

基于扩展有限元的混凝土三点弯曲梁断裂性能数值模拟研究

左咏梅¹, 郭章雷¹, 朱立华¹, 郭子毅¹, 刘 牧²

(1. 河北工程大学 土木工程学院, 河北 邯郸 056038; 2. 邯郸市城市规划展览馆管理处, 河北 邯郸 056008)

摘要: 基于扩展有限元法, 模拟了不同宽度混凝土三点弯曲梁的断裂破坏过程, 得到了荷载-裂缝口位移曲线; 对不同宽度、缝高比、跨高比的三点弯曲梁断裂过程进行模拟并利用双 K 断裂准则得出了不同宽度、缝高比、跨高比等条件下的应力强度因子, 研究了这三种参数的变化对应力强度因子的影响。研究表明: 当跨高比、缝高比等于 0.4, 梁宽在 100~250 mm 范围内变化时, 其起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 、失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 基本保持不变; 当梁宽不变, 跨高比等于 4, 缝高比从 0.2 增大到 0.5 时, 起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 、失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 呈现先增大后减小的趋势; 当梁宽不变, 缝高比等于 0.4, 跨高比从 2.5 增大到 3.5 时, 起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 保持不变, 失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 将逐渐增大但幅度很小; 当跨高比不变, 缝高比等于 0.4, 梁宽在 100~250 mm 的范围内变化时, 起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 、失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 均呈现先增大后减小的趋势, 表明小跨高比的 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{un} 在梁宽度方向存在一定的尺寸效应。

关键词: 扩展有限元法; 双 K 断裂模型; 三点弯曲; 断裂韧度; 尺寸效应

中图分类号: TU528

文献标识码: A

Numerical Simulation of Fracture Performance of Concrete Three-Point Bending Beam Based on Extended Finite Element Method

ZUO Yongmei¹, GUO Zhanglei¹, ZHU Lihua¹, GUO Ziyi¹, LIU Mu²

(1. College of Civil Engineering, Hebei University of Engineering, Handan, Hebei 056038, China;

2. Management Office of Handan City Planning Exhibition Gallery, Handan, Hebei 056008, China)

Abstract: Based on the extended finite element method (XFEM), the fracture failure process of concrete three-point bending beams with different widths was simulated, and the load-crack mouth displacement curve (P -CMOD) was obtained. The fracture process of three-point bending beam with different width, crack height ratio and span height ratio was simulated, and the stress intensity factor under different width, crack height ratio and span ratio was obtained by using the double K fracture criterion. The influence of these three parameters on the stress intensity factor was studied. The results show that the initiation fracture toughness K_{Ic}^{ini} and unstable fracture toughness K_{Ic}^{un} of three-point bending beam with span-depth ratio and crack-depth ratio equal to 0.4 basically remain unchanged when the beam width changes from 100 mm to 250 mm. When the beam width was constant, the span-depth ratio was 4 and the crack-depth ratio increases from 0.2 to 0.5, the initiation fracture toughness K_{Ic}^{ini} and the unstable fracture toughness K_{Ic}^{un} increase first and then decrease. When the beam width was constant, the crack height ratio was equal to 0.4, and the span height ratio increases from 2.5 to 3.5, the initial fracture toughness K_{Ic}^{ini} remains unchanged, and the unstable fracture toughness K_{Ic}^{un} will gradually increase but the amplitude was small. When the span-to-height ratio was constant, the crack-to-height ratio was equal to 0.4, and the beam width changes in the range of 100~250 mm, the initial fracture toughness K_{Ic}^{ini} and the unstable fracture toughness K_{Ic}^{un} all increase first and then decrease, indicating that K_{Ic}^{ini} and K_{Ic}^{un} with

收稿日期: 2022-04-27

基金项目: 河北省青年基金项目 (E2021402074); 邯郸市科技局科学技术研究与发展计划项目 (21422053283)

作者简介: 左咏梅 (1970-), 女, 河北邯郸人, 副教授, 一级注册结构工程师, 从事建筑结构教学和科研工作。

small span-to-height ratio have a certain size effect in the beam width direction.

Key words: XFEM; double K fracture model; three-point-bending; fracture toughness; size effect

混凝土的抗拉强度比较低,在工程使用期间易产生影响结构安全的裂缝,使结构过早失效破坏。由此混凝土裂缝开裂扩展机理的研究就显得极为重要。国内外学者在混凝土裂缝开裂扩展机理方面做了大量工作,提出了各种断裂准则,特别是由国内学者徐世烺提出的双 K 断裂准则^[1],解决了很多重大水利工程的裂缝开裂及扩展稳定性的问题。扩展有限元法(extended finite element method, XFEM)由 Belytschko^[2] 提出,是目前解决裂缝、界面等不连续问题非常有效的数值方法。采用 XFEM 模拟裂缝开裂和扩展,不仅能够节约试验成本,而且可以作为裂缝试验研究的补充方法,模拟试验中难以实现的工况的裂缝开裂和扩展。

目前,研究双 K 模型试件的跨高比基本上都采用标准跨高比 ($S/H = 4$),但当试件尺寸比较大时,跨间自重对断裂参数 (a_c 、 Δa 、 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{un}) 的影响就会比较大^[3]。为了减少自重对断裂参数的影响,很多学者尝试研究小跨高比 ($S/H < 4$) 梁的断裂性能^[4-5],研究试件的高度基本都小于 300 mm^[6],并且关于梁宽对小跨高比梁断裂性能的研究也很少。由此,本文在研究标准跨高比试件的宽度、缝高比对混凝土梁断裂参数影响的基础上,进一步研究了高度为 300 mm 的小跨高比试件的宽度、跨高比对断裂参数的影响。

1 数值模型建立

1.1 模型设定

采用 ABAQUS 软件,创建三点弯曲梁模型。模型梁采用矩形截面,尺寸、边界条件、加载情况如图 1 所示。构件为简支梁,跨度为 S 、截面高度为 H 、宽度为 W ,在梁的下部跨中预留切口,上部跨中施加外荷载 P ,跨高比 ($S/H = 4$),垫块与混凝土梁通过绑定连接。底部左端垫块采用铰接,

右端垫块采用滑动支座。通过对加载点施加位移来实现荷载的施加,施加的位移介于 6~11 mm 之间。混凝土模型单元属性选择缩减积分,单位类型为 C3D8R 实体单元。

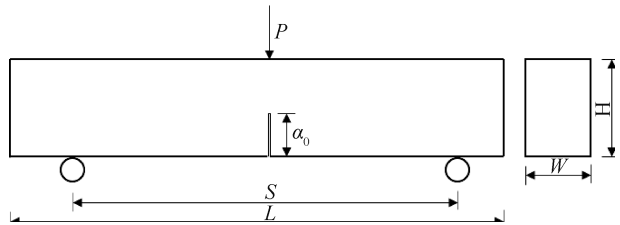


图 1 三点弯曲梁示意图

Fig. 1 Diagram of three-point bending beam

模型中的损伤判据采用最大主应力失效准则,损伤模型选择基于能量、线性软化、BK 模式的演化规律。选择法向模式断裂能,剪切模式断裂能,损伤粘性系数为 1×10^{-5} 。

有限元模型的参数除最大主应力外均采用文献[7]中的试验数据,详见表 1。文献[8]指出三点弯曲梁的混凝土处于双向受力状态,最大主应力(抗拉强度)小于劈裂强度。文献[7]中劈裂强度 f_{ts} 等于 3.3 MPa,计算时将 3.3 MPa 作为最大主应力输入四个模型中,分别计算出最大荷载 P_{max} ,然后与试验数据中的 P_{max} 相比较,按两者比例调整输入模型的最大主应力。最后经过试算,当 4 种梁宽模型采用的最大主应力分别为 1.25、1.25、1.25、1.1 MPa 时,有限元模型分析得到的最大荷载 P_{max} 与试验数据误差最小。

1.2 裂缝扩展过程

从图 2 中可以看出,开始加载时,裂缝尖端存在应力集中但截面并未开裂,其周围以对称的拉应力为主。随着外荷载增加,当裂缝尖端混凝土达到最大主应力时即宣告开裂,开裂后裂缝面上的应力释放,而在裂缝扩展后的缝尖又出现应力

表 1 有限元模型参数

Tab. 1 Parameters of finite element model

构件编号	构件尺寸 ($L \times W \times H$)/mm	初始缝高比 α_0	抗压强度 /MPa	弹性模量 E /MPa	最大主应力 /MPa	断裂能 G_F / ($N \cdot m^{-1}$)
W100	1 400×100×300	0.4	52.4	22.94	1.25	167.45
W150	1 400×150×300	0.4	52.4	23.39	1.25	179.04
W200	1 400×200×300	0.4	52.4	24.88	1.25	170.18
W250	1 400×250×300	0.4	52.4	20.99	1.10	179.56

注:表中断裂能的单位为 N/m ,ABAQUS 软件中断裂能的单位为 MJ/mm^2 (mm 制),在输入时需作相应变换。

表 2 文献[7]试验值与模拟值对比

Tab. 2 Comparison of experimental and simulated values in Reference[7]

构件编号		起裂荷载 P_{ini} / kN	起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} $/ (\text{Mpa} \cdot \text{m}^{0.5})$	最大荷载 P_{max} / kN	失移裂缝口位移 $\text{CMOD}_c / \mu\text{m}$	临界等效 裂缝长度 a_c / mm	失移断裂 韧度 K_{Ic}^{un} $/ (\text{Mpa} \cdot \text{m}^{0.5})$
试验值	W100	1.32	0.25	5.01	108.70	158.30	1.17
	W150	3.54	0.40	7.80	101.04	160.55	1.24
	W200	3.53	0.32	10.19	82.40	152.03	1.11
	W250	3.41	0.26	11.12	107.40	163.44	1.10
模拟值	W100	1.47	0.27	4.97	95.00	159.90	1.16
	W150	2.50	0.30	8.05	100.00	159.60	1.24
	W200	3.35	0.30	10.70	90.00	157.50	1.21
	W250	3.77	0.28	11.70	100.00	161.10	1.12

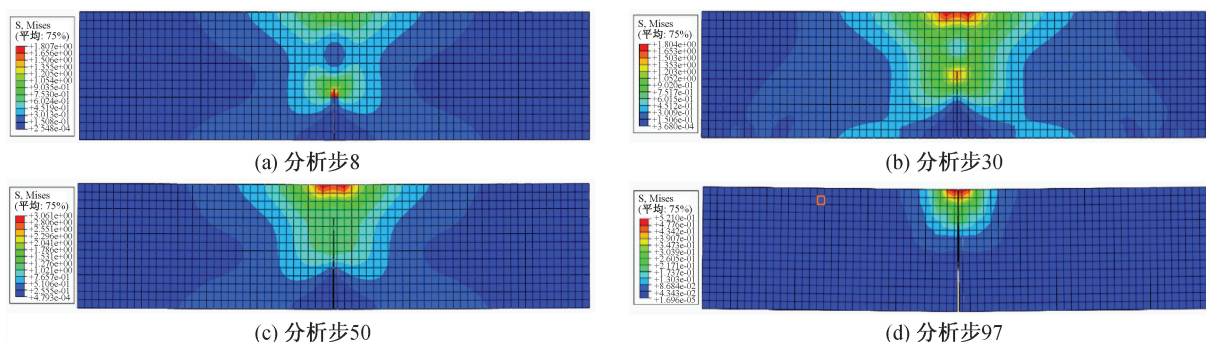


图 2 200 mm 宽梁混凝土三点弯曲裂缝扩展云图

Fig. 2 3-point bending crack propagation cloud map of 200 mm wide beam concrete

集中,这种集中-释放的现象会随着裂缝的扩展不断出现直到试件完全破坏。

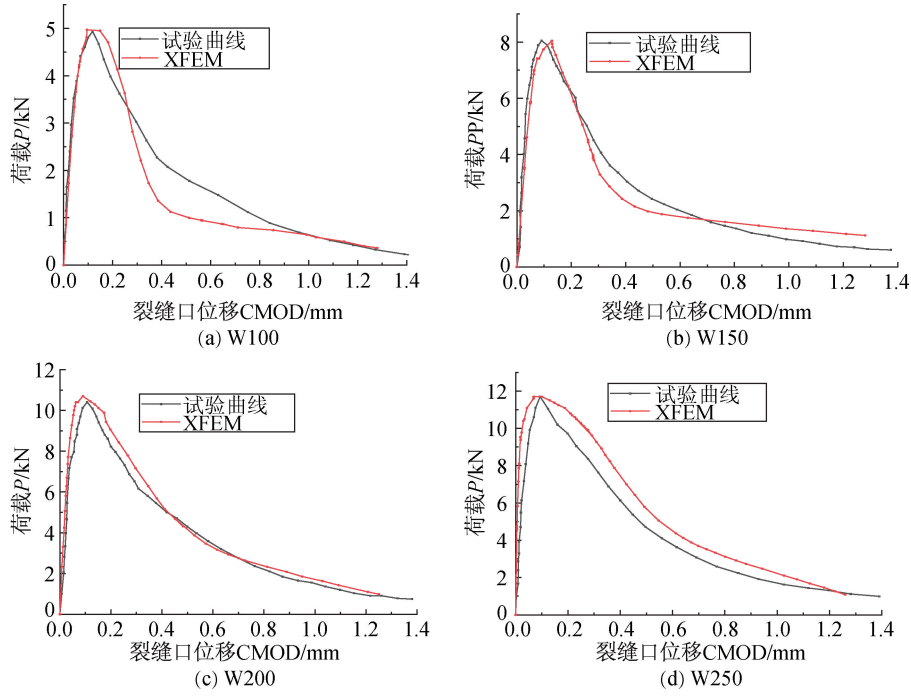
1.3 ABAQUS 模拟结果分析

通过有限元模拟分析和试验得到的断裂参数分别见表 2,可以看出,除 W150 模型的 P_{ini} 、 K_{Ic}^{ini} 的相对误差 ($\frac{\text{试验值} - \text{模拟值}}{\text{试验值}} \times 100\%$) 比较大 (29%、25%) 外,其他参数相对误差均在 7% 左右,说明有限元数值模拟结果与试验数据基本吻合。W150 模型的 P_{ini} 、 K_{Ic}^{ini} 相对误差比较大,与最大主应力设置稍小有关,最大主应力越小其达到起裂的外荷载,即 P_{ini} 越小。 K_{Ic}^{ini} 是由起裂荷载 P_{ini} 直接求得的, P_{ini} 越小 K_{Ic}^{ini} 也就越小。

通过数值模型 P -CMOD 曲线与文献[7]试验曲线(图 3)的对比,可以看出模拟曲线与试验曲线基本吻合,并能够清晰观察到裂缝扩展存在三个阶段:第一阶段为弹性阶段,外荷载 P 与裂缝口张开位移 (CMOD) 基本呈线性关系,梁截面刚度不变,预留切口裂缝尖端的拉应力逐渐增大,当拉应力达到混凝土抗拉强度时,预留裂缝尖端随之开裂,此时的荷载即为开裂荷载 P_{ini} ;第二阶段为裂缝稳定扩展阶段,

裂缝开裂后,由于断裂过程区 (FPZ) 存在黏聚应力,对裂缝存在闭合作用,裂缝得以稳定发展,外荷载 P 与裂缝口张开位移 (CMOD) 呈非线性相关,截面刚度开始减小。随着外荷载逐渐增大,粘聚应力逐渐被抵消,当粘聚应力被完全抵消时,对应的荷载即为最大荷载 P_{max} ,截面刚度也逐渐退化到零,裂缝扩展即将进入下一阶段,即失稳阶段;第三阶段为裂缝扩展失稳阶段,进入失稳阶段后,梁无法继续承受增加的荷载,即外荷载 P 随着裂缝口张开位移 (CMOD) 的增大而减小,刚度退化至负值。

采用试验方法获取 P -CMOD 曲线的第三个阶段时,当荷载达到最大荷载 P_{max} ,混凝土梁开始卸载,且由于试验设备的刚度比较小,设备积攒的弹性应变突然释放,加剧了混凝土梁的破坏,梁截面刚度迅速下降,表现为第三阶段的 P -CMOD 曲线下降段较陡。然而,有限元数值模拟不存在这种情况,所以得到的第三阶段的 P -CMOD 曲线比较平缓^[9]。作者在模拟过程中发现,如果增大位移荷载取值,模拟得到的 P -CMOD 曲线下降段就很陡。所以,为了得到与试验曲线相符的模拟曲线,本文根据模型的不同,模拟时施加的位移荷载介于 6~11 mm 之间。

图3 不同宽度梁的 P -CMOD 曲线Fig. 3 P -CMOD curves of beams with different widths

2 应力强度因子

利用 XFEM 模拟裂缝开裂时,只能在裂缝不开裂(静止)的情况下才能获得裂缝尖端的应力强度因子。由于混凝土裂缝的开裂属于动态过程,采用扩展有限元则无法直接获取裂缝沿开裂路径的应力强度因子。因此,本文将利用有限元模拟分析得到的 P_{ini} 、 P_{max} 、 $CMOD_c$ 等参数代入应力强度因子计算公式^[10],来求解混凝土起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 、失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} ,并且发现求解的结果与试验结果基本吻合(表2)。

应力强度因子公式表达如下:

$$K_{Ic}^{ini} = \frac{1.5 \left(P_{ini} + \frac{m}{2} \right) S}{WH^2} \sqrt{a_0} F\left(\frac{a_0}{H}\right) \quad (1)$$

$$F\left(\frac{a_0}{H}\right) = \frac{1.99 - \left(\frac{a_0}{H}\right) \left(1 - \frac{a_0}{H}\right) \left[2.15 - 3.93 \frac{a_0}{H} + 2.7 \left(\frac{a_0}{H}\right)^2 \right]}{\left(1 + 2 \frac{a_0}{H}\right) \left(1 - \frac{a_0}{H}\right)^{3/2}} \quad (2)$$

$$K_{Ic}^{un} = \frac{1.5 \left(P_{max} + \frac{m}{2} \right) S}{WH^2} \sqrt{a_c} F\left(\frac{a_c}{H}\right) \quad (3)$$

$$F\left(\frac{a_c}{H}\right) = \frac{1.99 - \left(\frac{a_c}{H}\right) \left(1 - \frac{a_c}{H}\right) \left[2.15 - 3.93 \frac{a_c}{H} + 2.7 \left(\frac{a_c}{H}\right)^2 \right]}{\left(1 + 2 \frac{a_c}{H}\right) \left(1 - \frac{a_c}{H}\right)^{3/2}} \quad (4)$$

$$a_c = \frac{2}{\pi} (H + H_0) \tan^{-1} \sqrt{\frac{W \cdot E \cdot CMOD_c}{32.6 P_{max}}} - 0.1135 - H_0 \quad (5)$$

式中, a_c 为临界等效裂缝长度; P_{ini} 为起裂荷载; P_{max} 为失稳荷载(最大荷载); $CMOD_c$ 为失稳裂缝口张开位移, P -CMOD 曲线上 P_{max} 对应的裂缝口张开位移,即 P -CMOD 曲线上最大荷载 P_{max} 点的横坐标; m 为跨间质量; W 为试件截面宽度; H 为试件高度; H_0 为刀口厚度,即预留裂缝宽度。

3 梁宽、缝高比、小跨高比对断裂参数的影响

3.1 梁宽对断裂参数的影响

数值模型采用4组截面宽度 W 分别为100、150、200、250 mm,高度为300 mm,跨度为1200 mm,跨高比(S/H)等于4、预制缝 a_0 为120 mm、初始缝高比 $\alpha_0 = 0.4$ 的混凝土梁。模型中其他参数保

持不变。

如图 4 所示,随着梁宽的增加,起裂荷载 P_{ini} 和失稳荷载 P_{max} 在逐渐增大,说明随着梁宽的增加,裂缝的起裂和扩展所需要的能量也在增加,即梁的抗裂能力与梁宽呈正相关。

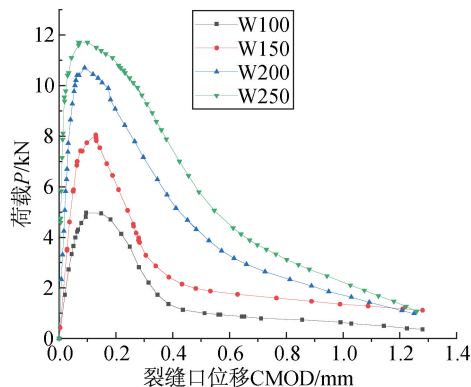


图 4 不同梁宽的 P -CMOD

Fig. 4 P -CMOD with different beam widths

根据有限元模型分析结果得出的不同宽度梁的断裂参数,见表 2,可以看出亚临界扩展长度 $\Delta a(a_c - a_0)$ 的变化幅度为 37.5 ~ 41.1 mm,临界等效裂缝长度 a_c 的变化幅度为 157.5 ~ 161.1 mm,两者均无显著变化,表明当梁宽度发生变化时,亚临界扩展长度 Δa 、临界等效裂缝长度 a_c 不存在明显尺寸效应。同时,起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 、失稳断裂韧度 K_{Ic}^u 随梁宽变化其变化幅度很小,见图 5 所示,可认为 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^u 同样不存在明显的尺寸效应。

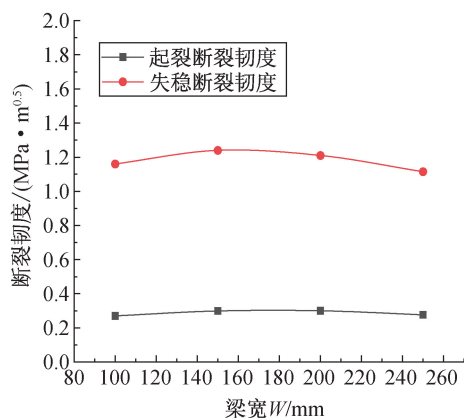


图 5 断裂韧度

Fig. 5 Fracture toughness

3.2 缝高比对断裂参数的影响

数值模型采用高度为 300 mm,跨度为 1 200 mm,初始缝高 a_0 分别为 60、90、120、150 mm,对应的缝高比 α_0 为 0.2、0.3、0.4、0.5 的梁模型,模型中其他参数保持不变。

以截面宽度 $W = 100$ mm 的模型梁为例,其 P -CMOD 的曲线见图 6,可以看出随着缝高比的增加,起裂荷载 P_{ini} 和最大荷载(失稳荷载 P_{max}) 逐渐减小。

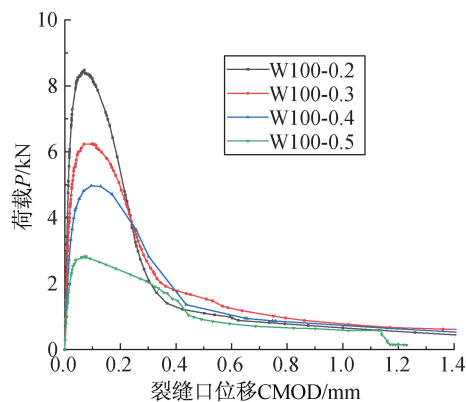


图 6 不同缝高比的 P -CMOD

Fig. 6 P -CMOD of different seam height ratios

利用应力强度因子公式求解模型 W100 在不同缝高比下的断裂参数见表 3,可以看出模型中临界等效裂缝长度 a_c 随着缝高比的增大而增大;亚临界扩展长度 Δa 随着缝高比的增大先小幅增大然后减少;起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 和失稳断裂韧度 K_{Ic}^u 都随缝高比 α_0 的增大呈现出先增大再逐渐减小的趋势,其最大值出现在缝高比 0.3 ~ 0.4 范围内,见图 7。

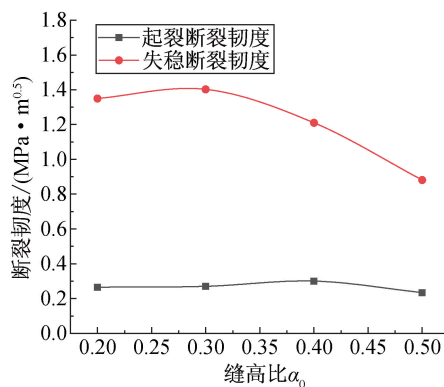


图 7 断裂韧度

Fig. 7 Fracture toughness

3.3 小跨高比对断裂参数的影响

尹阳阳^[11]基于对跨高比为 2.5、4 的三点弯曲梁的断裂参数的线性插值,提出小跨高比 ($S/H < 4$) 三点弯曲梁的断裂参数 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^u 的计算公式。

当跨高比等于 4 时 $F_4\left(\frac{a}{h}\right)$ 、 $V_4\left(\frac{a}{h}\right)$ 表达式如下:

表3 不同缝高比对应的断裂参数

Tab.3 Fracture parameters corresponding to different fracture height ratios

缝高比	预制缝长度 a_0/mm	起裂荷载 P_{ini}/kN	最大荷载 P_{max}/kN	失稳裂缝 口位移 CMOD _c / μm	临界等效裂 缝长度 a_c/mm	亚临界 扩展长度 $\Delta a/\text{mm}$	起裂断裂 韧度 $K_{\text{Ic}}^{\text{ini}}$ /($\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$)	失稳断裂 韧度 $K_{\text{Ic}}^{\text{un}}$ /($\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$)
W100-0.2	60	2.38	8.48	70.5	118.3	58.3	0.238	1.260
W100-0.3	90	1.83	6.24	97.2	149.2	59.2	0.247	1.282
W100-0.4	120	1.47	4.97	95.0	159.9	39.9	0.270	1.160
W100-0.5	150	0.76	2.83	76.0	177.1	27.1	0.225	0.856

$$F_4\left(\frac{a}{h}\right) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{1.99 - \frac{a}{h} \left(1 - \frac{a}{h}\right) \left[2.15 - \frac{3.93a}{h} + 2.7\left(\frac{a}{h}\right)^2\right]}{\left(1 + 2\frac{a}{h}\right) \left(1 - \frac{a}{h}\right)^{3/2}} \quad (6)$$

$$V_4\left(\frac{a}{h}\right) = 0.76 - 2.28\left(\frac{a}{h}\right) + 3.87\left(\frac{a}{h}\right)^2 - 2.04\left(\frac{a}{h}\right)^3 + \frac{0.66}{\left(1 - \frac{a}{h}\right)^2} \quad (7)$$

当跨高比等于 2.5 时 $F_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right)$ 、 $V_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right)$ 表达式如下;

$$F_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{1.83 - 1.65\frac{a}{h} + 4.76\left(\frac{a}{h}\right)^2 - 5.3\left(\frac{a}{h}\right)^3 + 2.51\left(\frac{a}{h}\right)^4}{\left(1 + 2\frac{a}{h}\right) \left(1 - \frac{a}{h}\right)^{3/2}} \quad (8)$$

$$V_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right) = 0.65 - 1.88\left(\frac{a}{h}\right) + 3.02\left(\frac{a}{h}\right)^2 - 2.69\left(\frac{a}{h}\right)^3 + \frac{0.68}{\left(1 - \frac{a}{h}\right)^2} \quad (9)$$

当跨高比介于 2.5 ~ 4 之间的 $F_{\beta}\left(\frac{a}{h}\right)$ 、 $V_{\beta}\left(\frac{a}{h}\right)$ 表达式如下:

$$F_{\beta}\left(\frac{a}{h}\right) = \frac{\beta - 2.5}{1.5} F_4\left(\frac{a}{h}\right) - \frac{\beta - 4}{1.5} F_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right) \quad (10)$$

$$V_{\beta}\left(\frac{a}{h}\right) = \frac{2.5 - \beta}{1.5} V_4\left(\frac{a}{h}\right) - \frac{\beta - 4}{1.5} V_{2.5}\left(\frac{a}{h}\right) \quad (11)$$

$\beta = S/H$ 表示跨高比

小跨高比断裂韧度 K_{Ic} 为:

$$K_{\text{Ic}} = \sigma_N \sqrt{\pi a} F_{\beta}\left(\frac{a}{h}\right) \quad (12)$$

$$\sigma_N = \frac{S}{2WH^2} \left(3P + \frac{1}{2}m\right) \quad (13)$$

$$\text{CMOD}_c = \frac{4\sigma_N^{\text{un}} a_c}{E} V_{\beta}\left(\frac{a_c + h_0}{h + h_0}\right) \quad (14)$$

式中, σ_N 为三点弯曲梁的名义应力对应 σ_N^{ini} 、 σ_N^{un} ; F_{β} 、 V_{β} 为形函数; E 为弹性模量; a_c 为临界等效裂缝长度; h_0 为刀口厚度, 在数值模型中等于零。

数值模型采用跨度 S 为 750、900、1 050 mm, 截面宽度 W 为 100、150、200、250 mm, 截面高度为 300 mm 的三点弯曲梁模型, 对应的跨高比 (S/H) 为 2.5、3.0、3.5, 初始缝高 120 mm, 缝高比 α_0 等于 0.4, 其余参数不改变。

以梁宽为 150 mm 的模型为例, 其 P-CMOD 曲线见图 8, 由于模型截面高度不变, 当跨高比增大时, 跨度和跨间质量随之增大。跨间质量的增大会使得模型预留裂缝缝尖达到开裂状态所需的外荷载变小, 其直观表现为起裂荷载和最大荷载 (失稳荷载) 随跨高比的增大而减小。

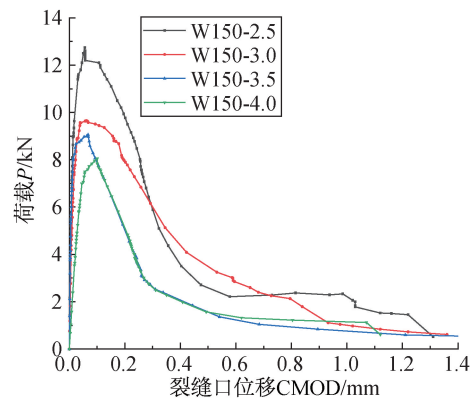


图8 150 mm 宽不同跨高比的 P-CMOD
Fig.8 P-CMOD with different span-depth ratios
at 150 mm width

表 4 不同宽度、不同跨高比的模型梁断裂参数对比

Tab. 4 Comparison of fracture parameters of model beams with different widths and span-depth ratios

缝高比	跨度 S /mm	起裂荷载 P_{ini} / kN	最大荷载 P_{max} / kN	失稳裂缝 口位移 $CMOD_c$ / μm	临界等效 裂缝长度 a_c /mm	亚临界 扩展长度 Δa /mm	起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} /($MPa \cdot m^{1/2}$)	失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} /($MPa \cdot m^{0.5}$)
W100-2.5	750	2.79	7.82	49.0	122.0	2.0	0.246	0.690
W100-3.0	900	2.27	5.93	48.0	130.3	10.3	0.248	0.696
W100-3.5	1 050	1.74	5.10	58.7	140.5	20.5	0.230	0.790
W150-2.5	750	5.50	12.75	55.7	130.9	10.9	0.321	0.816
W150-3.0	900	4.58	9.65	61.3	140.6	20.6	0.330	0.837
W150-3.5	1 050	3.84	9.06	67.6	140.0	20.0	0.333	0.930
W200-2.5	750	6.50	17.34	65.3	142.3	22.3	0.285	0.933
W200-3.0	900	5.50	12.60	73.5	155.0	35.0	0.298	0.955
W200-3.5	1 050	4.30	10.60	76.2	157.0	37.0	0.282	0.977
W250-2.5	750	6.30	19.10	71.6	141.0	21.0	0.223	0.846
W250-3.0	900	5.60	15.05	75.8	150.0	30.0	0.250	0.864
W250-3.5	1 050	4.70	12.85	77.0	150.0	30.0	0.248	0.879

经小跨高比公式计算的不同宽度、不同跨高比梁的断裂参数见表 4,可以看出同宽度、不同跨度的模型计算的临界等效裂缝长度 a_c 和亚临界扩展长度 Δa 都随跨高比的增大而增大。经有限元分析的模型 W150 断裂韧度随跨高比的变化情况见图 9,可以看出起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 不随跨高比的变化而变化,失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 随跨高比的增大而增大,但是增幅 ($\frac{\text{最大值} - \text{最小值}}{\text{最大值}} \times 100\%$) 比较小,介于 12%之内。

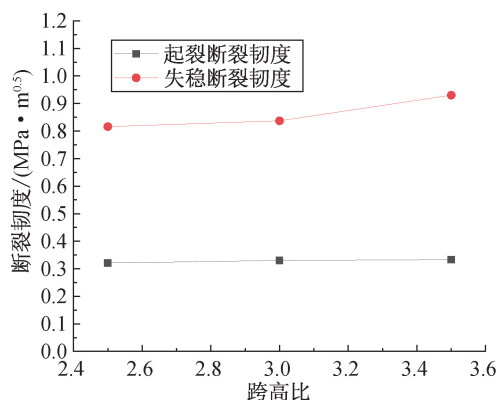


图 9 150 mm 宽不同跨高比的断裂韧度

Fig. 9 Fracture toughness at different aspect ratios of 150 mm width

由表 4 可以得到,不同宽度、相同跨度的模型梁,其 P_{ini} 和 P_{max} 随宽度的增加而增加,表明梁宽度越大,裂缝扩展所需的能量越大。随着梁宽度的增大, a_c 、 Δa 、 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{un} 均呈现先增大再减小的趋势,且其最大值分别出现在宽度为 200、200、150、200 mm 的模型中。综上所述,可以看出小跨比梁

a_c 、 Δa 、 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{un} 在梁宽方向存在一定的尺寸效应。

4 结论

1) 标准缝高比 ($\alpha_0 = 0.4$) 和标准跨高比 ($S/H = 4$) 试件的 K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{un} 、 a_c 在梁宽方向不存在明显的尺寸效应;随着缝高比的增加, P_{ini} 、 P_{max} 逐渐减小、 a_c 逐渐增大、 K_{Ic}^{ini} 和 K_{Ic}^{un} 先增大后减小,最大值出现在缝高比为 0.2~0.3 的范围内。

2) 相同宽度、不同跨高比的小跨高比试件 ($S/H < 4$),其临界等效裂缝长度 a_c 、亚临界扩展长度 Δa 随跨度的增大而增大,起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 随跨高比的变化基本保持不变,失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 随跨度的增大而增大,增大幅度介于 12%之内;不同宽度、相同跨高比的小跨高试件 ($S/H < 4$),其失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un} 、起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini} 随着宽度的增加先增大后减小,存在一定的尺寸效应。

参考文献:

- [1] XU S, REINHARDT H W. Determination of the Double-K Fracture Parameters in Standard Three-point Bending Notched Beams[C]//Third International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FRAMCOS-3). Germany: Aedificatio Publishers, 1998: 431-440.
- [2] BELYTSCHKO T, BLACK T. Elastic Crack Growth in Finite Elements with Minimal Remeshing[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 45 (5): 601-620.

(下转第 40 页)

度随着间歇降雨循环的增加而逐步衰减,湿润锋速度衰减曲线符合 logistic 模型,并且具有较好的拟合优度。

4)在降雨间歇时间比 2:1 的条件下,其对降雨响应特征不明显,与降雨间歇时间比 1:1 试验组相比,短历时情况下其湿润锋深度增大,而长历时情况下湿润锋深度减小。在降雨间歇时间比 1:2 循环条件下,湿润锋速度衰减更快,由于土体内部水分重分布更加彻底,湿润锋速度对降雨的响应更加明显。

参考文献:

- [1] THOMPSON R C, OLSEN Y, MITCHELL R P, et al. Lost at Sea: Where Is All the Plastic? [J]. Science, 2004, 304: 838.
- [2] NAPPER I E, BAKIR A, ROWLAND S J, et al. Characterisation, Quantity and Sorptive Properties of Microplastics Extracted from Cosmetics [J]. Marine Pollution Bulletin, 2015, 99: 178-185.
- [3] CARR S A, LIU J, TESORO A G. Transport and Fate of Microplastic Particles in Wastewater Treatment Plants [J]. Water Research, 2016, 91(15): 174-182.
- [4] DUIS K, COORS A. Microplastics in the Aquatic and Terrestrial Environment: Sources (with a Specific Focus on Personal Care Products), Fate and Effects [J]. Environmental Sciences Europe, 2016, 28(2): 1-25.
- [5] WU P F, HUANG J S, ZHENG Y L, et al. Environmental Occurrences, Fate, and Impacts of Microplastics [J]. Ecotoxicology and Environmental Safety. 2019, 184: 109612.
- [6] 范玉梅, 石佳颖, 高李璟. 土壤中微塑料的来源及检测 [J]. 化工时刊, 2019, 33(6): 28-31.
- [7] NIZZETTO L, FUTTER M, LANGAAS S. Are Agricultural Soils Dumps for Microplastics of Urban Origin? [J]. Environmental Science & Technology, 2016, 50(20): 10777-10779.
- [8] De Souza Machado A A, LAU C W, TILL J, et al. Impacts of Microplastics on the Soil Biophysical Environment. [J]. Environmental Science & Technology, 2018, 52(17): 9656-9665.
- [9] JIANG X J, LIU W J, WANG E H, et al. Residual Plastic Mulch Fragments Effects on Soil Physical Properties and Water Flow Behavior in the Minqin Oasis, Northwestern China [J]. Soil Till Res, 2017, 166: 100-107.
- [10] ZHANG G S, ZHANG F X, LI X T. Effects of Polyester Microfibers on Soil Physical Properties: Perception From a Field and a Pot Experiment [J]. Sci Total Environ, 2019, 670: 1-7.
- [11] De Souza Machado A A, LAU C W, KLOAS W, et al. Microplastics Can Change Soil Properties and Affect Plant Performance [J]. Environmental Science & Technology, 2019, 53: 6044-6052.
- [12] HORTON A A, WALTON A, SPURGEON D J, et al. Microplastics in Freshwater and Terrestrial Environments: Evaluating the Current Understanding to Identify the Knowledge Gaps and Future Research Priorities [J]. Science of the Total Environment, 2017, 586: 127-141.
- [13] 覃超, 郑粉莉, 刘沛峰, 等. 玉米秸秆汁土壤改良剂对黄绵土抗侵蚀能力的影响 [J]. 土壤学报, 2017, 54(2): 367-378.
- [14] 晏洪清, 原翠萍, 雷延武, 等. 降雨类型和水土保持对黄小区小流域水土流失的影响 [J]. 农业机械学报, 2014, 45(02): 169-175.
- [15] 郝永丽, 胡亚鲜, 白晓雄, 等. 黄土高原土地利用方式对微塑料丰度和形态分布的影响 [J]. 环境科学, 2022, 43(09): 4748-4755.

(责任编辑 周雪梅)

(上接第 32 页)

- [3] 尹阳阳, 胡少伟, 王宇航. 自重对混凝土三点弯曲梁断裂性能的影响 [J]. 工程力学, 2019, 36(7): 48-56, 108.
- [4] 吴智敏, 徐世琅, 丁一宁, 等. 砼非标准三点弯曲梁试件双 K 断裂参数 [J]. 中国工程科学, 2001, 3(4): 76-81.
- [5] 赵艳华, 徐世琅. 跨高比对混凝土双 K 断裂参数的影响 [J]. 三峡大学学报: 自然科学版, 2002, 24(1): 35-41.
- [6] 范向前, 胡少伟, 陆俊. 非标准混凝土三点弯曲梁双 K 断裂韧度试验研究 [J]. 建筑结构学报, 2012, 33(10): 152-157.
- [7] 徐世琅, 熊松波, 李贺东, 等. 混凝土断裂参数厚度尺寸

效应的定量表征与机理分析 [J]. 土木工程学报, 2017, 50(5): 57-71.

- [8] XIE J, LIU Y, YAN M L, et al. Mode I Fracture Behaviors of Concrete at Low Temperatures [J]. Construction and Building Materials, 2022, 323: 126612.
- [9] 胡少伟, 米正祥. 基于扩展有限元法的混凝土裂缝扩展过程数值模拟 [J]. 水利学报, 2014(S1): 51-56.
- [10] SL 352—2006, 水工混凝土试验规程 [S].
- [11] 尹阳阳, 胡少伟. 小跨高比混凝土三点弯曲梁双 K 断裂参数研究 [J]. 工程力学, 2020, 37(12): 138-146, 170.

(责任编辑 周雪梅)