DOI:10.11918/202502032

考虑骨料特征影响的轻骨料混凝土断裂性能与分析模型

魏 慧,赵兴鑫,吴 涛,曾湖斌

(长安大学 建筑工程学院,西安 710061)

摘 要:轻骨料混凝土的断裂行为受骨料特征影响显著,为提升轻骨料混凝土的断裂性能并验证现有模型的适用性,通过70个三点弯曲缺口梁试验,采用两种方法计算轻骨料混凝土的断裂能,对比双K断裂模型(DKFM)和离散颗粒断裂模型(DPFM)的适用性,并系统分析轻骨料平均粒径(d_{ave})、体积分数(V_a)、骨料强度和砂浆水胶比对材料断裂能(G_F)和断裂韧度(K_{Ic})的影响规律。结果表明:各组轻骨料混凝土的断裂路径均呈现“骨料贯穿破坏”特征,轻骨料与普通骨料的增韧阻裂机制存在显著差异;当轻骨料$d_{ave}\leqslant 10$ mm时,G_F随d_{ave}增大而提升,但当$d_{ave}>10$ mm且$V_a>40\%$时,混凝土内部缺陷增加导致断裂性能明显降低;提高骨料强度可改善断裂性能,但效果有限;基于不同曲线计算的G_F差异较大,G_{F-CMOD}约为G_{F-WFM}的0.71倍;通过提出骨料特征相关函数,并修正虚拟裂纹系数β_{fic}和特征裂纹长度系数β_{ch}后,$K_{Ic-DPFM}$与$K_{Ic-DKFM}$的预测结果吻合较好。

关键词:轻骨料混凝土;断裂能;断裂韧度;双K断裂模型;离散颗粒断裂模型

中图分类号:TU528.2 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0013-14

Fracture properties and analysis model of lightweight aggregate concrete considering effects of aggregate characteristics

Wei Hui, Zhao Xingxin, Wu Tao, Zeng Hubin

(School of Civil Engineering, Chang′an University, Xi′an 710061, China)

Abstract: The fracture behavior of lightweight aggregate concrete (LWAC) is significantly influenced by aggregate characteristics. To improve the fracture properties of LWAC and verify the applicability of established models, this paper conducted seventy three-point bending notched beam tests and adopted two methods to calculate the fracture energy (G_F) of LWAC. The paper compared the applicability of the double-K fracture model (DKFM) and discrete particle fracture model (DPFM) and systematically analyzed the effect of lightweight aggregate′s average particle size (d_{ave}), volume fraction (V_a), aggregate strength, and mortar water-binder ratio on the material′s G_F and fracture toughness (K_{Ic}). Results indicate that the fracture paths of all groups of LWAC exhibit the characteristic of "aggregate penetration failure", and there exist significant differences in the toughening and crack-inhibiting mechanisms between lightweight and conventional aggregates. When $d_{ave}\leqslant 10$ mm, G_F increases with the increase in d_{ave}. However, when $d_{ave}>10$ mm and $V_a>40\%$, the increase in internal defects of concrete results in a significant reduction in fracture properties. Enhancing aggregate strength can improve fracture properties, but the effect is limited. Significant discrepancies are observed between G_F values calculated via different methods. Crack mouth opening displacement (G_{F-CMOD}) is approximately 0.71 times that of the work of fracture method (G_{F-WFM}). An aggregate characteristic-related function is proposed to modify the virtual crack coefficient β_{fic} and characteristic crack length coefficient β_{ch}, and the predicted results of $K_{Ic-DPFM}$ and $K_{Ic-DKFM}$ are in good agreement.

Keywords: lightweight aggregate concrete; fracture energy; fracture toughness; double-K fracture model; discrete particle fracture model

轻骨料混凝土(lightweight aggregate concrete, LWAC)因其轻质高强、耐久耐火、隔热保温等优异特性,在提升结构效率、延长使用寿命、降低建筑运维能耗等方面展现出显著优势,得到了广泛应用。此外,随着天然矿石骨料开发受限,新型固废骨料[1]、免烧骨料[2]等绿色人造轻骨料不断涌现,轻骨料及LWAC正逐步成为未来工程结构中不可或缺的绿色建筑材料。

收稿日期:2025-02-20;**录用日期**:2025-04-25;**网络首发日期**:2025-09-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250917.1034.006
基金项目:国家自然科学基金面上项目(52378122);陕西省秦创原“科学家+工程师”队伍建设项目(2025QCY-KXJ-091);西安市“科学家+工程师”队伍建设项目(2025JH-KGYB-0032)
作者简介:魏 慧(1990—),女,博士,副教授
通信作者:吴 涛,wutao760922@163.com

粗骨料在混凝土中体积占比达 30% ~50%，其特性(如粒径、强度及体积分数等)对混凝土的断裂性能具有显著影响。普通混凝土(normal weight concrete，NWC)中断裂能(fracture energy，G_F)随着骨料粒径增大而增大[3]，但 Sim 等[4]认为 LWAC 骨料粒径超过 8 mm 时，粒径对断裂参数影响较小。骨料形状和强度是影响裂纹扩展模式和最终断裂行为的重要因素[5-6]，Wang 等[7]的研究表明，随轻骨料强度从 40% 增大至 120% 时，LWAC 峰值荷载增加 14.94%，当粗骨料体积分数由 30% 提高至 60% 时，断裂韧度(fracture toughness，K_{Ic})呈现先增大后减小趋势，而 NWC 的研究[8]中，当粗骨料体积分数从 19% 增加至 37%，K_{Ic}始终提高。Huang 等[9]模拟分析了轻骨料不同形状和体积分数下内部裂缝发展过程，Gao 等[10]提出基于随机数的轻骨料随机分布模型，观察到 LCA 力学性能与砂浆基体强度和骨料强度呈正相关，同时与骨料体积分数呈负相关。有关 LWAC 的研究不断涌现纤维增韧[11]、细观有限元[12-13]、机器学习[14]等新方法，但试验研究仍然较少，LWAC 的抗压强度偏低，多数研究[15]在 15 ~35 MPa，不能满足 LWAC 高强度结构化应用的需求，对于低水胶比或强度高于 40 MPa 的结构 LWAC，骨料特征对 LWAC 断裂性能的影响仍需进一步研究。

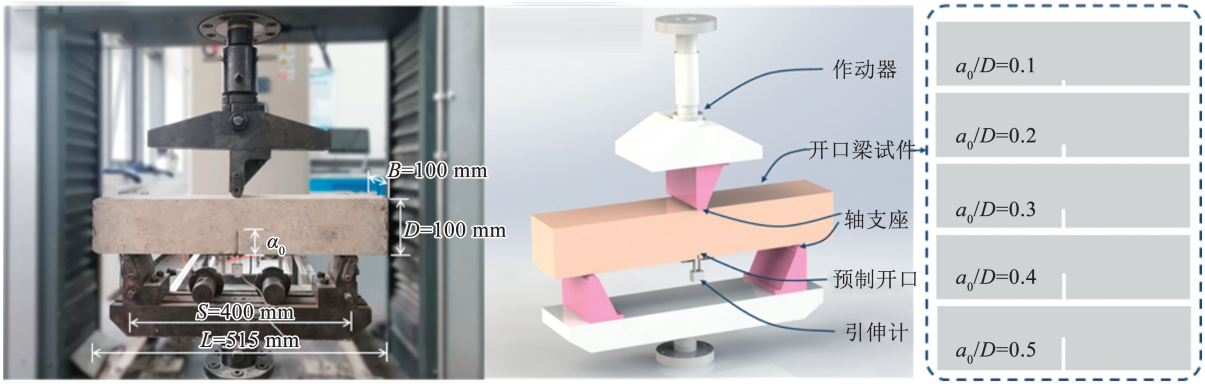
为描述断裂行为，常采用断裂功法(work of fracture method，WFM)计算[16]单位裂缝面生成所需的能量，即总功断裂能，但混凝土裂缝尖端存在软化区域，WFM 难以描述该非线性断裂行为，导致 G_F尺寸效应显著。Hillerborg 引入软化曲线建立了虚拟裂缝模型，自此无尺寸效应的断裂指标尤为重要。获得无尺寸效应的断裂参数常采用非线性弹性断裂模型和两极限准则两类方式。前者包括等效裂缝模型、双参数模型和徐世烺等[17]提出的双 K 断裂模型(double K fracture model，DKFM)，后者主要以尺寸效应模型、边界效应模型和由此发展的离散颗粒断裂模型(discrete particle fracture model，DPFM)[18-19]为主。目前，多数 LWAC 研究仅采用单一断裂模型进行分析，缺乏不同模型间的对比研究，同时测试简单，广泛使用的 DPFM 是否适用于易发生骨料断裂的 LWAC 也有待验证。

综上，完成了 70 个 LWAC 三点弯曲缺口梁试验，采用 WFM 和 JCI-S-001 计算 G_F，利用 DKFM 和 DPFM 分析 K_{Ic}，明确了轻骨料粒径、体积分数、筒压强度和砂浆水胶比对 LWAC 断裂性能的影响规律，对比了各模型计算 LWAC 断裂参数的适用性，提出了反映 LWAC 骨料特征的 DPFM 分散系数取值方法。

1 试 验

1.1 试件设计

根据骨料特征参数和水胶比的不同，设计了 14 组混凝土配合比，每组设置 5 种初始缝高比($a_0/D=0.1\sim0.5$)，每种缝高比试件测试一次，共完成 70 根三点弯曲缺口梁试验[20]。试件长度 L 为 515 mm、截面宽度 B 和高度 D 均为 100 mm、净跨 S 为 400 mm，跨中初始缺口宽度 b_0为 2 mm，试件参数及试验简图见图 1。



(a) 试验过程 (b) 试验装置与缺口梁示意

图 1 试件参数设计及加载装置

Fig. 1 Specimen parameter design and loading device

表 1 给出试验所需混凝土配合比设计方案，将各组胶砂比均设为 0.78，以减少砂浆性能变化对断裂行为的影响。LC 为基准组，采用 900 级页岩陶粒，骨料粒径均值 d_{ave}为 9.56 mm，骨料体积分数 V_a为 40%，水胶比为 0.27，其中，骨料粒径均值 d_{ave}可由式(1)确定[21]：

$$d_{ave} = (1 + V_{tot}) \sum_{i=1}^{n} (V_i d_{i-max}) \quad (1)$$

式中：d_{i-max}为筛分曲线中第 i 类筛分粒径下的骨料最大粒径，V_i为第 i 类筛分粒径下骨料占混凝土的

体积分数，V_{tot}为所有粗细骨料占混凝土的体积分数。

设置4 个对照组分别研究骨料粒径(均值为7.23、8.26、9.56、11.92 mm)、骨料类型和强度(500 级、700 级、900 级轻骨料和普通骨料)、骨料体积分数(30%、40% 和 50%)、水胶比(0.27、0.32 和0.40)对材料断裂性能的影响。同时，设置1 个砂浆组以分析加入粗骨料对材料断裂参数变化的贡献程度。强度等级对于轻骨料混凝土断裂性能同样重要，但本文重点关注轻骨料特性带来的影响，因此，未将强度等级作为变量分组。

同时，各组配合比制作3 个100 mm×100 mm×300 mm 和3 个 100 mm×100 mm×400 mm 棱柱体试块分别用于轴心抗压强度和抗折强度测试。所有试块与梁试件在拆模后应立即放入温度为 20 ℃ ± 2 ℃、相对湿度为 95% 以上的标准养护室中养护28 d，28 d 后取出置于常温环境等待测试。

表 1　材料配合比设计方案

Tab. 1　Mixture proportion design schemes of materials

研究变量	组别	材料用量/kg					粗骨料粒径/mm		水胶比	粗骨料体积分数 V_a/%	粗骨料类型
		水泥	粉煤灰	硅灰	粗骨料	中砂	范围	均值 d_{ave}			
基准组	LC	434.2	65.1	43.4	594.1	689.3	5～16	9.56	0.27	40	900 级
A(骨料粒径)	LC-7.23	434.2	65.1	43.4	594.1	689.3	5～10	7.23	0.27	40	900 级
	LC-8.26						5～13	8.26			
	LC-11.92						10～16	11.92			
B(骨料强度/类型)	LC-500	434.2	65.1	43.4	274.3	689.3	5～16	9.56	0.27	40	500 级
	LC-700				390.6						700 级
	NWA				1 000						普通骨料
C(骨料体积分数)	LC-30	502.7	75.4	50.3	457.0	798.1	5～16	7.74	0.27	30	900 级
	LC-50	352.7	52.9	35.3	757.4	559.8		11.37		50	
D(水胶比)	LC-0.32	417.6	62.6	41.8	594.1	669.3	5～16	9.56	0.32	40	900 级
	LC-0.40	391.0	58.6	39.1	594.1	626.5			0.40		
E(砂浆组)	M-0.27	723.7	108.5	72.3	—	1 148.8	—	—	0.27	—	—
	M-0.32	696.0	104.4	69.6	—	1 115.5	—	—	0.32	—	—
	M-0.40	651.7	97.7	65.1	—	1 044.2	—	—	0.40	—	—

1.2　材料性能

选取 500 级、700 级和 900 级碎石型页岩陶粒制备试验所需 LWAC，根据 JGJ/T 12—2019《轻骨料混凝土应用技术标准》[22] 测得骨料基本性能，见表2。细骨料采用渭河中砂，细度模数为 2.6。胶凝材料选用 P.O 42.5 普通硅酸盐水泥、Ⅱ级 F 类粉煤灰和 EM925U 微硅粉。拌和水为实验室自来水，外加剂选用减水率为 20% 的 BKS-199 聚羧酸高效减水剂，掺量为胶凝材料用量的 1%，以确保新拌混凝土和易性良好。为量化分析骨料粒径影响，按筛分粒径为 7.5、10、13、16 mm 对粗骨料进行筛分重组，各组通过率见图 2。

1.3　加载方案及测点布置

试验选用 SANS 微机控制电液伺服万能试验机进行加载，荷载 P 和加载点竖向位移 δ 均由万能试验机内置传感器采集，裂缝张口位移(crack mouth opening displacement，CMOD，d_{CMO})通过夹式引伸计量测，见图 1。试验全程采用位移控制加载模式，加载速率为 0.05 mm/min，当荷载降至峰值荷载的 5% 且曲线趋于平缓时停止加载。为确保获取加载数据的稳定性，加载前以 0.1 kN 荷载对试件进行预压。

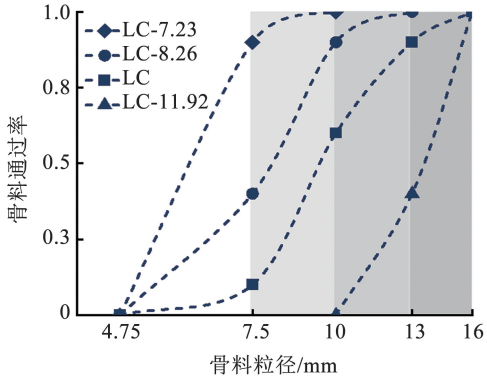


图 2　粗骨料筛分通过率

Fig. 2　Screening passing rate of coarse aggregates

表 2 骨料的物理和力学性能

Tab. 2 Physical and mechanical properties of aggregates

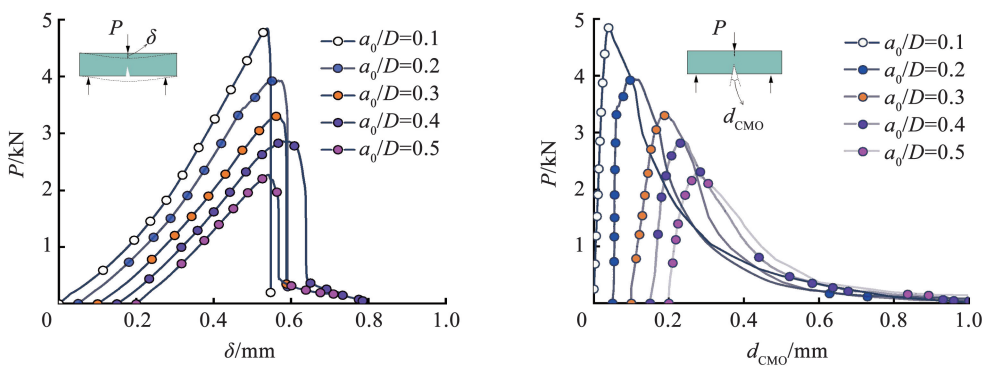
粗骨料种类	骨料形貌	堆积密度/($kg \cdot m^{-3}$)	表观密度/($kg \cdot m^{-3}$)	1 h 吸水率/%	24 h 吸水率/%	筒压强度/MPa
500 级页岩轻骨料		490	701	8.0	9.1	3.9
700 级页岩轻骨料		696	1 003	5.1	5.9	5.1
900 级页岩轻骨料		860	1 521	2.2	2.6	6.9
天然碎石骨料		1 550	2 592	0.41	0.41	20.6

2 试验现象与断裂机制

2.1 破坏过程

以基准组(LC 组)试件为例,LWAC 三点弯曲梁的典型 P-δ 曲线和 P-CMOD 曲线见图 3。

P-δ 曲线可划分为弹性上升段、失稳下降段和残余承载段 3 个典型阶段。当荷载达到峰值强度后呈现急剧退化现象,主要由骨料断裂及材料脆性特征显著所致。随着初始裂缝高度与试件高度比(a_0/D)由 0.1 增至 0.5,试件柔度呈渐增趋势,相应 P-δ 曲线出现残余阶段。这表明较大缝高比的试件更易呈现稳定软化行为,建议 LWAC 三点弯曲梁试验应避免选取过小的缝高比与跨高比。



(a) 基准组试件P-δ曲线 (b) 基准组试件 P-d_{CMO}曲线

图 3 典型试验曲线

Fig. 3 Typical test curves

P-CMOD 曲线经历线性上升段、失稳段和下降段 3 部分。*P*-CMOD 曲线均能捕获完整的断裂过程。随着初始缝高比(a_0/D)增大，曲线上升段斜率呈减小趋势，且曲线下降段初始切线斜率更平缓。

2.2　断裂机制差异

图 4 为 LWAC 与 NWC 的断裂路径和断面形貌对比，采用 image 软件计算裂纹路径长度 l_c 和骨料断裂面积占比 A_a/A，可知 LWAC 中裂纹路径相对平滑，裂缝偏折的角度小且数量少，各组断裂面均呈现“骨料贯穿破坏”特征，而 NWC 裂纹路径更曲折，存在界面过渡区(interfacial transition zone，ITZ)、砂浆和骨料断裂等复合破坏模式，随着强度提高 NWC 断裂面亦会以粗骨料断裂为主。骨料特征对于材料断裂能量耗散过程产生增韧效应[23]，但中低强度等级下轻骨料与普通骨料细观作用机制存在明显差异(见图 5)，轻骨料特征造成的断裂增韧效应减弱，是导致 LWAC 的 G_F 和 K_{Ic} 差异的主要内因。结合文献分析如下：

1)裂纹路径偏转。当骨料强度远高于砂浆和 ITZ 时，裂纹无法贯穿骨料而发生路径偏转，沿 ITZ 穿越砂浆扩展。由于轻骨料多孔、强度较低，基于最小能量释放原理(即系统总是倾向于向最低能量状态或最稳定状态转化)可以解释断裂过程中裂纹更倾向于穿透轻骨料颗粒，而不是发生沿 ITZ 破坏的裂纹路径偏转。

2)裂纹尖端屏蔽。裂尖过程区(fracture process zone，FPZ)因荷载作用产生微裂纹，导致材料局部弹性模量退化、应力强度因子降低，在裂纹尖端形成屏蔽增韧效应，其区域宽度通常与粗骨料的体积分数和比表面积有关[24]。Chen 等[25]通过 CT 扫描、细观-离散元联合建模发现细观裂纹首先在骨料的孔隙处萌生，导致裂缝更易穿过骨料，缩小了 FPZ 宽度，减弱了裂缝扩展过程中的能量耗散效果。

3)圈闭-桥联互锁。因裂缝前端砂浆与骨料相互作用，阻碍或延缓裂纹扩展，产生圈闭-桥联互锁的增韧效应，其效果与骨料强度和刚度直接相关，因此，轻骨料互锁效果不如普通骨料。但加入纤维可显著提升 LWAC 的桥联互锁效应，能量耗散能力可提升约 8.5 倍[26]。

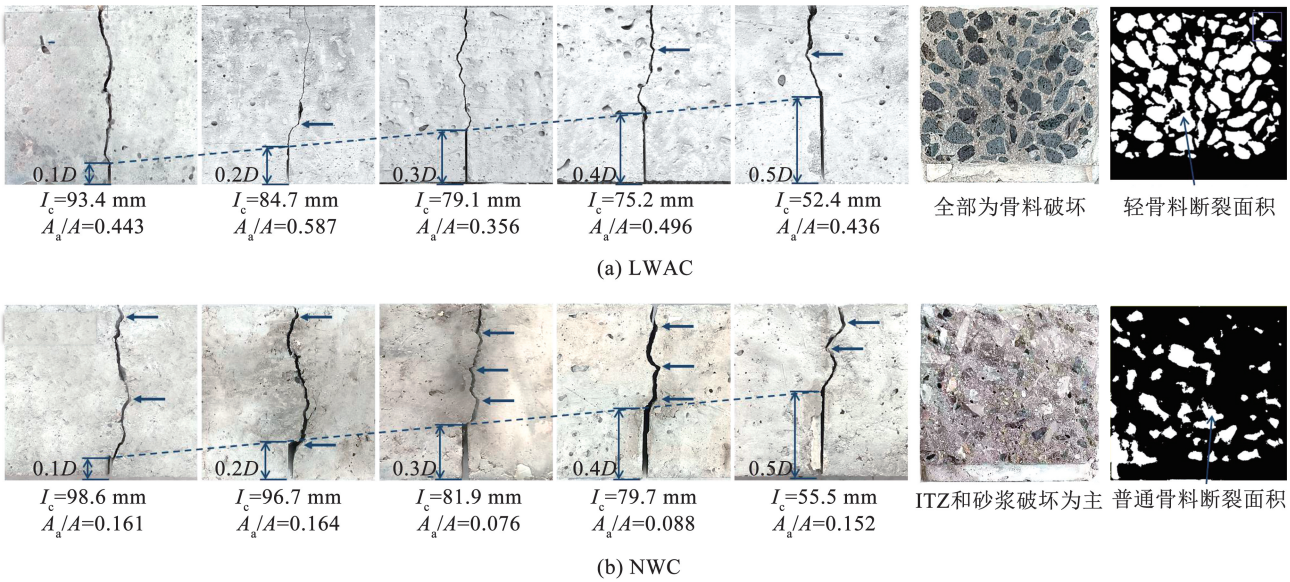


图 4　LWAC 和 NWC 断裂路径和断面形貌

Fig. 4　Fracture paths and fracture surface morphologies of LWAC and NWC

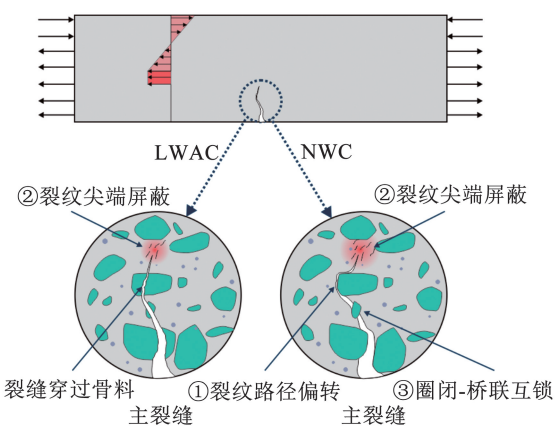


图 5　混凝土断裂增韧机制

Fig. 5　Fracture toughening mechanisms of concrete

3　试验结果与分析

3.1　断裂能计算

3.1.1　基于 *P*-δ 曲线的断裂功法(WFM)

根据 RILEM 标准[27]，假定外荷载所做功全部用于断裂过程区内裂纹的扩展，通过试验测得荷载-挠度曲线的包络面积，即单位面积的能量释放率，可由式(2)计算：

$$G_F = \frac{W_0 + mg\delta_0}{B(D - a_0)} \tag{2}$$

式中：B 和 D 分别为试件截面宽度和高度；a_0 为初始

裂缝高度；W_0为外荷载做的功，$W_0 = \int_0^{\delta_0} P(\delta)\,\mathrm{d}\delta$；$\delta_0$为试件最终断裂破坏时的跨中挠度；$m$ 为支承点间梁的质量，可由密度进行估算；g 为重力加速度。三点弯曲梁试件参数及计算结果如表 3 所示。

表 3　三点弯曲梁试件断裂参数的试验及计算结果

Tab. 3　Experimental and calculated results of fracture parameters of three-point bending beam specimens

组别	f_c/Pa	ρ_d/(kg·m^{-3})	E/GPa	f/MPa	a_0/D	P_{max}/kN	d_{CMO_c}/mm	G_F/(N·m^{-1}) WFM	G_F/(N·m^{-1}) JCI-S-001	a_c/mm	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DKFM	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DPFM	f_t/MPa
LC	43.8	1 932	24.44	4.6	0.1	4.847	0.037	137.8	94.5	35.83	1.085		
					0.2	3.955	0.043	144.4	88.9	42.81	1.073		
					0.3	3.306	0.047	127.4	95.5	47.79	1.039	1.055	3.11
					0.4	2.862	0.056	148.1	97.0	53.61	1.085		
					0.5	2.272	0.061	111.2	101.2	58.92	1.041		
LC-7.23	48.1	1 951	25.62	3.3	0.1	4.680	0.036	136.1	96.3	37.15	1.085		
					0.2	3.809	0.044	131.7	86.1	44.90	1.098	1.172	3.46
					0.3	3.540	0.045	122.9	95.5	46.44	1.068		
					0.4	3.223	0.046	112.7	90.8	48.55	1.037		
					0.5	2.554	0.053	116.6	94.6	55.21	1.023		
LC-8.26	45.8	1 949	25.10	4.4	0.1	4.789	0.036	147.5	96.5	36.40	1.089		
					0.3	3.496	0.047	134.9	100.3	47.10	1.076	1.124	3.32
					0.4	2.787	0.052	117.2	99.4	52.91	1.032		
					0.5	2.268	0.058	113.9	96.5	58.36	1.017		
LC-11.92	38.8	1 940	23.49	4.1	0.1	3.728	0.037	130.6	98.2	40.05	0.936		
					0.2	3.511	0.043	119.1	79.2	44.29	0.994		
					0.3	3.445	0.047	126.6	80.2	46.31	1.035	0.824	2.43
					0.4	2.146	0.057	111.3	80.7	57.87	0.945		
					0.5	1.852	0.061	99.7	66.3	61.59	0.940		
LC-500	31.2	1 679	18.70	2.5	0.1	3.691	0.037	147.6	87.4	36.19	0.834		
					0.2	3.137	0.045	112.8	86.2	43.05	0.857		
					0.3	2.076	0.048	71.2	77.7	51.76	0.740	0.750	2.21
					0.4	1.572	0.056	68.6	63.6	59.22	0.728		
					0.5	1.347	0.066	74.1	71.1	64.02	0.756		
LC-700	38.9	1 912	23.07	3.8	0.1	4.316	0.040	148.4	100.8	38.70	1.044		
					0.2	3.539	0.042	127.7	93.5	43.36	0.975		
					0.3	3.071	0.048	117.5	96.0	48.23	0.978	0.919	2.71
					0.4	2.165	0.053	103.3	66.5	56.17	0.897		
NWA	52.9	2 358	35.71	5.9	0.1	6.391	0.030	253.8	138.5	35.88	1.367		
					0.2	4.841	0.038	187.9	134.5	45.30	1.355		
					0.3	3.670	0.043	137.5	103.8	52.38	1.284	1.276	3.77
					0.4	3.068	0.048	124.6	110.2	57.31	1.276		
					0.5	2.280	0.054	81.5	89.6	63.64	1.216		
LC-30	47.5	1 978	25.82	4.3	0.1	4.673	0.038	157.8	98.3	37.83	1.104		
					0.2	4.018	0.044	132.7	100.6	44.45	1.143		
					0.3	3.653	0.048	130.5	99.0	48.11	1.160	1.120	3.31
					0.4	2.516	0.056	149.1	86.0	56.41	1.051		
					0.5	2.073	0.061	125.9	101.7	61.37	1.043		
LC-50	38.4	1 892	22.73	3.9	0.1	3.936	0.040	119.1	81.2	40.33	0.996		
					0.2	3.242	0.046	129.4	86.7	45.99	0.965		
					0.3	2.586	0.052	141.2	73.4	52.16	0.934	0.775	2.29
					0.4	1.922	0.060	103.8	79.1	60.26	0.926		

表 3(续)

组别	f_c/Pa	ρ_d/(kg·m^{-3})	E/GPa	f/MPa	a_0/D	P_{max}/kN	d_{CMO_c}/mm	G_F/(N·m^{-1}) WFM	G_F/(N·m^{-1}) JCI-S-001	a_c/mm	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DKFM	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DPFM	f_t/MPa
LC-0.32	37.0	1 844	21.85	2.5	0.1	4.129	0.036	150.4	95.1	35.97	0.928	0.849	2.51
					0.2	3.188	0.043	135.2	82.0	43.47	0.882		
					0.3	2.526	0.050	100.7	79.8	49.88	0.848		
					0.4	2.232	0.055	101.8	86.9	54.97	0.886		
LC-0.40	31.3	1 795	19.93	2.2	0.1	3.684	0.036	149.8	109.8	35.86	0.826	0.775	2.29
					0.3	2.476	0.049	96.5	69.7	48.73	0.801		
					0.4	1.866	0.056	97.3	67.9	55.54	0.756		
					0.5	1.356	0.062	89.3	68.5	62.42	0.712		
M-0.27	57.3	2 155	27.37	4.2	0.1	4.711	0.039	162.5	101.8	38.51	1.134	0.822	4.33
					0.2	4.112	0.044	176.8	119.3	44.20	1.161		
					0.4	3.476	0.049	187.5	149.7	48.94	1.133		
M-0.32	48.6	2 107	26.12	2.5	0.1	4.039	0.042	173.6	103.7	41.79	0.996	0.672	3.61
					0.2	3.364	0.049	152.3	124.7	48.64	0.995		
					0.3	2.649	0.055	138.7	128.4	54.73	0.944		
M-0.40	38.1	2 068	24.24	2.2	0.1	3.752	0.041	155.1	115.9	40.52	0.954	0.620	3.48
					0.2	3.206	0.047	142.8	101.8	46.56	0.971		
					0.3	2.641	0.052	134.2	90.58	51.71	0.940		
					0.4	1.612	0.063	92.4	78.3	62.99	0.866		
					0.5	1.333	0.067	100.6	102.6	67.04	0.855		

3.1.2　基于 P-CMOD 曲线的 JCI-S-001 方法

试验机刚度不足等因素导致部分试件难以获取稳定的荷载-位移曲线，依据 JCI-S-001—2003[28]，可采用 P-CMOD 曲线计算 G_F，即

$$G_F = \frac{0.75W_0 + W_1}{B(D - a_0)} \tag{3}$$

$$W_1 = 0.75\left(\frac{S}{L}m_1 + 2m_2\right)gd_{CMO_c} \tag{4}$$

式中：W_0为 P-CMOD 曲线的包络面积，W_1为试件自重和试验机附属夹具自重所做的功，S 和 L 分别为试件跨度和长度，m_1和 m_2分别为试件和引伸计的质量，d_{CMO_c}为临界裂缝张口位移。

3.2　断裂韧度计算

3.2.1　双 K 断裂韧度

基于线性渐进叠加假定，徐世烺首次提出双 K 断裂模型，定义了起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini}和失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un}作为混凝土断裂过程的判断准则[29]。根据 DL/T 5332—2005《水工混凝土断裂试验规程》(简称《规程》)[30]，混凝土失稳断裂韧度计算如下。

失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un}表征临界状态下构件抵抗外力的能力，可由峰值荷载 P_{max}和临界有效裂缝长度 a_c计算得到，即

$$K_{Ic}^{un} = \frac{1.5(P_{max} + mg/2)S\sqrt{a_c}}{BD^2}f(\alpha) \tag{5}$$

式中：α 为试件缝高比($\alpha = a_0/D$)；$f(\alpha)$为几何形状参数，对 $S/D = 4$ 的三点弯曲试件按式(6)计算：

$$f(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1-\alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{(1+2\alpha)(1-\alpha)^{3/2}} \tag{6}$$

临界有效裂缝长度 a_c如下计算：

$$a_c = \frac{2}{\pi}(D+H)\arctan\sqrt{\frac{BEd_{CMO_c}}{32.6P_{max}} - 0.1135} - H \tag{7}$$

式中：H 为钢片刀口厚度，E 为计算弹性模量[31]。失稳断裂韧度可视为材料常数[32]，为便于模型对比，仅计算失稳断裂韧度并将其均值记为 $K_{Ic-DKFM}$。

3.2.2　离散颗粒断裂模型

Chen 等[18]、管俊峰等[33-35]基于边界效应理论，推导了适用于小尺寸混凝土试件的 DPFM，可用于建立不同尺寸混凝土试件的不同峰值荷载 P_{max}与材料参数(无尺寸效应的混凝土材料参数 K_{Ic}与拉伸强度 f_t)之间的联系，模型概括如下：

$$\sigma_n = \frac{1.5(S/B)P_{max}}{(D-a_0)(D-a_0+2\Delta a_{fic})} \tag{8}$$

$$\sigma_n = \frac{f_t}{\sqrt{1+\dfrac{a_e}{a_{ch}^*}}} \tag{9}$$

式中：a_{ch}^*为特征裂缝长度，可由破坏准则（即断裂韧度准则 K_{Ic} 与强度准则 f_t 的交点）得到，即 $a_{ch}^* = 0.25(K_{Ic}/f_t)^2$；$a_e$为等效裂缝长度，可反映试件几何结构边界影响，按下式计算：

$$a_e(\alpha, a_0) = \left[\frac{(1-\alpha)^2 f(\alpha)}{1.12}\right]^2 \times a_0 \tag{10}$$

为进一步简化确定混凝土试件峰值荷载时对应的虚拟裂缝扩展量 Δa_{fic} 和特征裂缝长度 a_{ch}^*，引入虚拟裂缝分散系数 β_{fic} 和特征裂缝长度分散系数 β_{ch}，反映准脆性断裂扩展和应变软化关系的不连续性，简化如下[36]：

$$\Delta a_{fic} \approx \beta_{fic} d_{ave} \approx 1.5 d_{ave} \tag{11}$$

$$a_{ch}^* = 0.25\left(\frac{K_{Ic}}{f_t}\right)^2 \approx \beta_{ch} d_{ave} \approx 3 d_{ave} \tag{12}$$

$$K_{Ic} = 2 f_t \sqrt{3 d_{ave}} \tag{13}$$

可推导[37]得峰值荷载 P_{max} 如下：

$$P_{max} = f_t \times A_e(D, a_0, d_{ave}) = f_t \times \frac{(D-a_0)(D-a_0+3d_{ave})}{1.5 \times \left(\dfrac{S}{B}\right)\sqrt{1+\dfrac{a_e}{3d_{ave}}}} \tag{14}$$

式(14)的物理含义为：断裂荷载 = 抗拉强度 f_t × 等效面积 A_e，则 $P_{max} - A_e$ 关系可表示为一条过原点(0,0)且斜率为 f_t 的直线。通过多个相似试件的 P_{max} 和 A_e 可拟合求得 f_t，进而使用式(13)计算 K_{Ic}。

3.3 影响因素分析

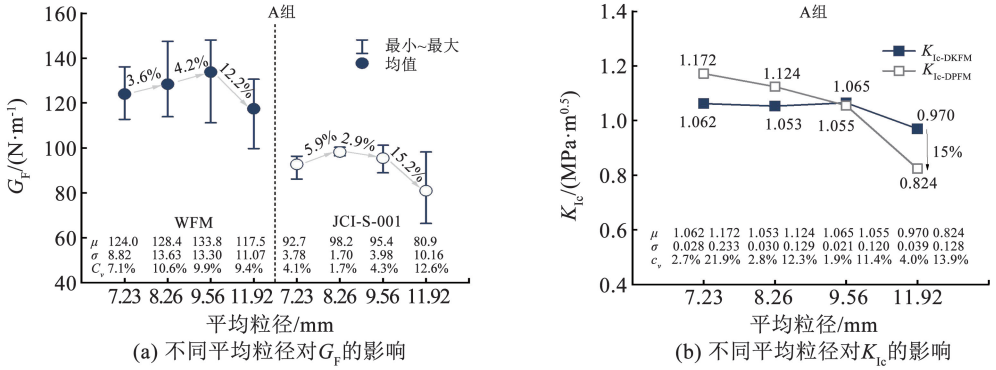
3.3.1 骨料粒径

图 6(a)是骨料平均粒径与 G_F 的关系，可以看出，随着平均粒径的增大，LWAC 的 G_F 呈现先增大后减小的趋势，这与 NWC 中 G_F 随着粒径增大而单调增大的规律有所区别。由图 6(b)可知，骨料平均粒径的变化对 $K_{Ic-DKFM}$ 的影响不明显，平均粒径为 7.23 mm 的 $K_{Ic-DKFM}$ 仅比 11.92 mm 大 9.5%，而 $K_{Ic-DPFM}$ 随着轻骨料平均粒径的增大持续降低，最大粒径比最小粒径的 $K_{Ic-DPFM}$ 低 29.7%。断裂性能随骨料粒径的变化已有众多报道，结合现有文献分析该现象源于 3 个方面。

1)骨料粒径增大带来曲折性增大，G_F 提升。粗骨料迫使裂缝绕行或分叉，显著增加扩展路径的曲折度，裂缝分形维数增大，所需能量增大。NWC 中骨料粒径越大，混凝土的 G_F 和 K_{Ic} 越大，但 LWAC 因大粒径骨料阻碍能力较弱，随骨料粒径持续增大后 G_F 和 K_{Ic} 出现下降趋势。

2)骨料粒径增大导致 ITZ 的孔隙率与应力分布变化。小粒径轻骨料具有更大的比表面积和吸返水能力，减少了 ITZ 自由水的富集，抑制了局部高水胶比的形成，降低了 ITZ 孔隙率，使其应力分布更均匀[38]。同时，离散的小粒径骨料断裂可分散材料内部应力，裂纹扩展行为被离散化，进而提高 LWAC 抗压强度[39]。

3)骨料粒径增大导致骨料内部缺陷增多，G_F 下降。小粒径轻骨料烧结后外壳由氧化硅、氧化铝结晶组成，整体孔隙较少、质地较硬，大粒径骨料成分相似，但孔径是从内到外逐渐变小的核壳结构[40]，相同体积下大粒径骨料引入更多缺陷，导致了大粒径骨料增多后，内部薄弱区域增加，G_F 出现下降趋势。



(a) 不同平均粒径对G_F的影响　　(b) 不同平均粒径对K_{Ic}的影响

图 6 骨料平均粒径的影响

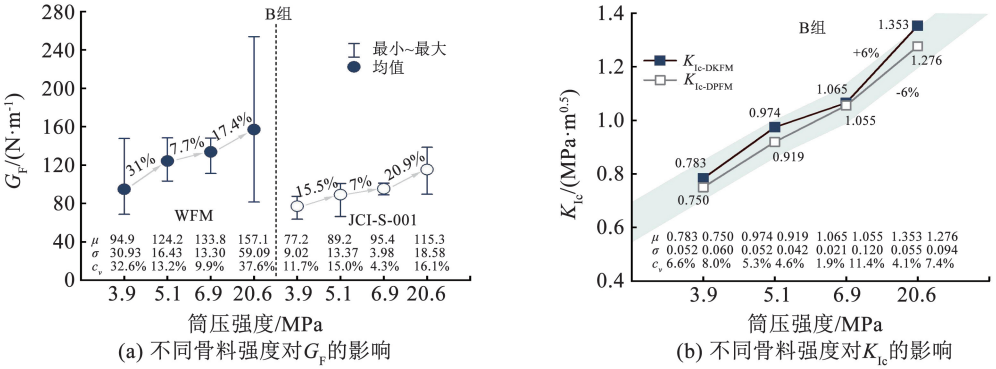
Fig. 6 Effect of average particle size of aggregates

3.3.2 骨料强度

图 7 显示了采用筒压强度高的骨料配制的混凝土具有更大的断裂能。采用筒压强度为 3.9 MPa 的轻骨料与筒压强度为 6.9 MPa 的轻骨料配制 LWAC，筒压强度增加 77%，G_{F-WFM} 和 G_{F-CMOD} 增加 41% 和 23.6%，$K_{Ic-DKFM}$ 和 $K_{Ic-DPFM}$ 分别增加 36% 和

40.7%。这是由于骨料本身的强度提高，通常伴随孔隙率降低和密度增加、孔隙缺陷减少、阻裂能力增强[41]，进一步提高了混凝土的断裂性能。

然而，骨料强度对断裂性能的提升效果有限。由图 7(b)可知：普通骨料比 900 级轻骨料强度增加 198.6%，但 K_{Ic} 仅提高 27% 和 20.9%，表明增加骨料强度并非提升混凝土断裂性能的高效手段，因为 NWC 中断裂性能受限于 ITZ 质量，而 LWAC 中砂浆结构对整体断裂性能的贡献更大。



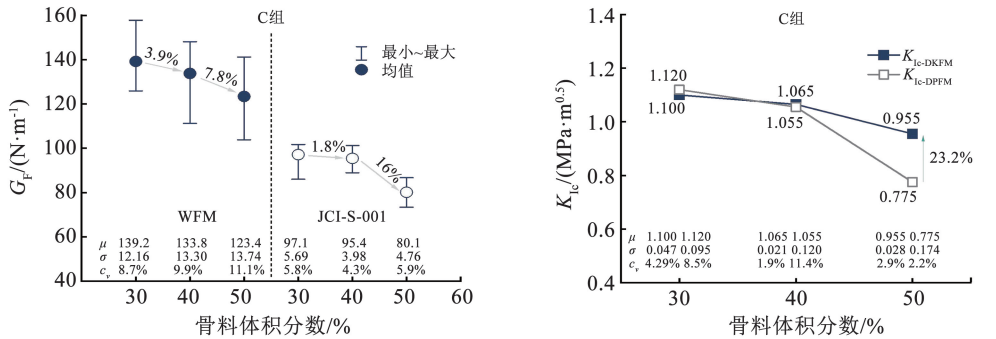
(a) 不同骨料强度对G_F的影响　　(b) 不同骨料强度对K_{Ic}的影响

图 7　骨料强度的影响

Fig. 7　Effect of aggregate strength

3.3.3　骨料体积分数

增大 NWC 的骨料体积分数可加强混凝土断裂增韧机制，但应避免 ITZ 质量劣化带来的负面影响，最优范围为 30% ~40%。然而随着 LWAC 骨料体积分数的增大，材料的 G_F、K_{Ic} 均呈现降低趋势，见图 8。



(a) 不同骨料体积分数对G_F的影响　　(b) 不同骨料体积分数对K_{Ic}的影响

图 8　骨料体积分数的影响

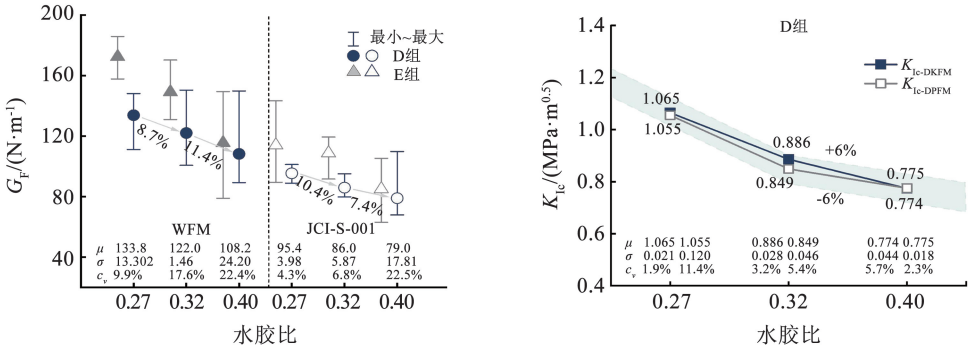
Fig. 8　Effect of aggregate′s volume fraction

归因于 LWAC 中砂浆是主要受力结构，骨料增多削弱了砂浆的完整性，并引入更多孔隙和微裂纹。相比之下，表 3 中砂浆组的 G_F 始终高于 LWAC，表明即使轻骨料吸返水内养护效应改善了 LWAC 的 ITZ 结构，轻骨料仍是削弱 LWAC 断裂性能的关键因素[42]。值得注意的是：当粗骨料体积分数为 30% 和 40% 时，$K_{Ic-DKFM}$ 与 $K_{Ic-DPFM}$ 较为接近，但当其增至 50%，二者差距增大至 23.2%，且随着骨料体积分数增加 $K_{Ic-DPFM}$ 呈现出急剧下降的趋势，这说明 DPFM 对骨料的体积分数变化十分敏感。

3.3.4　水胶比

由图 9 可知，水胶比对 LWAC 断裂性能有显著影响，当水胶比从 0.27 增至 0.4 时，LWAC 断裂能降低了 17.8% ~20.1%，与砂浆断裂能降低幅度接近，$K_{Ic-DKFM}$ 和 $K_{Ic-DPFM}$ 分别降低了 27.3% 和 26.5%，两模型计算值差距在 6% 以内。断裂性能的降低源于水胶比升高加剧了基体孔隙生成，形成更多初始缺陷，导致裂纹更易沿薄弱界面扩展。此时，轻骨料因自身强度较低(相较于普通骨料)，无法有效阻碍裂纹扩展，断裂行为由基体破坏主导。

另外发现，仅降低水胶比对 LWAC 断裂性能的提升效果依旧有限。一方面，低水胶比使得砂浆强度提升但韧性下降；另一方面，轻骨料具有较高的孔隙率，基体增强后，骨料内的应力集中现象更明显，加速了以骨料失效为主导的断裂贯通。因此，水胶比降低造成砂浆体系和骨料体系的双重脆性加剧，导致低水胶比下 LWAC 的断裂性能提升困难。



(a) 不同水胶比对G_F的影响　(b) 不同水胶比对K_{IC}的影响

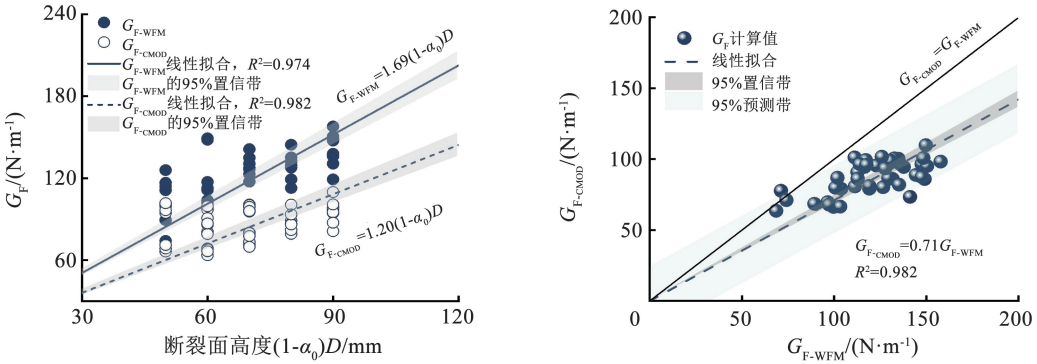
图 9　水胶比的影响

Fig. 9　Effect of water-binder ratio

3.4　模型对比研究

3.4.1　断裂能计算模型分析

图 10(a)对比了 WFM 和 JCI-S-001 的计算值，可以看出，G_{F-WFM}均值高于 G_{F-CMOD}，且随着断裂面高度增加两种模型的计算值差距增大。WFM 和 JCI-S-001 计算值均存在尺寸效应，拟合得到 G_{F-WFM} 和 G_{F-CMOD}的斜率分别为 1.69 和 1.20，R^2 为 0.974 和 0.982，说明 G_{F-WFM} 斜率更大，尺寸影响更显著，离散性更高。



(a) 尺寸效应分析　(b) WFM法和JCI-S-001计算值

图 10　WFM 和 JCI-S-001 计算结果对比

Fig. 10　Comparison of calculation results between WFM and JCI-S-001

由图 10(b)可知，LWAC 中 G_{F-CMOD}约为 G_{F-WFM} 的 0.71 倍，这归因于 WFM 计算的 G_F包括了试件完整断裂过程中的所有能量耗散，采用完整的 P-δ 曲线计算 G_F时受试件缺陷、加载方式和实验环境影响较大，而 JCI-S-001 仅测定裂纹尖端附近的 P-CMOD 关系，更关注稳定裂纹扩展阶段，避免了部分裂纹非稳定增长的影响，受试件本身缺陷及加载装置影响更小。同时，G_{F-WFM}与 G_{F-CMOD}可视为同一组样本在两种方法下得到的值，可采用配对样本 t 检验验证两组数据差异的显著性，利用 Shapiro-Wilk 检验验证差值的正态性，最后配对样本 t 检验得到双尾p 值约为 0，说明两种方法在计算轻骨料混凝土断裂能时差异显著，不是偶然的试验误差，具有统计学上的意义，也证明了两种方法机制存在差异。

3.4.2　断裂韧度计算模型分析

对比 DKFM 和 DPFM 计算结果，当轻骨料粒径较小(d_{ave}≤10 mm)且体积分数较低(V_a≤40%)时，轻骨料对 K_{Ic}影响较小，两模型预测结果接近；但当粒径增大(d_{ave} > 10 mm)或体积分数较高(V_a > 40%)时，骨料体系削弱对 $K_{Ic-DPFM}$的影响显著增强，导致两模型计算值差异加大。在不同骨料强度和水胶比条件下，两模型计算值差距未超过 6%，表明 DKFM 和 DPFM 在这些变量组中具有较好一致性。

从裂纹扩展的细观层面看，混凝土的开裂通常是分散和不连续的，由于骨料的存在，随着外荷载的增加，裂缝扩展为跨越(或穿过)骨料层级扩展，本质是跳跃性和不连续性的(见图 11)。DKFM 基于线性渐进叠加假设，以 P-CMOD 曲线和临界有效裂缝长度 a_c进行计算，骨料特征变化隐含在全局统计效应中，已被证明[32]适用于 LWAC 的 K_{Ic}计算。DPFM 将峰值荷载 P_{max}、虚拟裂缝扩展量 Δa_{fic}、骨料颗粒 d_i建立联系，通过分散系数 β_{fic}和 β_{ch}反映骨料

对裂缝扩展行为的离散化影响，因此，DPFM 对骨料特征更敏感。同时，从轻骨料混凝土的断裂差异来看，LWAC 轻骨料强度和弹性模量较低，裂缝扩展时增韧效应主要表现为裂缝偏折，而非裂尖屏蔽与圈闭–桥联，在轻骨料体积分数和粒径增大时，材料内部缺陷增多，破坏砂浆结构的连续性，即 Δa_{fic} 受轻骨料体积分数和骨料粒径的显著影响，导致 $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ 出现剧烈变化。采用 $\beta_{\mathrm{fic}}=1.5$ 和 $\beta_{\mathrm{ch}}=3$ 难以准确描述轻骨料的作用，故需对 DPFM 模型进行修正。

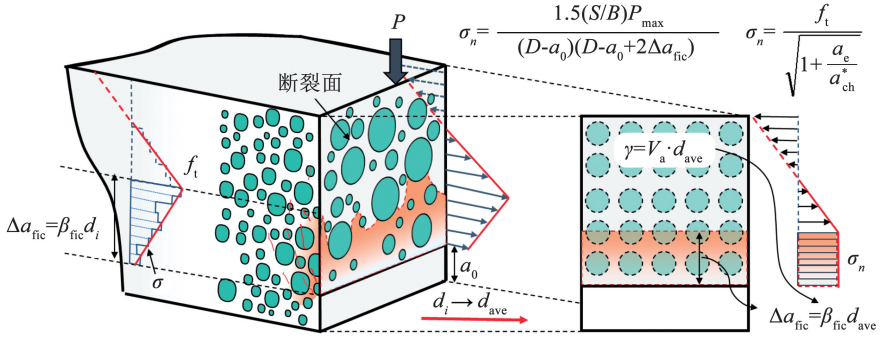


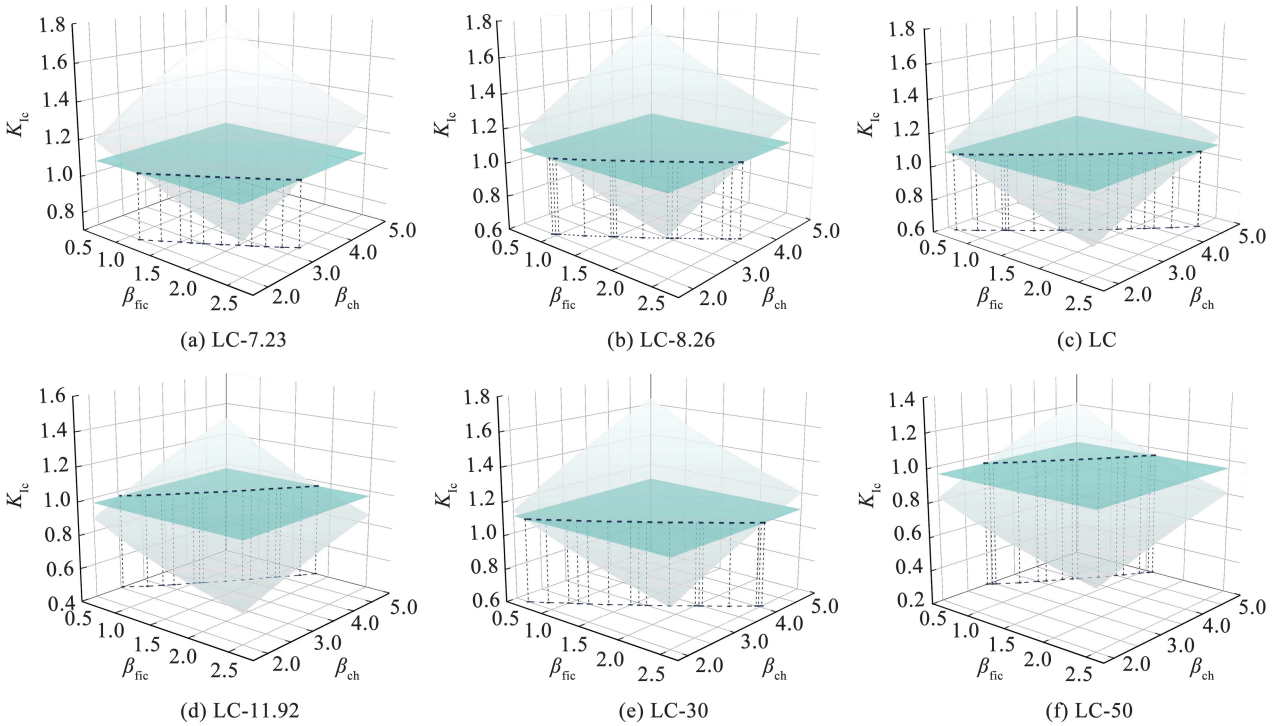
图 11　离散颗粒断裂模型中骨料相关参数

Fig. 11　Aggregate-related parameters of DPFM

3.4.3　修正 DPFM 计算模型

DPFM 中 β_{fic} 和 β_{ch} 反映了骨料对裂缝扩展的影响，为明确何种取值能符合轻骨料混凝土断裂行为，假设 β_{fic} 为 0.5、1、1.5、2、2.5，β_{ch} 为 2、2.5、3、3.5、4、4.5、5，共组成 35 种取值组合，并令 DPFM 与 DKFM 计算值相等，结果见图 12。可以看出，β_{fic} 和 β_{ch} 的多种取值组合均可使 DPFM（斜面）与 DKFM（平面）具有等效性，即 β_{fic} 和 β_{ch} 并不服从某一固定比例。为建立 β_{ch} 和 β_{fic} 与轻骨料特征之间的联系，引入轻骨料特征参数 γ 综合衡量骨料粒径和体积分数，见式（15），γ 表示了将不同粒径骨料等效为相同粒径后的总体效应，也反映了轻骨料对砂浆结构的削弱程度。

$$\gamma = V_{\mathrm{a}} d_{\mathrm{ave}} \tag{15}$$



(a) LC-7.23　(b) LC-8.26　(c) LC

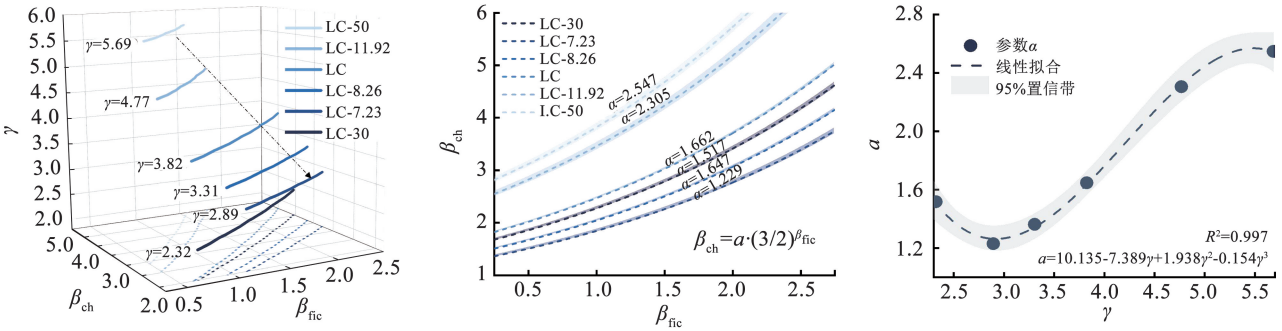
(d) LC-11.92　(e) LC-30　(f) LC-50

图 12　不同 β_{fic} 和 β_{ch} 取值组合下的 $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ 计算值

Fig. 12　Calculated values of $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ under different combinations of β_{fic} and β_{ch} values

轻骨料特征参数 γ 与 β_{fic} 和 β_{ch} 的联系见图 13(a),可知 $\gamma \geqslant 2.89$ 时,β_{fic} 和 β_{ch} 的比值缓慢上升,但 $\gamma < 2.89$ 时,β_{ch} 与 β_{fic} 比值明显增大。但 β_{ch}、β_{fic} 和 γ 之间的关系难以用简单函数表示,故对数据结构进行降维处理,将各组曲面交线在 β_{fic} 和 β_{ch} 平面内投影(见图 13(b)),可见 β_{fic} 和 β_{ch} 的组合结果与指数函数相符,提取该函数的系数 a,建立 a 与骨料特征参数 γ 之间的关系,采用三次函数进行拟合(见图 13(c)),最终形成 β_{fic}、β_{ch} 和 γ 的简化函数关系式,即

$$\beta_{ch} = (10.135 - 7.389\gamma + 1.938\gamma^2 - 0.154\gamma^3)\left(\frac{3}{2}\right)^{\beta_{fic}} \tag{16}$$



(a) 交线曲线 (b) 交线投影 (c) a与骨料特征参数γ关系

图 13 轻骨料特征参数 γ 与分散系数 β_{fic}、β_{ch} 的关系

Fig. 13 Relationship between lightweight aggregate characteristic parameter γ and dispersion coefficients β_{fic} and β_{ch}

已有研究[35]证明 Δa_{fic} 随试件高度变化独立取值时,DPFM 的回归分析相关系数 R^2 达到最大值,当试件相对尺寸在 $W/d_{max} = 6 \sim 16$ 变化时,由 DKFM 计算的 $\Delta a_{fic}/d_{max}$ 平均值在 1 ~ 2.5[34],则根据 d_{ave} 和 d_{max} 的关系可推算出 LC-S、LC-M、LC、LC-L 的 β_{fic} 分别取 2、1.9、1.8、1.5,此时,LWAC 断裂过程中虚拟裂纹的长度随骨料粒径增大而增加,与 Sim 等[4]的研究结果一致。再使用式(16)计算出 β_{ch},修正后 DPFM 的计算结果见图 14。同时,基于已有细观模型研究基础,在本文变量基础上增加 V_a 为 35%、45%,d_{ave} 为 6、15 mm 的细观随机骨料模型,以此补充数据验证模型。

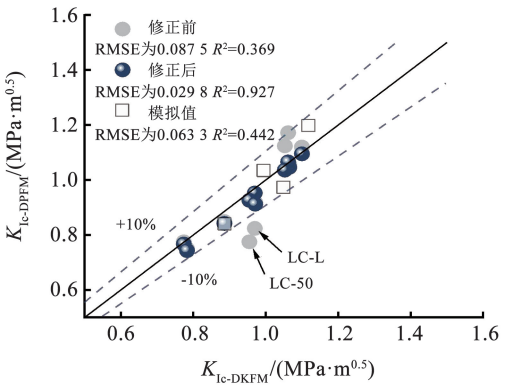


图 14 修正前后 DPFM 计算结果对比

Fig. 14 Comparison of DPFM calculation results before and after modification

结果表明:修正 β_{fic} 和 β_{ch} 的取值后,模型均方根误差(RMSE)从 0.087 5 降低到 0.029 8,决定系数(R^2)从 0.369 提升到 0.927,大幅度减少了残差误差,提高了 DPFM 模型的预测精度,说明修正模型能较好地表征轻骨料特征对 LWAC 断裂行为的影响,计算值与 DKFM 具有较好的等效性。值得注意的是,本研究仅在 30% ~ 50% 骨料体积分数、500 ~ 900 级密度等级、5 ~ 16 mm 粒径范围内,测试了准静态加载条件下Ⅰ型(张开型)断裂韧性参数,模型适用场景限于以拉伸主导破坏为特征的工况,无法描述动态加载等复杂应力状态和极端配合比下的断裂行为。

4 结 论

1)LWAC 的断裂路径呈现显著的“骨料贯穿破坏”特征,轻骨料自身孔隙率高、阻裂能力不足等问题,导致裂纹尖端屏蔽与桥联互锁效应的能量耗散能力下降,相同基体材料下,LWAC 的 G_F 和 K_{Ic} 均低于 NWC。

2)G_F 受 LWAC 的砂浆结构控制,不同于 NWC 中的骨料增韧机制。当 $d_{ave} \leqslant 10$ mm,G_F 随粒径增大而增加;当 $d_{ave} > 10$ mm 或 $V_a > 40\%$ 后,由轻骨料引入的缺陷增多,砂浆结构弱化加剧,G_F 不增反降(降幅超 12.2%)。增加骨料强度可提高 LWAC 的断裂性能,但效果有限。增强砂浆结构的韧性和完整性是提高 LWAC 断裂性能的关键,纤维增韧被证实是有效的方法。

3)K_{Ic} 受骨料特征影响呈现出与 G_F 相似的变化趋势,但 $K_{Ic-DKFM}$ 表现相对稳定,$K_{Ic-DPFM}$ 对骨料粒径

和体积分数表现出高度敏感性。此现象可归因于两类模型机制差异：前者基于 CMOD 曲线和线性渐进叠加假定求解，从整体响应角度考虑了 K_{Ic} 的变化；后者离散化裂缝扩展行为时，采用的虚拟裂纹分散系数 β_{fic} 和特征裂纹长度分散系数 β_{ch} 源于 NWC 数据，未充分考虑轻骨料的断裂特征。

4）计算 G_F 时可根据需求选用 WFM 或 JCI-S-001，前者包含了整个断裂过程中所有能量耗散，后者仅关注裂纹尖端 *P*-CMOD 曲线测得的 G_F，$G_{F\text{-}CMOD}$ 约为 $G_{F\text{-}WFM}$ 的 0.71 倍。提出了适用于 LWAC 的 β_{fic} 和 β_{ch} 取值公式，采用轻骨料特征参数 γ 表示轻骨料的体积分数和平均粒径特征，修正后的 DPFM 计算结果与 DKFM 吻合度较好。

5）采用符合国家规范的 700 ~ 900 级轻骨料制作 C30 及以上等级混凝土时，建议轻骨料平均粒径 $d_{ave} \leqslant 10$ mm，减小轻骨料最大粒径，避免大尺寸骨料导致砂浆结构弱化加剧，轻骨料体积分数（V_a）不宜超过 40%，减少骨料缺陷累积对断裂韧性的负面效应。

参考文献

[1] 刘军，李振林，张伟卓，等. 工业固体废弃物材料制作冷粘结人造轻骨料的研究进展[J]. 材料导报，2023，37(18)：131
Liu Jun，Li Zhenlin，Zhang Weizhuo，et al. Research advances in cold-bonded artificial lightweight aggregates made from industrial solid waste materials[J]. Materials Reports，2023，37(18)：131. DOI：10.11896/cldb.21090269

[2] 文渊，刘喜，张家源，等. 基于分形理论的地聚物免烧轻骨料混凝土力学性能与孔隙结构研究[J]. 复合材料学报，2025，42(9)：5122
Wen Yuan，Liu Xi，Zhang Jiayuan，et al. Mechanical properties and pore structure research of geopolymer cold-bonded lightweight aggregate concrete using fractal theory[J]. Acta Materiae Compositae Sinica，2025，42(9)：5122. DOI：10.13801/j.cnki.fhclxb.20241115.002

[3] Moseley M D，Ojdrovic R P，Petroskih J. Influence of aggregate size on fracture toughness of concrete[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，1987，7(3)：207. DOI：10.1016/0167-8442(87)90038-3

[4] Sim J，Yang K H，Li Entai，et al. Effects of aggregate and specimen sizes on lightweight concrete fracture energy[J]. Journal of Materials in Civil Engineering，2014，26(5)：845. DOI：10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000884

[5] Man H K，Van Mier J G M. Size effect on strength and fracture energy for numerical concrete with realistic aggregate shapes[J]. International Journal of Fracture，2008，154：61. DOI：10.1007/s10704-008-9270-y

[6] Liu Qiong，Cheng Annan，Sun Chang，et al. Effects of aggregate's type and orientation on stress concentration and crack propagation of modeled concrete applied a shear force[J]. Journal of Building Engineering，2024，95：110340. DOI：10.1016/j.jobe.2024.110340

[7] Wang Bin，Zhu Eryu，Zhu Chunqi，et al. Effect of microstructural characteristics of lightweight aggregate concrete on fracture parameters of three-point bending notched beams[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，121：103545. DOI：10.1016/j.tafmec.2022.103545

[8] Chen Yanwei，Feng Jili. Experimental study on effect of coarse aggregate volume fraction on mode Ⅰ and mode Ⅱ fracture behavior of concrete[J]. Journal of Advanced Concrete Technology，2022，20(2)：57. DOI：10.3151/jact.20.57

[9] Huang Jiening，Hu Mingyu. Meso-scale analysis of failure characteristics and mechanical properties of lightweight aggregate concrete（LWAC）with different aggregate volume fractions and shapes under axial tension[J]. Construction and Building Materials，2022，321：125503. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2021.125503

[10] GAO Yuan，LIU Gao，HAN Xiao，et al. Research on the design method of mix proportion of ceramsite lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials，2024，433：136665. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2024.136665

[11] Liao Qiao，Shen Yilu，Jian Xinlu，et al. Improving mechanical and fracture properties of high-performance lightweight concrete by using steel fiber and sustainable high-strength core-shell lightweight aggregate[J]. Construction and Building Materials，2025，459：139697. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2024.139697

[12] Liu Yang，Wu Tao，Wei Hui，et al. Size effect on tensile strength of lightweight aggregate concrete：a numerical investigation[J]. Construction and Building Materials，2022，323：126541. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2022.126541

[13] Su Yutai，Iyela P M，Zhu Jiaqi，et al. A Voronoi-based Gaussian smoothing algorithm for efficiently generating RVEs of multi-phase composites with graded aggregates and random pores[J]. Materials and Design，2024，244：113159. DOI：10.1016/j.matdes.2024.113159

[14] Shemirani A B. Prediction of fracture toughness of concrete using the machine learning approach[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2024，134：104749. DOI：10.1016/j.tafmec.2024.104749

[15] Zhao Xingxin，Wei Hui，Wu Tao，et al. Analysis of fracture mechanism and fracture energy prediction of lightweight aggregate concrete[J]. Engineering Fracture Mechanics，2024，303：110142. DOI：10.1016/j.engfracmech.2024.110142

[16] Bažant Z P，Qiang Yu，Zi G. Choice of standard fracture test for concrete and its statistical evaluation[J]. International Journal of Fracture，2002，118：303. DOI：10.1023/A:1023399125413

[17] 徐世烺，赵国藩. 混凝土结构裂缝扩展的双 K 断裂准则[J]. 土木工程学报，1992(2)：32
Xu Shilang，Zhao Guofan. Double K fracture criterion for crack propagation of concrete structures[J]. China Civil Engineering Journal，1992(2)：32

[18] Chen Yi，Hu Xiaozhi. On interchangeability and selection of size effect and boundary effect experiments for characterization and prediction of quasi-brittle fracture of concrete[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，122：103629. DOI：10.1016/j.tafmec.2022.103629

[19] Chen Yi，Hu Yunsen，Hu Xiaozhi. Quasi-brittle fracture analysis of large and small wedge splitting concrete specimens with size from 150 mm to 2 m and aggregates from 10 to 100 mm[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，121：103474. DOI：10.

1016/j. tafmec. 2022. 103474

[20] Khalilpour S, Baniasad E, Dehestanim. A review on concrete fracture energy and effective parameters[J]. Cement and Concrete Research, 2019, 120: 294. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.03.013

[21] 徐平, 胡晓智, 张敏霞, 等. 考虑骨料体积含量影响的混凝土准脆性断裂预测模型及应用[J]. 工程力学, 2018, 35(10): 75
Xu Ping, Hu Xiaozhi, Zhang Minxia, et al. Quasi-brittle fracture model and application on concrete considering aggregate volume content effect[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(10): 75. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.08.0599

[22] JGJ/T 12—2019 轻骨料混凝土应用技术标准[S]
JGJ/T 12—2019 Technical standard for application of lightweight aggregate concrete[S]

[23] 陈燕伟, 冯吉利, 朱天宇, 等. 不同骨料体积分数下混凝土增韧机制及细观断裂模拟[J]. 复合材料学报, 2022, 39(10): 4972
Chen Yanwei, Feng Jili, Zhu Tianyu, et al. Toughening mechanism and meso-scale fracture simulation of concrete with different aggregate volume fractions[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2022, 39(10): 4972. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20211022.003

[24] Li Guodong, Ren Zhengyi, Yu Jiangjiang. Mixed-mode Ⅰ-Ⅱ fracture process zone characteristic of the four-point shearing concrete beam[J]. Materials, 2020, 13(14): 3203. DOI: 10.3390/ma13143203

[25] Chen Boyu, Yu Hongfa, Zhang Jinhua, et al. Evolution law of crack propagation and crack mode in coral aggregate concrete under compression: experimental study and 3D mesoscopic analysis[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2022, 122: 103663. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103663

[26] Shi Jing, Lu Yujie, Zhu Ran, et al. Experimental evaluation of fracture toughness of basalt macro fiber reinforced high performance lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials, 2024, 411: 134638. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134638

[27] Rilem Technical Committee 50. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams[J]. Materials and Structures, 1985, 18(4): 287. DOI: 10.1007/BF02472918

[28] JCI-S-001—2003 Method of test for fracture energy of concrete by use of notched beam[S]

[29] 徐世烺, 赵艳华. 混凝土裂缝扩展的断裂过程准则与解析[J]. 工程力学, 2008, 25(增刊2): 20
Xu Shilang, Zhao Yanhua. Analysis and criterion of fracture process for crack propagation in concrete[J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(S2): 20

[30] DL/T 5332—2005 水工混凝土断裂试验规程[S]
DL/T 5332—2005 Norm for fracture test of hydraulic concrete[S]

[31] Liu Xi, Wu Tao, Liu Yang. Stress-strain relationship for plain and fibre-reinforced lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials, 2019, 225: 256. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.135

[32] 吴熙, 付腾飞, 吴智敏. 自密实轻骨料混凝土的双K断裂参数和断裂能试验研究[J]. 工程力学, 2010, 27(增刊2): 249
Wu Xi, Fu Tengfei, Wu Zhimin. Experimental study on double-K fracture parameters and fracture energy of self-consolidating lightweight concrete[J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(S2): 249

[33] Guan Junfeng, Li Changming, Wang Juan, et al. Determination of fracture parameter and prediction of structural fracture using various concrete specimen types[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2019, 100: 114. DOI: 10.1016/j.tafmec.2019.01.008

[34] 管俊峰, 姚贤华, 白卫峰, 等. 由小尺寸试件确定混凝土的断裂韧度与拉伸强度[J]. 工程力学, 2019, 36(1): 70
Guan Junfeng, Yao Xianhua, Bai Weifeng, et al. Determination of fracture toughness and tensile strength of concrete using small specimens[J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(1): 70. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.09.0705

[35] 管俊峰, 鲁猛, 王昊, 等. 几何与非几何相似试件确定混凝土韧度及强度[J]. 工程力学, 2021, 38(9): 45
Guan Junfeng, Lu Meng, Wang Hao, et al. Determination of the fracture toughness and tensie strength of concrete using geometrically and non-geometrically similar specimens[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(9): 45. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.08.0573

[36] Zhang Zongxian. An empirical relation between mode I fracture toughness and the tensile strength of rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2002, 39(3): 401. DOI: 10.1016/S1365-1609(02)00032-1

[37] Chen Yi, Han Xiangyu, Hu Xiaozhi, et al. Statistics-assisted fracture modelling of small un-notched and large notched sandstone specimens with specimen-size/grain-size ratio from 30 to 900[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2020, 235: 107134. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2020.107134

[38] Zhao Haiyang, Zhang Liangchi, Wu Zhonghuai, et al. Aggregate effect on the mechanical and fracture behaviours of concrete[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2023, 243: 108067. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108067

[39] Han Zhen, Zhang Xiaohan, Liu Yanchun, et al. Uncovering the compensatory effect of aggregate size on the mechanical performance of lightweight aggregate concrete (LWAC): an experiment and simulation study[J]. Case Studies in Construction Materials, 2025, 22: e04220. DOI: 10.1016/j.cscm.2025.e04220

[40] Hao D L C, Razak R A, Kheimi M, et al. Artificial lightweight aggregates made from pozzolanic material: a review on the method, physical and mechanical properties, thermal and microstructure[J]. Materials, 2022, 15(11): 3929. DOI: 10.3390/ma15113929

[41] 李振军, 刘喜, 赵辰宇, 等. 钢纤维地聚物再生混凝土孔隙结构与力学性能试验研究[J]. 复合材料学报, 2024, 41(10): 5516
Li Zhenjun, Liu Xi, Zhao Chenyu, et al. Pore structure and mechanical properties of steel fiber reinforced geopolymer recycled aggregate concrete[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(10): 5516. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20240023.002

[42] 王怀亮, 谢宝. 高性能轻骨料混凝土三轴压强度和变形特性研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2021, 29(2): 308
Wang Hualiang, Xie Bao. Strength and deformation properties of high performance lightweight concrete under true triaxial compression[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2021, 29(2): 308. DOI: 10.16058/j.issn.1005-0930.2021.02.006

(编辑 刘 彤)