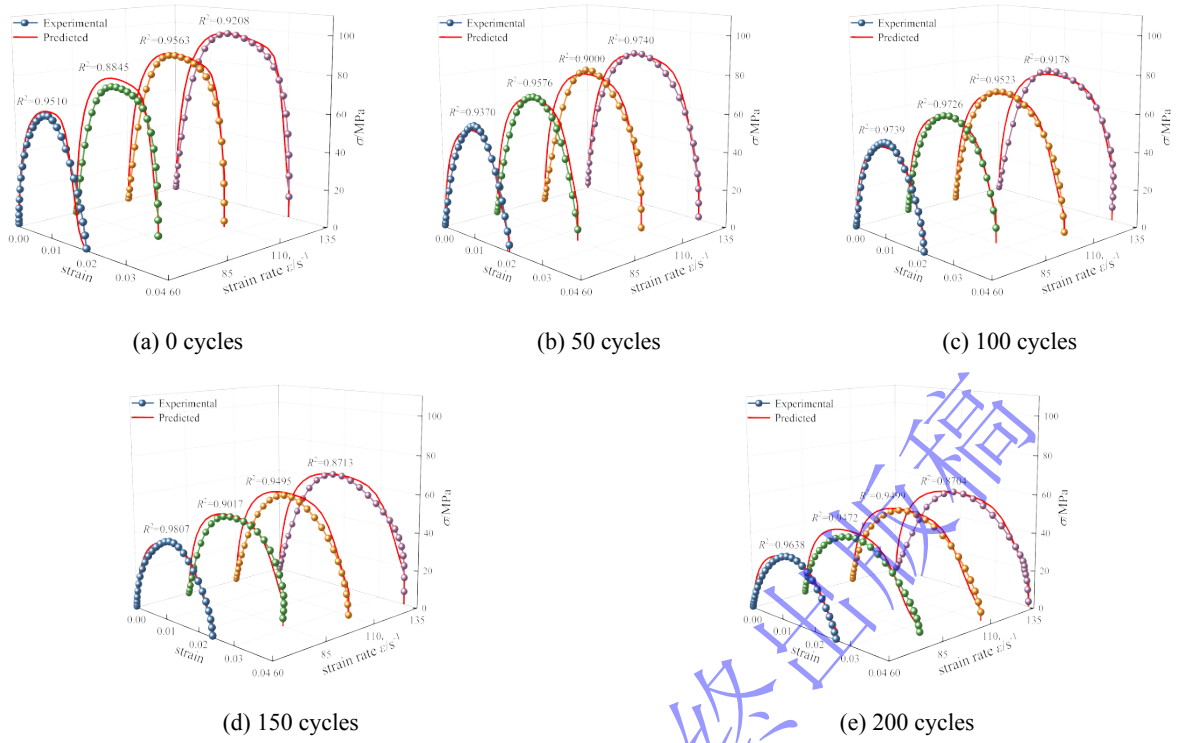
图 16 动态损伤本构模型参数拟合结果

Fig.16 Fitting results of the dynamic damage constitutive model parameters

3.4 动态损伤本构模型验证

图 17 为修正后模型的理论曲线和试验实测曲线的对比图，表 6 给出了峰值应力和峰值应变理论值与实测值的对比结果。由图 17 和表 6 可见，经 Logistic 函数修正后的动态损伤本构模型理论结果与

录用稿件，非最终出版稿



(a) 0 cycles (b) 50 cycles (c) 100 cycles

(d) 150 cycles (e) 200 cycles

图 17 冻融条件下 PVA/ECC 动态损伤本构模型理论曲线与实测曲线的对比

Fig.17 Comparison between predicted and experimental curves of the dynamic damage constitutive model for PVA/ECC under freeze-thaw conditions

试验结果吻合较好，20 组理论曲线与实测曲线的平均 R^2 达到 0.9366，与未修正模型相比提高约 62.04%。其中，动态峰值应力的相对误差范围为 0.26%~7.87%，平均相对误差为 2.55%；动态峰值应变的相对误差范围为 0.00%~8.11%，平均相对误差为 2.75%。

表 6 冻融条件下 PVA/ECC 峰值应力、应变理论值与试验值的对比

Table 6 Comparison between predicted and experimental peak stress and strain of PVA/ECC under freeze-thaw conditions

试件编号	f_{cd}^{Exp}/MPa	f_{cd}^{Pre}/MPa	$\delta_{f_{cd}}$/%	$\varepsilon_p^{Exp}/10^{-6}$	$\varepsilon_p^{Pre}/10^{-6}$	δ_{ε_p}/%
60-0	62.83	65.15	3.69	10026	10270	2.43
85-0	73.82	78.12	5.82	12162	11870	2.40
110-0	87.03	88.09	1.22	13479	13310	1.25
135-0	96.18	96.43	0.26	15093	14700	2.60
60-50	58.21	55.63	4.43	10472	10130	3.27
85-50	68.73	67.79	1.37	12780	12320	3.60
110-50	79.42	77.03	3.01	14150	14150	0.00
135-50	85.34	84.72	0.73	15841	15740	0.64
60-100	49.87	47.32	5.12	11124	10730	3.54
85-100	59.28	58.34	1.58	13569	13090	3.53
110-100	67.88	66.75	1.66	15097	14910	1.24
135-100	75.88	73.72	2.84	16737	16960	1.33
60-150	40.92	39.75	2.86	11833	11270	4.76
85-150	48.71	49.65	1.93	14558	13830	5.00
110-150	55.59	57.17	2.85	16023	16020	0.02
135-150	63.08	63.33	0.40	17899	18130	1.29
60-200	33.51	32.91	1.80	12861	11920	7.32
85-200	38.62	41.66	7.87	15715	14440	8.11
110-200	47.71	48.21	1.05	17321	16980	1.97
135-200	53.68	53.43	0.47	19213	19330	0.61

注：f_{cd}^{Exp}和f_{cd}^{Pre}分别为 PVA/ECC 动态峰值应力的试验值和理论值；ε_p^{Exp}和ε_p^{Pre}为动态峰值应变的试验值和理论值；$\delta_{f_{cd}}$和δ_{ε_p}分别为峰值应力和峰值应变理论值与试验值的相对误差。

录用稿件，非最终出版稿

3.5 留一组交叉验证

采用留一组交叉验证（leave-one-group-out cross-validation）进一步评价模型的预测能力，分别从冻融循环次数和应变率两个维度进行验证。每次留出一组工况作为测试集，其余工况作为训练集，模型参数均在训练集内重新拟合。当留出 0 次冻融循环时，由于参数 α 仅与应变率相关，可将表 5 中 N_f=0 时的 α 函数直接代入，其余参数仍由训练集拟合得到。随后对留出工况的动态应力-应变曲线进行预测，图 18 展示了具体验证过程。

留一组交叉验证结果见表 7，不同冻融循环次数下，预测曲线与实测曲线的平均 R^2 为 0.9239，平均均方根误差为 7.56 MPa；不同应变率下，预测曲线与实测曲线的平均 R^2 为 0.9379，平均均方根误差为 6.77 MPa，表明模型能够较好地预测留出工况试件的动态应力-应变关系，且在这两种维度下，峰值应力、峰值应变预测值与试验值的平均相对误差分别为 4.09%、2.95%和 4.10%、2.85%。对于边界工况，当留出 200 次冻融循环和 135 s^{-1} 应变率时，预测曲线与实测曲线的平均 R^2 仍可分别达到 0.9221 和 0.9136，峰值应力、峰值应变预测值与试验值的平均相对误差也均小于 5%，表明模型在试验范围内对未知工况也具有较好的预测能力。

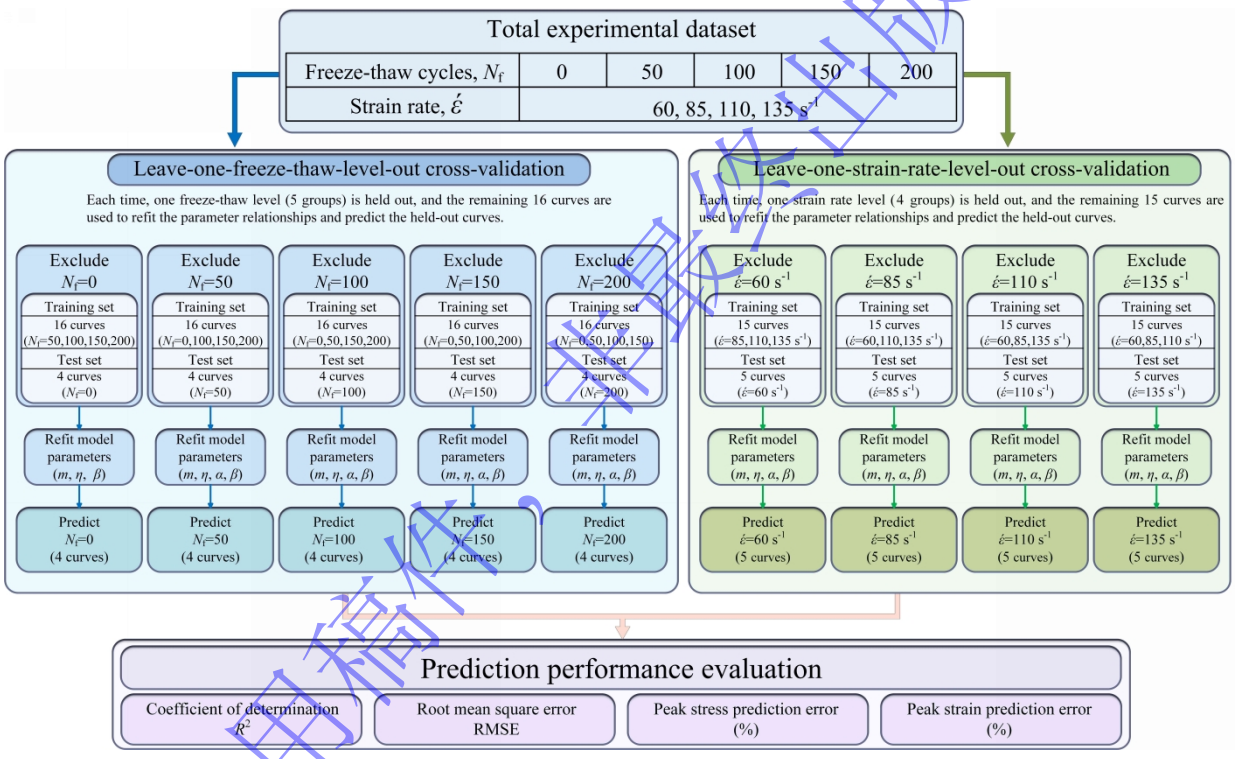


图 18 PVA/ECC 动态损伤本构模型留一组交叉验证与预测性能评价流程

Fig.18 Flowchart of leave-one-group-out cross-validation and prediction performance evaluation of the PVA/ECC dynamic damage constitutive model

表 7 不同冻融循环次数和应变率条件下的留一组交叉验证结果

Table 7 Results of leave-one-group-out cross-validation under different freeze-thaw cycles and strain rates

试件编号	冻融循环次数				试件编号	应变率			
	R^2	RMSE/MPa	$\delta_{f_{cd}}$/%	δ_{ε_p}/%		R^2	RMSE/MPa	$\delta_{f_{cd}}$/%	δ_{ε_p}/%
60-0	0.9100	9.22	8.45	1.24	60-0	0.9508	6.21	1.94	6.02
85-0	0.8000	14.07	9.94	3.72	60-50	0.9484	5.03	10.14	1.13
110-0	0.9164	11.15	4.74	2.52	60-100	0.979	3.84	11.35	1.22
135-0	0.8612	14.06	3.45	3.93	60-150	0.9831	2.07	9.94	0.03
60-50	0.9441	5.43	5.69	2.12	60-200	0.9698	2.49	9.81	2.5
85-50	0.9544	8.85	2.44	3.60	85-0	0.8961	10.29	6.23	3.72
110-50	0.9076	10.27	3.96	0.00	85-50	0.9565	9.03	0.85	4.69

录用稿件，非最终出版稿

135-50	0.9744	5.95	1.64	0.64	85-100	0.9703	4.97	0.92	4.78
60-100	0.9746	3.85	6.22	3.54	85-150	0.891	6.3	2.78	6.31
85-100	0.9719	4.66	2.44	4.78	85-200	0.9376	4.77	8.99	9.39
110-100	0.9521	5.39	2.56	1.24	110-0	0.9567	10.63	0.79	1.25
135-100	0.9170	9.53	3.69	1.33	110-50	0.9016	10.39	3.28	1.27
60-150	0.9808	2.07	3.04	4.76	110-100	0.9525	5.47	1.79	0.02
85-150	0.9019	6.05	2.13	5.00	110-150	0.9492	7.7	2.89	0.02
110-150	0.9500	7.80	3.29	0.02	110-200	0.9484	4.4	1.25	1.97
135-150	0.8725	8.95	1.02	1.29	135-0	0.9154	10.25	0.74	1.28
60-200	0.9580	5.23	1.55	8.56	135-50	0.9745	5.48	1.75	0.69
85-200	0.9361	5.16	10.70	8.11	135-100	0.9211	9.33	3.89	3.9
110-200	0.9390	4.98	3.29	1.97	135-150	0.8775	8.9	0.78	3.86
135-200	0.8552	8.57	1.46	0.61	135-200	0.8794	7.81	1.84	3.00

注：RMSE 为预测曲线与实测曲线的均方根误差；$\delta_{f_{cd}}$和δ_{ε_p}分别为峰值应力和峰值应变预测值与试验值的相对误差。

4 结 论

（1）经历 200 次冻融循环后，各应变率下 PVA/ECC 试件破坏后均能保持较好的整体性，但随着冻融循环次数的增加，在冻融损伤与应变率的耦合作用下，试件破坏时呈现出表面裂缝数量增多、宽度增大的特征。

（2）随着应变率的增大，PVA/ECC 试件的应力-应变全曲线与横轴所包围的面积明显增大，且各冻融循环次数下的全曲线具有一定的相似性；随着冻融循环次数的增加，试件的应力-应变全曲线更趋于扁平，且曲线的下降段更显平缓。

（3）经历冻融循环后的 PVA/ECC 仍具有较强的应变率效应。200 次冻融循环后，当应变率由 60 s^{-1} 增大至 135 s^{-1}，ECC 的平均动态峰值应力、峰值应变和总韧性指标分别提高了 60%、49%和 142%，且平均峰后韧性指标提升幅度明显高于峰前韧性指标；动态峰值应力与平均韧性指标的应变率敏感性会随冻融循环次数的增加而减弱，而动态峰值应变的应变率敏感性则随冻融循环次数的增加而增强。

（4）随着冻融循环次数的增加，PVA/ECC 的动态峰值应力与平均韧性指标均明显下降，而动态峰值应变则有所增大，且在高应变率下冻融循环次数对动态峰值应力和平均韧性指标的劣化效应及对动态峰值应变的强化效应均更为突出，其中峰值应力与总韧性指标的平均最大降幅分别达到 48%和 38%，峰值应变的平均最大增幅约为 29%。

（5）基于 Weibull 分布并引入 Logistic 函数对峰后曲线进行修正，建立了考虑冻融影响的 PVA/ECC 动态损伤本构模型，模型预测曲线与实测曲线吻合较好；修正后的模型不但弥补了 Weibull 模型对曲线峰后阶段的特征描述不足，还能较好地预测本文研究范围内试件的动态峰值应力与峰值应变，其平均相对误差分别为 2.55%和 2.75%，可为季节性冻土区 PVA/ECC 结构抗冲击设计与性能评估提供基础。

录用稿件，非最终出版稿

参考文献

[1] 于超云, 黄生辉, 吴祥业, 等. 冻融循环对不同饱和度红砂岩力学特性和破坏特征的影响[J]. 矿业研究与开发, 2025, 45(2): 162-170. DOI: 10.13827/j.cnki.kyyk.20240710.001.
YU C Y, HUANG S H, WU X Y, et al. The influence of freeze-thaw cycles on the mechanical properties and failure characteristics of red sandstone with different saturation levels [J]. Mining Research and Development, 2025, 45(2): 162-170. DOI: 10.13827/j.cnki.kyyk.20240710.001.

[2] GUO J, SUN W, XU Y, et al. Damage mechanism and modeling of concrete in freeze-thaw cycles: a review [J]. Buildings, 2022, 12(9): 1317. DOI: 10.3390/buildings12091317.

[3] 李庆华, 徐世烺. 超高韧性水泥基复合材料基本性能和结构应用研究进展[J]. 工程力学, 2009, 26(S2): 23-67.

LI Q H, XU S L. Performance and application of ultra high toughness cementitious composite: a review [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(S2): 23-67.

[4] LI V C, WANG S, WU C. Tensile strain-hardening behavior of polyvinyl alcohol engineered cementitious composite (PVA-ECC) [J]. ACI Materials Journal, 2001, 98(6): 483-492. DOI: 10.14359/10851.

[5] LI V C. 高延性纤维增强水泥基复合材料的研究进展及应用[J]. 硅酸盐学报, 2007, 35(4): 531-536. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.2007.04.026.
LI V C. Progress and application of engineered cementitious composites [J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2007, 35(4): 531-536. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.2007.04.026.

[6] LIU S, LU S, YIN L, et al. Mechanical strength model of engineered cementitious composites with freeze-thaw damage based on pore structure evolution [J]. Cement and Concrete Composites, 2022, 134: 104706. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2022.104706.

[7] 赵燕茹, 宋博, 王磊, 等. 冻融循环作用后玄武岩纤维混凝土的断裂性能[J]. 建筑材料学报, 2019, 22(4): 575-583. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2019.04.011.
ZHAO Y R, SONG B, WANG L, et al. Fracture properties of basalt fiber reinforced concrete after freeze-thaw cycles [J]. Journal of Building Materials, 2019, 22(4): 575-583. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2019.04.011.

[8] 石松涛, 徐飞, 李琦. 冻融循环作用下超高延性纤维增强水泥基复合材料加固力学性能试验研究[J]. 科学技术与工程, 2023, 23(11): 4745-4754. DOI: 10.12404/j.issn.1671-1815.2023.23.11.04745.
SHI S T, XU F, LI Q. Experimental study on mechanical properties of ultra-high ductility fiber-reinforced cementitious composites under freeze-thaw cycling [J]. Science Technology and Engineering, 2023, 23(11): 4745-4754. DOI: 10.12404/j.issn.1671-1815.2023.23.11.04745.

[9] NAM J, KIM G, LEE B, et al. Frost resistance of polyvinyl alcohol fiber and polypropylene fiber reinforced cementitious composites under freeze thaw cycling [J]. Composites Part B: Engineering, 2016, 90: 241-250. DOI: 10.1016/j.compositesb.2015.12.009.

[10] 杨才千, 刘飞, 潘勇, 等. 冻融循环作用下聚乙烯醇纤维增强快硬混凝土的力学性能[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2019, 49(2): 334-339. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0505.2019.02.019.
YANG C Q, LIU F, PAN Y, et al. Mechanical property of polyvinyl alcohol fiber reinforced fast-hardening concrete under freezing-thaw cycle effect [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2019, 49(2): 334-339. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0505.2019.02.019.

[11] 邓宗才, 薛会青, 徐海宾. ECC材料的抗冻融性能试验研究[J]. 华北水利水电学院学报, 2013, 34(1): 16-19. DOI: 10.3969/j.issn.1002-5634.2013.01.004.
DENG Z C, XUE H Q, XU H B. Experimental study of durability properties of high toughness fiber reinforced cementitious composites under freezing and thawing cycles [J]. Journal of North China University of Water Resources and Electric Power (Natural Science Edition), 2013, 34(1): 16-19. DOI: 10.3969/j.issn.1002-5634.2013.01.004.

[12] 彭胜, 吴佳隆, 何理, 等. 聚乙烯醇纤维再生混凝土动态压缩力学性能试验研究[J]. 爆破, 2025, 42(3): 18-25. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2025.03.003.
PENG S, WU J L, HE L, et al. Experimental investigation on dynamic compressive mechanical properties of PVA fiber-reinforced recycled aggregate concrete [J]. Blasting, 2025, 42(3): 18-25. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2025.03.003.

[13] 钱维民, 苏骏, 史庆轩, 等. 中高温及低温作用后超高韧性水泥基复合材料的力学性能[J]. 复合材料学报, 2024, 41(4): 2014-2030. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20230811.001.
QIAN W M, SU J, SHI Q X, et al. Study on mechanical properties of ultra-high toughness cementitious composites after medium-high temperature and low temperature [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(4): 2014-2030. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20230811.001.

录用稿件，非最终出版稿

[14] 高秀梅, 刘曙光, 闫敏. 冻融循环后PVA-ECC拉伸性能衰减规律研究[J]. 硅酸盐通报, 2023, 42(3): 837-844. DOI: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2023.03.023.
GAO X M, LIU S G, YAN M. Attenuation law of tensile property of PVA-ECC after freezing-thawing cycles [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2023, 42(3): 837-844. DOI: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2023.03.023.

[15] 黄志强, 徐光炯, 刘鑫. 冻融环境下PVA纤维水泥基复合材料断裂性能[J]. 沈阳工业大学学报, 2018, 40(3): 352-356. DOI: 10.7688/j.issn.1000-1646.2018.03.20.
HUANG Z Q, XU G J, LIU X. Fracture performance of PVA fiber cementitious composites under freeze-thaw cycles [J]. Journal of Shenyang University of Technology, 2018, 40(3): 352-356. DOI: 10.7688/j.issn.1000-1646.2018.03.20.

[16] 谢磊, 李庆华, 徐世烺. 纤维掺量对聚乙烯醇纤维增强水泥基复合材料动态压缩性能的影响[J]. 复合材料学报, 2021, 38(9): 3094-3108. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20201204.001.
XIE L, LI Q H, XU S L. Influence of fiber volume fraction on dynamic compressive properties of polyvinyl alcohol fiber reinforced cementitious composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(9): 3094-3108. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20201204.001.

[17] 李艳, 张文彬, 刘泽军. PVA-ECC动态压缩性能研究[J]. 建筑材料学报, 2020, 23(3): 513-520. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2020.03.005.
LI Y, ZHANG W B, LIU Z J. Study on dynamic compressive properties of PVA-ECC [J]. Journal of Building Materials, 2020, 23(3): 513-520. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2020.03.005.

[18] KAI M F, XIAO Y, SHUAI X L, et al. Compressive behavior of engineered cementitious composites under high strain-rate loading [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2017, 29(4): 04016254. DOI: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0001781.

[19] 刘泽军, 赵柳, 李艳, 等. 不同长径比聚乙烯醇(PVA)/高延性纤维增强水泥基复合材料(ECC)动态压缩性能[J]. 复合材料学报, 2023, 40(12): 6859-6870. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20230411.002.
LIU Z J, ZHAO L, LI Y, et al. Dynamic compression property of polyvinyl alcohol (PVA)/engineered fiber reinforced cementitious composite (ECC) with different length-diameter ratios [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2023, 40(12): 6859-6870. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20230411.002.

[20] 杨惠贤, 黄炎生, 李静. 混合纤维增强水泥基复合材料的动力性能[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2015, 43(7): 50-56. DOI: 10.3969/j.issn.1000-565X.2015.07.008.
YANG H X, HUANG Y S, LI J. Dynamic mechanical properties of hybrid fiber-reinforced cement-based composites [J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2015, 43(7): 50-56. DOI: 10.3969/j.issn.1000-565X.2015.07.008.

[21] 蔡涛, 李秀地, 姚未来, 等. 不同混杂纤维增强水泥基复合材料的冲击压缩性能试验研究[J]. 兵器装备工程学报, 2025, 46(10): 203-209+290. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2025.10.026.
CAI T, LI X D, YAO W L, et al. Experimental investigation on impact compression behavior of hybrid fiber-reinforced cementitious composites [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2025, 46(10): 203-209+290. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2025.10.026.

[22] LI J, ZHANG Y X. Evaluation of constitutive models of hybrid-fibre engineered cementitious composites under dynamic loadings [J]. Construction and Building Materials, 2012, 30: 149-160. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2011.11.031.

[23] XIE B X, GUO Z, ZHANG X E, et al. Dynamic compressive behavior of ECC with PET fine aggregate: experimental investigation and constitutive modeling [J]. Construction and Building Materials, 2026, 509: 145202. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2026.145202.

[24] 左龙飞, 杨宗驰, 蔡畅, 等. 冻融循环作用对PP-ECC劣化行为研究[J]. 混凝土, 2024(6): 30-34+42. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2024.06.006.

录用稿件，非最终出版稿

ZUO L F, YANG Z C, CAI C, et al. Study on the deterioration behavior of freeze-thaw cycle on PP-ECC [J]. Concrete, 2024(6): 30-34+42. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2024.06.006.

[25] FREW D J, FORRESTAL M J, CHEN W. Pulse shaping techniques for testing brittle materials with a split Hopkinson pressure bar [J]. Experimental Mechanics, 2002, 42: 93-106. DOI: 10.1007/BF02411056.

[26] WANG W, YANG J, DENG G Q, et al. Theoretical analysis of stress equilibrium of linear hardening plastic specimen during SHPB tests [J]. Experimental Mechanics, 2023, 63(8): 1353-1369. DOI: 10.1007/s11340-023-00994-3.

[27] FAN X R, LUO N, YUAN Y S, et al. Dynamic mechanical behavior and damage constitutive model of shales with different bedding under compressive impact loading [J]. Arabian Journal of Geosciences, 2021, 14(17): 1752. DOI: 10.1007/s12517-021-08089-w.

[28] 宋力, 胡时胜. SHPB数据处理中的二波法与三波法[J]. 爆炸与冲击, 2005, 25(4): 368-373. DOI: 10.11883/1001-1455(2005)04-0368-06.
SONG L, HU S S. Two-wave and three-wave method in SHPB data processing [J]. Explosion and Shock Waves, 2005, 25(4): 368-373. DOI: 10.11883/1001-1455(2005)04-0368-06.

[29] 刘晋铭, 张寿松, 周亭, 等. 聚乙烯醇和超高分子量聚乙烯纤维对全珊瑚混凝土动态力学性能影响与数值模拟[J]. 复合材料学报, 2023, 40(6): 3613-3625. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20220901.002.
LIU J M, ZHANG S S, ZHOU T, et al. Influence of polyvinyl alcohol and ultrahigh molecular weight polyethylene fibers on dynamic mechanical properties of coral aggregate concrete and numerical simulation [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2023, 40(6): 3613-3625. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20220901.002.

[30] 王江波, 丁俊升, 王晓东, 等. 粗骨料粒径对混凝土动态压缩行为的影响研究[J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(2): 023101. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0147.
WANG J B, DING J S, WANG X D, et al. Effect of coarse aggregate size on the dynamic compression behavior of concrete [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(2): 023101. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0147.

[31] 姚智高, 林常, 蔡舒, 等. 粉煤灰对PVA纤维/水泥基体界面作用及复合材料拉伸性能的影响[J]. 硅酸盐通报, 2022, 41(7): 2327-2336. DOI: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2022.07.028.
YAO Z G, LIN C, CAI S, et al. Effect of fly ash on PVA fiber/cementitious matrix interfacial interactions and tensile properties of composites [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2022, 41(7): 2327-2336. DOI: 10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2022.07.028.

[32] 靳贺松, 李福海, 何肖云峰, 等. 聚丙烯纤维水泥基复合材料的抗冻性能研究[J]. 材料导报, 2020, 34(8): 8071-8076+8082. DOI: 10.11896/cldb.18080117.
JIN H S, LI F H, HE X Y F, et al. Research on frost resistance of polypropylene fiber cement-based composite material [J]. Materials Reports, 2020, 34(8): 8071-8076+8082. DOI: 10.11896/cldb.18080117.

[33] 张菊, 刘曙光, 闫长旺, 等. 氯盐环境对PVA纤维增强水泥基复合材料抗冻性的影响[J]. 硅酸盐学报, 2013, 41(6): 766-771. DOI: 10.7521/j.issn.0454-5648.2013.06.08.
ZHANG J, LIU S G, YAN C W, et al. Influence of chloride environment on frost resistance of PVA fiber reinforced engineered cementitious composite [J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2013, 41(6): 766-771. DOI: 10.7521/j.issn.0454-5648.2013.06.08.

[34] 罗银剑, 李秀地, 蔡涛, 等. ECC冲击压缩力学特性及耗能机制的试验研究[J]. 振动与冲击, 2023, 42(4): 19-27+64. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.04.003.
LUO Y J, LI X D, CAI T, et al. An experimental study on the mechanical properties of shock compression and energy consumption mechanism of ECC [J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(4): 19-27+64. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.04.003.

[35] 王道荣, 胡时胜. 骨料对混凝土材料冲击压缩行为的影响[J]. 实验力学, 2002, 17(1): 23-27. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4888.2002.01.004.

录用稿件，非最终出版稿

WANG D R, HU S S. Influence of aggregate on the compression properties of concrete under impact [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2002, 17(1): 23-27. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4888.2002.01.004.

[36] ZHANG Z X, KOU S Q, JIANG L G, et al. Effects of loading rate on rock fracture: fracture characteristics and energy partitioning [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2000, 37(5): 745-762. DOI: 10.1016/S1365-1609(00)00008-3.

[37] 李为民, 许金余, 沈刘军, 等. 玄武岩纤维混凝土的动态力学性能[J]. 复合材料学报, 2008, 25(2): 135-142. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.2008.02.029.

LI W M, XU J Y, SHEN L J, et al. Dynamic mechanical properties of basalt fiber reinforced concrete using a split Hopkinson pressure bar [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2008, 25(2): 135-142. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.2008.02.029.

[38] 刘季玄, 陈徐东, 石丹丹, 等. 超高性能混凝土动态压缩试验与损伤分析[J]. 振动与冲击, 2024, 43(9): 115-120. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2024.09.014.

LIU J X, CHEN X D, SHI D D, et al. Dynamic compression tests and damage analysis for ultrahigh performance concrete [J]. Journal of Vibration and Shock, 2024, 43(9): 115-120. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2024.09.014.

[39] 仵鹏涛, 刘中宪, 吴成清, 等. 钢纤维对超高性能混凝土动态压缩特性的影响[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2017, 50(9): 939-945. DOI: 10.11784/tdxbz201607011.

WU P T, LIU Z X, WU C Q, et al. Influence of steel fibre on dynamic compressive properties of ultra-high performance concrete [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2017, 50(9): 939-945. DOI: 10.11784/tdxbz201607011.

[40] 任兴涛, 周听清, 钟方平, 等. 钢纤维活性粉末混凝土的动态力学性能[J]. 爆炸与冲击, 2011, 31(5): 540-547. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)05-0540-08.

REN X T, ZHOU T Q, ZHONG F P, et al. Dynamic mechanical behavior of steel-fiber reactive powder concrete [J]. Explosion and Shock Waves, 2011, 31(5): 540-547. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)05-0540-08.

[41] 杜修力, 窦国钦, 李亮, 等. 纤维高强混凝土的动态力学性能试验研究[J]. 工程力学, 2011, 28(4): 138-144.

DU X L, DOU G Q, LI L, et al. Experimental study on dynamic mechanical properties of fiber reinforced high strength concrete [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(4): 138-144.

[42] YU H, MA H, YAN K. An equation for determining freeze-thaw fatigue damage in concrete and a model for predicting the service life [J]. Construction and Building Materials, 2017, 137: 104-116. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.01.042.

[43] 许健, 汪梦琪, 陈和宇, 等. 全固废胶凝材料稳定钢渣路面基层冻融损伤机制及本构模型研究[J]. 中国公路学报, 2026, 39(6): 89-102. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2026.06.006.

XU J, WANG M Q, CHEN H Y, et al. Freeze-thaw damage mechanism and constitutive model of steel slag roadbase stabilized with an all-solid-waste binder [J]. China Journal of Highway and Transport, 2026, 39(6): 89-102. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2026.06.006.

[44] 白卫峰, 牛东旭, 管俊峰, 等. 考虑冻融劣化效应的混凝土单轴压缩统计损伤模型[J]. 工程力学, 2023, 40(9): 117-129. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.01.0039.

BAI W F, NIU D X, GUAN J F, et al. The statistical damage model of concrete under uniaxial compression considering freeze-thaw deterioration effect [J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(9): 117-129. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.01.0039.

[45] CHEN B, LIU J. Experimental study on AE characteristics of three-point-bending concrete beams [J]. Cement and Concrete Research, 2004, 34(3): 391-397. DOI: 10.1016/j.cemconres.2003.08.021.

[46] LEMAITRE J. How to use damage mechanics [J]. Nuclear Engineering and Design, 1984, 80(2): 233-245. DOI: 10.1016/0029-5493(84)90169-9.

录用稿件，非最终出版稿

[47] 屈俊童, 时启壮, 郭颖杰,等. 冻融循环作用下冰碛土力学特性及损伤机制研究[J]. 岩土力学, 2025, 46(9): 2859-2872. DOI: 10.16285/j.rsm.2024.1352.
QU J T, SHI Q Z, GUO Y J, et al. Characteristics and damage mechanisms of ice deposits under freeze-thaw cycles [J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(9): 2859-2872. DOI: 10.16285/j.rsm.2024.1352.

[48] YANG E H, WANG S, YANG Y, et al. Fiber-bridging constitutive law of engineered cementitious composites [J]. Journal of Advanced Concrete Technology, 2008, 6(1): 181-193. DOI: 10.3151/jact.6.181.

[49] WANG Z, LI B, LI L, et al. Design of an explicit crack bridging constitutive model for engineered cementitious composites using polyvinyl alcohol (PVA) or polyethylene (PE) fiber [J]. Materiales de Construcción, 2024, 74(354): e342-e342. DOI: 10.3989/mc.2024.367923.

[50] HOU M, LI V C. Tailoring crack width control of LC3-based engineered cementitious composites (ECC) via fiber hybridization: from micromechanics design to macro investigation [J]. Materials & Design, 2023, 235: 112433. DOI: 10.1016/j.matdes.2023.112433.

录用稿件，非最终出版稿