DOI：10.16285/j.rsm.2022.1847

岩石张拉裂缝与充填胶结裂隙的相互作用

尚德磊[1, 2, 3]，陈进帆[2]，褚　鹏[1]

（1. 深圳大学 深地科学与绿色能源研究院 广东省深地科学与地热能开发利用重点实验室，广东 深圳 518060；
2. 清华大学 土木工程系，北京 100084；3. 四川大学 水力学与山区河流开发保护国家重点实验室，四川 成都 610065）

摘　要：工程开挖扰动、卸荷和水力破岩产生的工程裂缝与先存裂隙的相互作用在岩石工程中十分普遍，建立适用于工程裂缝遇先存裂隙的扩展准则是解释工程裂缝扩展机制和研究岩体弱面剪切滑移的关键。采用两种不同强度的混凝土充填材料模拟强、弱胶结的先存裂隙，在只考虑准静态张拉应力作用下，依据半圆三点弯法测定了充填胶结型岩石的Ⅰ型静态断裂韧度；通过分析工程裂缝扩展轨迹，获得了临界启裂角与应力逼近角的关系；进一步探讨了工程裂缝与先存裂隙的相互作用扩展模式与判别准则。结果表明：张拉应力作用下工程裂缝与先存裂隙的相互作用受应力逼近角、启裂逼近距离和充填物胶结强度的共同影响；充填胶结砂岩的静态断裂韧度随应力逼近角增大先增大后减小；启裂逼近距离较大时，断裂韧度随应力逼近角变化不大，而启裂逼近距离较小时，断裂韧度随应力逼近角增大呈现先增大后减小的规律；应力逼近角影响充填胶结岩石的断裂韧度，但影响程度不如启裂逼近距离和充填物胶结强度，且存在一个极限影响距离。即使在张拉应力作用下，岩石材料的裂隙前端同样存在剪切局部化，因此，工程裂缝是否穿过先存裂隙取决于应力逼近角、启裂逼近距离和充填物胶结强度共同作用下裂隙面的抗剪强度和先存裂隙面的摩擦学特性。

关　键　词：半圆三点弯；岩石断裂；天然裂缝；充填胶结；断裂韧度
中图分类号：TU 457　　**文献标识码：**A　　**文章编号：**1000－7598 (2023) 增刊－0319－13

Interaction between tensile crack and filling cemented fissure in rock

SHANG De-lei[1, 2, 3],　CHEN Jin-fan[2],　CHU Peng[1]

(1. Institute of Deep Earth Sciences and Green Energy, Guangdong Provincial Key Laboratory of Deep Earth Sciences and Geothermal Energy Exploitation and Utilization, Shenzhen University, Shenzhen, Guangdong 518060, China; 2. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 3. State Key Laboratory of Hydraulics and Mountain River Engineering, Sichuan University, Chengdu, Sichuan 610065, China)

Abstract: The interaction of pre-existing fissures and engineering cracks caused by excavation-induced disturbance, unloading and hydraulic fracturing is very common in rock engineering. Establishing a propagation criterion suitable for engineering cracks encountering pre-existing fissures is the key to explaining the propagation mechanism of engineering cracks and investigating the weak-surface shear-slip of rock mass. The study used two concrete filling materials with different strengths to simulate the pre-existing fissures of strong and weak cementation. The mode I static fracture toughness of the filled cemented rock was determined by the semi-circular bend method under the quasi-static tensile stress. By analyzing the propagation trajectory of engineering cracks, the relationship between the critical crack initiation angle and the stress approach angle was obtained; the interaction propagation mode and initiation criteria of engineering cracks interacting with preexisting fractures were further discussed. The results show that the interaction between engineering cracks and pre-existing fissures under tensile stress is jointly affected by the stress approach angle, the crack initiation approach distance, and the cementation strength of the filling. The static fracture toughness of the filled cemented sandstone first increases and then decreases with the increase of the stress approach angle. When the crack initiation distance is large, the fracture toughness changes little with the stress approach angle; while when the crack initiation distance is short, the fracture toughness first increases and then decreases with the increase of the stress approach angle. The stress approach angle affects the fracture toughness of the cemented rock filling, but the magnitude of the influence is not as great as those of the crack initiation approach distance and the cement strength of the fillings, and there is a limited influence distance. Even if the rock material is under tensile stress, there is also shear localization at the front of the crack. Therefore, whether or not an engineered

收稿日期：2022-11-25　　录用日期：2023-04-07
基金项目：国家自然科学基金（No. 52104096，No. 52192625）；国家重点研发计划（No. 2018YFC0407005）；中国博士后科学基金（No. 2018M641366）；水力学与山区河流开发保护国家重点实验室（四川大学）开放基金课题（No. SKHL2216）；广东省“珠江人才计划”引进创新创业团队项目（No. 2019ZT08G315）。
This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52104096, 52192625), the National Key R&D Program of China (2018YFC0407005), the China Postdoctoral Science Foundation (2018M641366), the Open Fund of State Key Laboratory of Hydraulics and Mountain River Engineering, Sichuan University (SKHL2216) and the Program for Guangdong Introducing Innovative and Enterpreneurial Teams (2019ZT08G315).
第一作者简介：尚德磊，男，1989 年生，博士，副研究员，主要从事岩石力学与工程地质方向的研究。E-mail：sdl18@tsinghua.org.cn
通讯作者：褚鹏，男，1994 年生，博士研究生，主要从事深部岩石力学方面的研究。E-mail：chupeng@cumt.edu.cn

crack crosses a pre-existing fissure depends on the shear strength of the cracks and the friction properties of the pre-existing fissure under the combined effect of the stress approach angle, the crack initiation approach distance, and the cementation strength of the filling materials.

Keywords: semi-circular bend; rock fracturing; natural fracture; filling cement; fracture toughness

1 引 言

地层岩体中通常存在成岩、构造地质作用产出的天然裂隙和工程开挖、水力、温度等因素产生的次生裂隙/裂缝，统称为先存裂隙，其中，有充填物的先存裂隙即为充填胶结裂隙。工程开挖扰动、卸荷和水力破岩等产生的裂缝（简称工程裂缝）与先存裂隙的相互作用在岩石工程中十分普遍，如油气、矿山、地热领域突水灾变过程、水力压裂遇天然裂缝，库岸岩坡变形滑移，矿山采掘、隧道和水电硐室等工程岩体开挖遇断层[1-5]。建立适用于工程裂缝遇先存裂隙的扩展准则是解释工程裂缝扩展机制和研究岩体弱面剪切滑移的关键[6-8]。工程裂缝和先存裂隙的相互作用过程是岩石力学与工程地质领域关注的热点和难点。

宏观上看，水力诱导产生的工程裂缝通常属于张拉裂缝[9]。然而，张拉为主的裂缝扩展尖端也存在剪切局部化区域。裂缝扩展遵循阻抗最小的局部路径（而不是整体路径），先存裂隙的存在增大了工程裂缝偏转的概率；这一过程促成大量分岔且具有特定分布特征的剪切裂缝，以及由裂缝尖端应力状态和结构主导的裂纹扩展模式，从而使裂缝的增长杂乱无章[10]。既有研究主要关注工程裂缝与无胶结充填的单裂隙的相互作用[11-12]。然而，一些被当作张裂隙的不连续痕迹尽管大多不持久但实际上也具有力学强度[13]。因此，研究工程裂缝与先存裂隙的相互作用必须考虑岩石裂隙界面的胶结强度。

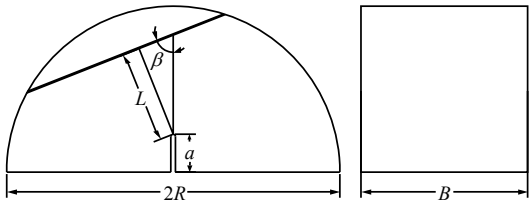
研究表明，工程裂缝的扩展既受制于应力差的影响[14]，也与先存裂隙中应力逼近角[15-17]、胶结物的强度、厚度和刚度[18]，以及启裂点与先存裂隙的逼近距离息息相关[19-21]。工程裂缝是穿过还是捕获于先存裂隙取决于裂缝交岔区的抗剪强度和滑移潜力，以及在扩展裂缝近端封闭裂纹的剥离潜力，并且与地应力各向异性程度、岩石的断裂韧度、先存裂隙的胶结强度以及二者的相对角度有关[22]。胶结强度越大，工程裂缝越容易穿过先存裂隙[23]；逼近角越小，裂缝沿先存裂隙扩展的概率越大[24-25]；应力差越小，先存裂隙越容易启裂[26]，且在裂隙面由张拉破坏为主转为张拉和剪切并存[27]。然而这些研究并未同时考虑充填胶结型先存裂隙应力逼近角度和启裂逼近距离对工程裂缝扩展的影响。

断裂力学作为固体力学的重要分支，是研究材料和工程结构中裂纹扩展规律的学科；不同相材料组成的固体，其各相之间存在物质分界面；界面裂纹是研究这种固体材料的断裂力学问题的关键[28]。半圆三点弯（semi-circular bend，SCB）是研究工程裂缝与先存裂隙相互作用的断裂力学行为的重要手段[17, 29]。为了克服先存裂隙表面粗糙度的散性程度，便于控制岩石裂隙界面的胶结强度，研究采用两种不同强度的混凝土充填材料模拟强、弱胶结的先存裂隙；外载荷只考虑准静态张拉应力状态，并依据半圆三点弯法测定岩石Ⅰ型静态断裂韧度；通过分析断裂过程中裂缝的扩展轨迹，统计等效Ⅰ型断裂韧度[30]，获得断裂韧度与充填材料、启裂逼近距离和应力逼近角的关系；探讨工程裂缝与先存裂隙相互作用扩展模式与判别准则，以便更好地通过数值计算模拟类似工程问题，获得相应的解决方案。

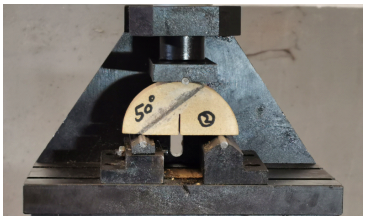
2 试验方法与装置

2.1 试样制备

研究选取新鲜砂岩制作半圆三点弯试件，试件尺寸如图 1(a)所示。圆盘直径为 $D=2R$，厚度为 B，切口长为 a，预制切口与先存裂隙的夹角 β 为应力逼近角，预制切口启裂的裂纹末端与先存裂隙的垂距 L 为启裂逼近距离。先存裂隙采用图 2 所示粒径分布的国际标准化组织（ISO）提出的标准石英砂与 42.5R 普通硅酸盐水泥按比例配制两种强度的胶结充填材料，裂隙充填程度为全充填。应力逼近角 β 分别设置为 10°、30°、50°、70°、90°，依据文



(a) 试正视图样（左）和侧视图（右）



(b) 半圆三点弯试样夹具



(c) 试样温/湿自动控制养护箱

图 1 试样规格与试验装置

Fig.1 Specimen specification and test device

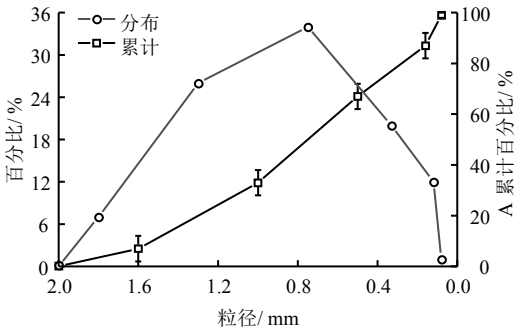


图 2　ISO 标准砂的颗粒粒径分布

Fig.2　Particle size distribution of ISO standard sand

献[19]设置的参数，启裂逼近距离 L 为 11.5、5.0 mm，切口长为 15.2 mm，缝宽≤1.3 mm，试样厚度为 38 mm，共计 20 组，每组 3 个样品，总计 60 个样品（另计 3 种基材共 9 个样品），分组情况如表 1 所示。制样时保持 2 mm 宽的先存裂隙开度一致，并按表 1 中给出的配比进行充填制样，模拟不同的充填胶结强度，置于如图 1(c)所示的温/湿自动控制混凝土养护箱进行标准条件（实际温度为 20 ℃，湿度为 99.8%）养护 28 d 后取出检测。每种条件 3 个试样取平均值作为最终结果分析和统计。

表 1　试样分组及充填材料配比方案

Table 1　Sample grouping and filling material ratio scheme

试样编号	类型	规格	数量	材料	胶结度
SCB-1～SCB-15	L=11.5 mm	β=10°, 30°, 50°, 70°, 90°	15	砂岩+充填材料 A	强
SCB-16～SCB-30	L=11.5 mm	β=10°, 30°, 50°, 70°, 90°	15	砂岩+充填材料 B	弱
SCB-31～SCB-45	L=5.0 mm	β=10°, 30°, 50°, 70°, 90°	15	砂岩+充填材料 A	强
SCB-46～SCB-60	L=5.0 mm	β=10°, 30°, 50°, 70°, 90°	15	砂岩+充填材料 B	弱
SCB-61～SCB-63	无充填	D=76 mm，B=38 mm	3	砂岩	—
SCB-64～SCB-66	无充填	D=76 mm，B=38 mm	3	充填材料 A（砂胶比为 1.0，水胶比为 0.2～0.5）	强
SCB-67～SCB-69	无充填	D=76 mm，B=38 mm	3	充填材料 B（砂胶比为 2.0，水胶比为 0.2～0.5）	弱

注：试样尺寸见图 1(a)，充填材料中砂为 1.0 mm 以下粒径的中国标准砂，胶结剂为 42.5R 普通硅酸盐水泥；SCB-61～SCB-63、SCB-64～SCB-66、SCB-67～SCB-69 分别为单一的砂岩、充填材料 A 和充填材料 B 制作的三点弯试样，无先存裂隙。砂岩、充填材料 A 和充填材料 B 的平均断裂韧度分别为 0.266、0.354、0.263 MPa·m$^{1/2}$，抗拉强度分别为 1.662（干样 2.772）、1.155、0.799 MPa，单轴抗压强度分别为 27.932、19.452、14.261 MPa。当 σ_n = 5、15、25 MPa 时，砂岩的抗剪强度分别为 11.246、20.151、26.727 MPa。当 σ_n = 25 MPa 时，材料 A 和材料 B 充填胶结岩样的抗剪强度分别为 17.521、16.514 MPa。

2.2　试验方法

依据国际岩石力学与岩石工程学会推荐方法[31]，采用半圆三点弯试件测定Ⅰ型断裂韧度：

$$K_{\mathrm{Ic}} = Y' \frac{P_{\max}\sqrt{\pi a}}{DB} \tag{1}$$

$$Y' = -1.297 + 9.516(s/D) - \left[0.47 + 16.457(s/D)\right]\zeta + \left[1.071 + 34.401(s/D)\right]\zeta^2 \tag{2}$$

式中：K_{Ic} 为 I 型断裂韧性（MPa·m$^{1/2}$）；Y' 为无量纲参数；$P_{\max}$ 为测定的最大载荷（N）；$\zeta = 2a/D$；s 为测试时底部支撑跨距（m），本研究中跨距 s 设置为 50 mm。值得注意的是，对于加载对称、结构非对称的半圆三点弯试验中切口尖端裂纹并非纯 I 型断裂，通过式（1）、（2）计算并不是传统意义上的 I 型断裂韧度，而是一种等效 I 型断裂韧度。采用上述方法计算获得的断裂韧度便于与不含结构面的试样作对比，评估类似工程问题中结构面对纯岩地层材料固有的断裂力学属性的影响程度[30]。

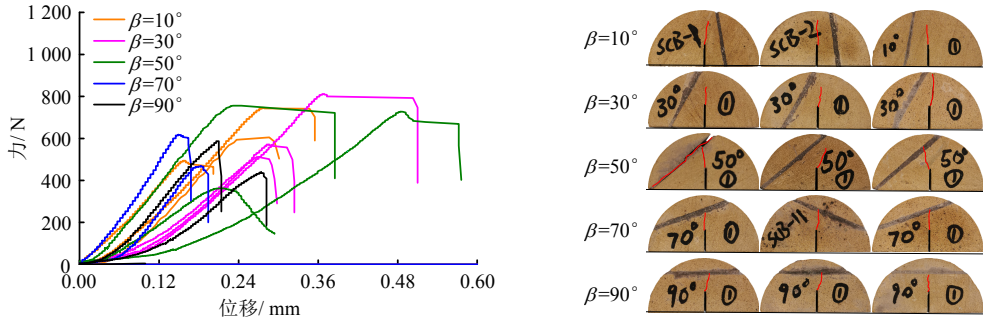
采用搭建的一套小量程（10 kN）岩石力学测试系统测定岩石和充填材料配比成型的单轴抗压、抗拉强度（圆盘试样巴西劈裂法）与Ⅰ型断裂韧度，及充填胶结岩石试样的等效Ⅰ型断裂韧度。各类型样品均设置 3 个试样，分别在相同试验条件下测定并取平均值作为最终结果。该装置主要由试件夹具、伺服电机、刚性机架和图像采集装置组成。首先将试件放入如图 1(b)所示的试件夹具，试验前调整液压加载杆位置以固定岩样；试验过程中由轴向加载杆施加载荷直至岩样破坏，加载速率为 0.02 kN/s，记录竖向几何中线的法向力和法向位移，并用图像采集设备监测裂纹扩展情况。

3　试验结果与分析

3.1　充填胶结裂隙岩样等效 I 型断裂韧度

图 3～6 为试验过程中材料 A、B 充填岩样的加载力-位移曲线以及裂纹扩展情况。试验过程中加载力-位移曲线分别如图 3(a)～6(a)所示，从加载过程力-位移曲线可知，无论是强胶结充填还是弱胶结充填裂隙岩样，线性段的斜率差异不大，一致性较好；其进入弹塑性状态后很快到达峰值应力，且这一过程时间较短；峰值应力明显，表明研究的充填裂隙岩样大部分仍处于脆性断裂范畴。同时，少量样品中也存在裂隙滑移过程，即图中荷载不变，位移随

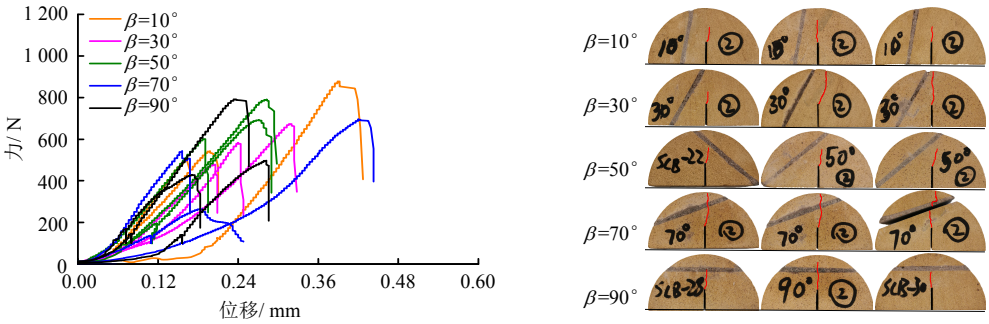
时间增加而增大。测试完毕后试样如图 3(b)～6(b)所示，红色迹线表示裂纹扩展路径，裂缝扩展模式统计结果见 3.2 节。试验结果见表 2。总体来看，充填胶结裂隙试样等效断裂韧度为 0.209 MPa·$m^{1/2}$；只考虑应力逼近角的影响，当 $\beta=10°$、30°、50°、70°、90° 时，等效断裂韧度均值分别为 0.189、0.212、0.243、0.213、0.192 MPa·$m^{1/2}$；只考虑充填材料胶结强度的影响，强胶结（充填材料 A）和弱胶结（充填材料 B）充填裂隙岩样的等效断裂韧度均值分别为 0.189、0.231 MPa·$m^{1/2}$；只考虑启裂逼近距离的影响，当 $L=11.5$、5.0 mm 时，等效断裂韧度分别为 0.210、0.209 MPa·$m^{1/2}$。试验结果表明，应力逼近角对充填胶结裂隙的等效断裂韧度有显著的影响，岩样的 I 型断裂韧度随应力逼近角度的增加先增大后减小，如图 7 所示。应力逼近角为 10° 和 30° 时，断裂韧度均值相差不大；应力逼近角为 50° 时，其 I 型断裂韧度均值最大；应力逼近角大于 50° 时，其 I 型断裂韧度均值近似线性减小。



(a) 加载力–位移曲线 (b) 裂纹扩展情况

图 3 材料 A 充填岩样加载力–位移曲线和裂纹扩展情况（L=11.5 mm）

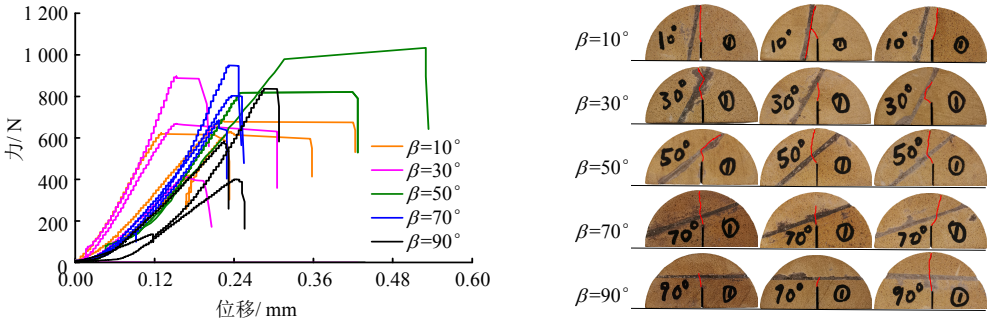
Fig.3 Force-displacement curves and crack propagation of rock sample filled with material A (L=11.5 mm)



(a) 加载力–位移曲线 (b) 裂纹扩展情况

图 4 材料 B 充填岩样加载力–位移曲线和裂纹扩展情况（L=11.5 mm）

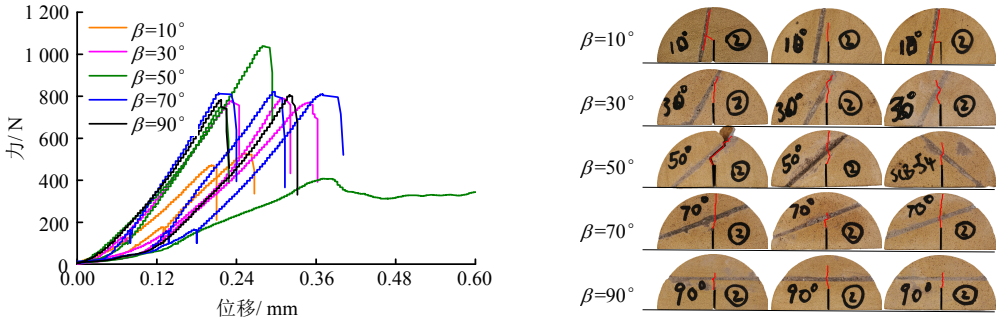
Fig.4 Force-displacement curves and crack propagation of rock sample filled with material B (L=11.5 mm)



(a) 加载力–位移曲线 (b) 裂纹扩展情况

图 5 材料 A 充填岩样加载力–位移曲线和裂纹扩展情况（L=5.0 mm）

Fig.5 Force-displacement curves and crack propagation of rock sample filled with material A (L=5.0 mm)



(a) 加载力-位移曲线　　(b) 裂纹扩展情况

图 6　材料 B 充填岩样加载力-位移曲线和裂纹扩展情况（*L*=5.0 mm）

Fig.6　Force-displacement curves and crack propagation of rock sample filled with material B (*L*=5.0 mm)

表 2　不同充填材料和应力逼近角影响下砂岩 I 型静态断裂韧度

Table 2　Mode I static fracture toughness of sandstone under the influence of different filling materials and stress approach angles

试样编号	β / (°)	K_{IC} / (MPa·m$^{1/2}$)	胶结度	启裂逼近距离 L / mm	试样编号	β / (°)	K_{IC} / (MPa·m$^{1/2}$)	胶结度	启裂逼近距离 L / mm
SCB-1～3	10	0.197	强	11.5	SCB-31～33	10	0.207	强	5.0
SCB-4～6	30	0.202	强	11.5	SCB-34～36	30	0.212	强	5.0
SCB-7～9	50	0.197	强	11.5	SCB-37～39	50	0.297	强	5.0
SCB-10～12	70	0.170	强	11.5	SCB-40～42	70	0.260	强	5.0
SCB-12～15	90	0.164	强	11.5	SCB-42～45	90	0.195	强	5.0
SCB-16～18	10	0.205	弱	11.5	SCB-46～48	10	0.148	弱	5.0
SCB-19～21	30	0.185	弱	11.5	SCB-49～51	30	0.250	弱	5.0
SCB-22～24	50	0.223	弱	11.5	SCB-52～54	50	0.253	弱	5.0
SCB-25～27	70	0.160	弱	11.5	SCB-55～57	70	0.261	弱	5.0
SCB-28～30	90	0.184	弱	11.5	SCB-58～60	90	0.225	弱	5.0

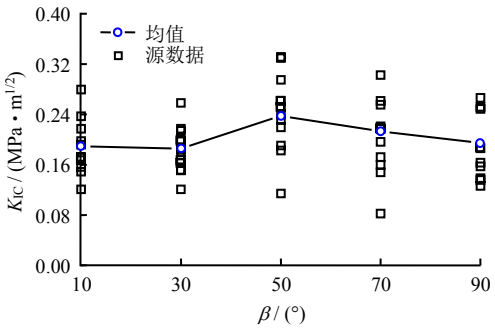


图 7　充填胶结砂岩 I 型断裂韧度随应力逼近角的变化规律

Fig.7　Variation of mode I fracture toughness of filled cemented sandstone with stress approach angle

3.2　充填胶结裂隙的工程裂缝扩展模式

由 3.1 节的试验结果表明，应力逼近角较小（β = 10°、30°）且启裂逼近距离也较小（L = 5.0 mm）时，部分岩样破坏时沿先存裂隙面发生滑移；即使应力逼近角较小时，若启裂逼近距离较大（L = 11.5 mm），工程裂缝的扩展在应力逼近角小于 50°时几乎未受先存裂隙的影响。当应力逼近角增大至 50° 以上时，较大的启裂逼近距离对工程裂缝的扩展影响也随之减小。工程裂缝扩展过程中遇先存裂隙大致可分为 3 种情况（也有文献分为 4 种扩展模式[32]）：①工程裂缝与先存裂隙不交汇（uncrossing）；②工程裂缝被先存裂隙捕获（arrest），沿先存裂隙扩展；③工程裂缝穿过先存裂隙（crossing），或先被捕获再穿过先存裂隙。研究统计了如图 3～6 所示的裂缝扩展情况，将捕获且穿过和穿过归类为穿过，其统计结果如图 8 所示，图中百分数表示不同扩展模式占总数的比例。结果表明，随着应力逼近角的增大，工程裂缝的扩展都趋于穿过先存裂隙。应力逼近角影响充填胶结岩石的裂缝扩展模式，其影响程度受制于启裂逼近距离，且同样存在一个极限应力逼近角。工程裂缝遭遇未充填胶结的张开裂隙时，其扩展模式受应力逼近角控制[33]，这与本文的研究结果基本一致。

依据图 8 中统计的穿过区间分布与图 7 中断裂韧度值较大的分布区间基本一致，说明工程裂缝扩展模式与断裂韧度存在某种联系。当逼近角较小时，工程裂缝在启裂逼近距离较大时被先存裂隙捕获的概率较小；而随着逼近角度增大，即使在启裂逼近距离较大时，先存裂隙捕获工程裂缝的概率也随之先增大后减小，逼近距离较小时也存在类似规律。这两种情况均与逼近角的大小密切关联。由此可知，尽管工程裂缝扩展模式与断裂韧度分布存在一定关

联，但工程裂缝扩展模式不会影响断裂韧度的大小。其根本原因在于，充填物胶结强度和应力逼近角的共同作用，其不仅影响断裂韧度的大小，还影响工程裂缝扩展模式，即断裂韧度和裂缝扩展模式均是逼近角和充填物胶结强度共同作用的结果。

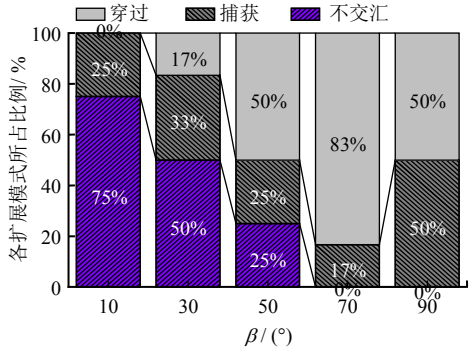


图 8 裂缝扩展模式及其分布

Fig.8 Fracture propagation mode and its distribution

3.3 充填胶结裂隙 I-II 型复合断裂的影响因素

3.3.1 启裂逼近距离对充填胶结裂隙 I-II 型复合断裂的影响

工程裂缝遇胶结充填裂隙过程中，裂纹的启裂、扩展分为两个阶段。首先，预制切口的启裂，然后裂纹在本体岩石（本研究中指砂岩）中扩展，直到裂纹扩展至先存裂隙（本研究中指胶结充填裂隙）的极限影响范围时切口启裂的裂纹发生偏转。当切口启裂的裂纹扩展至先存裂隙界面时，裂纹的启裂、扩展进入第 2 阶段，即裂纹在本体岩石材料和充填胶结材料及二者构成的界面结构中的复合型启裂、扩展（本研究中只考虑 I-II 型复合断裂）。此时，裂纹可能发生 4 种扩展模式：①裂纹直接穿过先存裂隙；②裂纹被先存裂隙捕获不再继续扩展；③裂纹被先存裂隙捕获一段距离后，再穿过先存裂隙继续扩展；④裂纹被先存裂隙捕获后发生滑移（本研究中统计为捕获）。无论哪种裂纹扩展模式，在结构不对称的岩体中裂纹的扩展与单向拉伸时有所不同，即可能存在 I-II 型复合断裂，裂纹的扩展具有一定的扩展角；复杂载荷下的应力强度因子可以作为几个比较简单问题的代数和[34]。因此，本研究中所述 I-II 型复合断裂，其等效的断裂韧度是评估岩体断裂力学行为的重要参数指标，同时也能与其他类似的研究[19, 35-37]进行横向对比。

第 3.1 节的结果显示，当启裂逼近距离 $L=11.5$ mm 时，断裂韧度随应力逼近角变化不大，并在 $\beta=50°$ 时取得最大值；当 $\beta=10°$、30° 时，工程裂缝沿切口末端启裂后扩展方向未偏转至先存裂隙一侧，而当 $\beta=50°$ 时，裂缝更倾向于被先存裂隙捕获；当 $\beta=70°$、90° 时，裂缝更倾向于穿越先存裂隙。如图 9 所示，当间距 $L=5.0$ mm 时，断裂韧性随应力逼近角先增大后减小，当 $\beta=50°$ 时断裂韧性最大。当 $\beta=10°$、30° 时，工程裂缝沿切口末端启裂后被捕获的概率增大；当 $\beta=50°$ 时，裂缝既有捕获也有穿过；当 $\beta=70°$、90° 时，裂缝通常穿越先存裂隙。

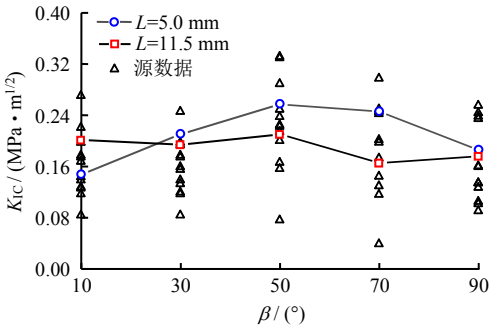


图 9 启裂逼近距离对充填胶结砂岩 I 型断裂韧度的影响

Fig.9 Effect of crack initiation approach distance on the mode I fracture toughness of the filling materials cemented sandstone

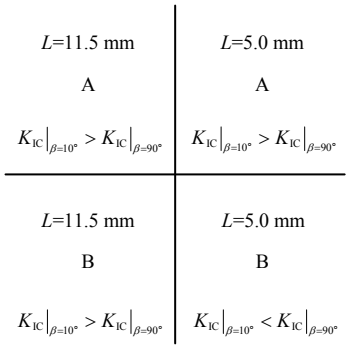


图 10 不同启裂逼近距离影响下应力逼近角 β=10° 和 90° 时岩样的断裂韧度

Fig.10 Fracture toughness of rock samples at stress approach angles β=10° and 90° under the influence of different crack initiation approach distances

如图 9 和图 10 所示，当 $L=11.5$ mm，$\beta=10°$ 时，材料 A 和材料 B 充填胶结的砂岩断裂韧度均大于 $\beta=90°$ 的岩样，且断裂韧度均值相差不大；当 $L=5.0$ mm，$\beta=10°$ 时，材料 A 充填胶结的砂岩断裂韧度大于 $\beta=90°$ 时的岩样，而材料 B 充填胶结的砂岩断裂韧度小于 $\beta=90°$ 时的岩样，这与其他 3 种情况均有所不同。

由此可见，在启裂逼近距离较大的情况下，先存裂隙对工程裂缝的扩展影响较小；随着启裂逼近距离减小，工程裂缝的扩展越容易受先存裂隙的影响。研究结果表明，无论哪一种启裂逼近距离，当

逼近角为 50° 时充填胶结砂岩的断裂韧度均较大，说明在此条件下裂缝启裂越困难，扩展所消耗的断裂能更大。应力逼近角影响充填胶结岩石的断裂韧度，但影响程度不如启裂逼近距离，且存在一个极限影响距离。预制切口末端与先存裂纹垂直距离，（即启裂逼近距离 L）的变化会改变胶结裂纹的长度和高度，实际逼近距离对应于工程裂缝尖端距离结构面的长度，其根本是裂纹尖端初始启裂作用范围对结构面启裂的影响，主要体现在断裂能量耗散和应力波的衰减程度可能对结构面启裂存在的影响。

3.3.2 裂隙胶结强度对充填胶结裂隙 I-II 型复合断裂的影响

在不考虑启裂逼近距离影响的情况下，如图 11(a)所示，研究方案设置的两种不同胶结强度的充填材料对断裂韧度的影响差异不够明显，但整体变化规律趋于一致，即断裂韧度随应力逼近角先增大后减小，且 $\beta=50°$ 时断裂韧度最大。工程裂缝被先存裂隙捕获的岩样破坏时大多沿砂岩与充填材料的接触面启裂、滑移（或部分启裂滑移），少部分试样的充填材料会发生剪切磨损和粉化。原因可能是两种充填材料的胶结强度差异较小，后续研究应考虑增大两种充填材料的胶结强度差异进行补充研究。考虑启裂逼近距离影响时，两种充填材料胶结的砂岩断裂韧度差异明显。相同启裂逼近距离下，材料 A 充填胶结的砂岩断裂韧度小于材料 B 充填胶结的砂岩断裂韧度。当 $L=5.0$ mm 时，两种试样的断裂韧度差异不大；当 $L=11.5$ mm 时，材料 B 充填的砂岩断裂韧度明显大于材料 A 充填胶结的试样。

大多数岩石是一种典型的弹塑性材料，岩石材料的断裂不同于理想脆性材料的断裂。充填胶结型岩体的断裂问题是一种界面裂纹扩展问题，其支配参数是应变能释放率。若采用 Griffith 断裂判据应考虑裂尖塑性区，若临界能量释放率为 G，单位面积的断裂能为 G_c [38]，当 $G>G_c$ 时裂纹发生扩展；形成单位裂纹面积所需的表面能为 γ_s，则这一过程的耗散能为 γ_p，从而

$$G_c=2\left(\gamma_s+\gamma_p\right) \tag{3}$$

由式（3）可见，对于强胶结充填（材料 A）情况下样品胶结材料中裂纹扩展所需的耗散应变能小于弱胶结充填（材料 B）的砂岩样品，故采用材料 B 充填胶结的砂岩断裂韧度大于材料 A 充填胶结的砂岩断裂韧度，相应的临界应力 σ_c 也会增加，$\sigma_c=\left[2E\left(\gamma_s+\gamma_p\right)/\pi a\right]^{1/2}$，其中 E 为弹性模量，这与标准差最小化的试验结果一致，如图 11(b)所示。

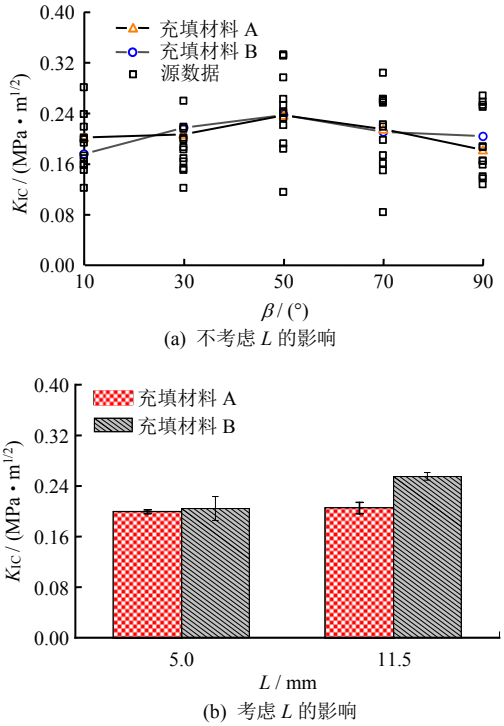


图 11　不考虑和考虑启裂逼近距离影响的两种充填材料砂岩的 I 型断裂韧度

Fig.11　Mode I fracture toughness of sandstone with two filling materials without and with considering crack initiation approach distance

修正的 Irwin 裂尖非线性区（塑性区）尺寸 r^* 可以较好地描述启裂逼近距离对断裂韧度的影响，可用下式[39]表示：

$$r^*=\frac{K_I^2}{2\pi T_c^2} \tag{4}$$

式中：T_c 为岩石的局部抗拉强度，$T_c=\sigma_t$ 表示平面应力状态，$T_c=\sigma_t/(1-2\nu)$ 表示平面应变状态，其中 σ_t 为抗拉强度，ν 为泊松比。

启裂逼近距离对工程裂缝扩展的极限影响距离与非线性区范围的空间尺寸有关。当启裂逼近距离增大至这一极值时，工程裂缝的扩展就会受先存裂隙的影响，其影响的程度与岩石材料本身的力学特性、充填胶结物的特性和应力逼近角息息相关。对于特定的岩石材料，可根据式（4）及提供的基本物理力学参数给出参考值，而启裂逼近距离对工程裂缝扩展的极限影响距离有待进一步研究。这也是启裂逼近距离对断裂韧度的影响程度大于应力逼近角的一个重要原因。假设砂岩为均质体，即岩石材料参数恒定（此时塑性区尺寸同样恒定），裂缝扩展至充填胶结的先存裂隙时，启裂逼近距离减小 ΔL 意味着人为将塑性区平移 ΔL 长度。裂缝扩展距离减小的情况下，裂纹应变能量释放率 G 仍大于裂纹扩展阻抗。因此，启裂逼近距离减小后，无论是材料

A 还是材料 B 充填胶结的砂岩裂缝均可扩展至先存裂隙，其裂纹扩展的应变能也会大量耗散在此处以致于裂纹止裂。故启裂逼近距离由 11.5 mm 减小到 5.0 mm 时，两种充填胶结的砂岩断裂韧度差异较小，如图 11(b)所示。

3.4 充填胶结裂隙 I-II 型复合断裂的启裂准则

更一般的情况，取地层中某一微元体，如图 12 所示，平面应力状态下岩体受远场应力 σ_{H} 和 σ_{h}（视为最大和最小水平地应力）作用，充填胶结裂隙面与切口长度为 a 的裂纹在极坐标系（r，θ）中 3 个应力分量如式（5）[39]所示：

$$\left.\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}}\left[K_{\mathrm{I}}(3-\cos\theta)\cos\frac{\theta}{2}+K_{\mathrm{II}}(3\cos\theta-1)\sin\frac{\theta}{2}\right]\\ \sigma_\theta &= \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left[K_{\mathrm{I}}(1+\cos\theta)-3K_{\mathrm{II}}\sin\theta\right]\\ \tau_{r\theta} &= \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left[K_{\mathrm{I}}\sin\theta+K_{\mathrm{II}}(3\cos\theta-1)\right]\end{aligned}\right\}+ o\left(r^{-1/2}\right) \tag{5}$$

式中：K_{I} 和 K_{II} 分别为 I 型和 II 型应力强度因子；$o\left(r^{-1/2}\right)$ 为应力高阶无穷小量。

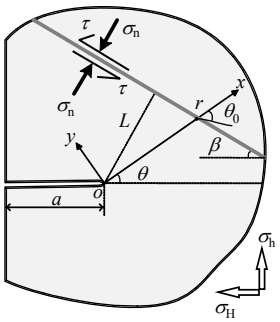


图 12 张拉应力作用下充填胶结裂隙面应力分布示意图
Fig.12 Schematic diagram of stress distribution in filling cemented crack surface under tensile stress

根据 Erdogan 等[40]的最大环向拉应力准则，裂纹沿 $\sigma_{\theta\max}$ 所对应的 θ 方向扩展，满足 $\partial\sigma_\theta/\partial\theta=0$，$\partial^2\sigma_\theta/\partial\theta^2<0$。应力保留到零阶项修正[40]。令 $\partial\sigma_\theta/\partial\theta=0$ 可得到临界启裂角 θ_0 与 β 的关系。经 Finnie 等[41]纠正和整理，求得临界状态下 θ_0 与 β 的关系式为

$$\tan^2\beta-\left(\frac{1-3\cos\theta_0}{\sin\theta_0}\right)\tan\beta-\left(\frac{16\sqrt{2r_0/a}\sin\dfrac{\theta_0}{2}}{3\tan\theta_0}\right)\cdot\left(1-\tan^2\beta\right)=0 \tag{6}$$

$$r_0=K_{\mathrm{Ic}}^2/2\pi T_{\mathrm{c}}^2 \tag{7}$$

式中：r_0 为临界距离。

$\beta\subseteq[0°,90°]$，当逼近角 $\beta=0°$ 时，由式（6）可知 $\theta_0=0°$，即裂纹呈 I 型自相似扩展（图 12 中 x 轴方向）；当 $\beta\to90°$ 时，$\tan\beta\to+\infty$，式（6）两边同时除以 $\tan^2\beta$ 并取极限，整理后可得

$$\cos^2\frac{\theta_0}{2}+\frac{3}{16\sqrt{2r_0/a}}\cos\frac{\theta_0}{2}-\frac{1}{2}=0 \tag{8}$$

在材料参数确定的情况下，由式（8）可知，当 $\beta=90°$ 时，$\cos\theta_0/2$ 存在极小值，即 θ_0 存在极小值。当 $\beta\subseteq(0°,90°)$ 时，由式（6）、（7）确定临界启裂角 θ_0 与应力逼近角 β 的关系。

若将 I-II 型裂纹启裂的断裂韧度等效为一个纯 I 型裂纹的断裂韧度 K_{e}，则有

$$K_{\mathrm{e}}=\frac{1}{2}\cos\frac{\theta_0}{2}\left[K_{\mathrm{I}}(1+\cos\theta_0)-3K_{\mathrm{II}}\sin\theta_0\right] \tag{9}$$

式中：$K_{\mathrm{e}}=K_{\mathrm{Ic}}$。且式（9）同样可应用于式（7），从而确定复合裂纹扩展时的非线性区尺寸 r_0 的范围，并计算出临界启裂角，以此作为充填胶结裂隙裂纹启裂的判别准则。

在 I-II 型复合断裂问题中，临界启裂角是裂纹启裂的临界角度，由岩石材料的力学性质、先存裂隙的角度和外载荷等因素决定，反映了岩石材料的断裂特征，并用于预测裂纹启裂的方向。通常情况下，材料的强度越高，临界启裂角越小。理论计算表明，充填胶结裂隙影响下裂纹的临界启裂角受材料 I 型断裂韧度的影响程度略大于 II 型断裂韧度，裂纹的临界启裂角与应力逼近角的关系如图 13 所示，在 $\beta=9°\sim24°$ 范围内存在应力奇异性。

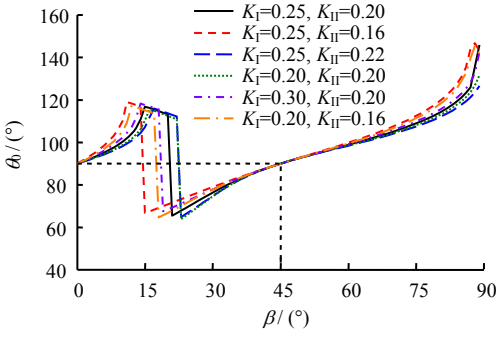


图 13 临界启裂角与应力逼近角的关系及敏感性分析
Fig.13 Sensitivity analysis and relationship between critical initiation angle and stress approach angle of the crack

4　裂缝相互作用与滑移潜力判别准则

正如 3.1 节所述，岩石材料即使在张拉应力作用下裂隙前端同样存在剪切局部化[10, 42]，剪切应力与张拉应力之比对于裂缝扩展模式有重要影响[43]，其力学模型如图 14 所示。水力破岩过程中最大水平应力 σ_{H} 和最小水平应力 σ_{h} 与启裂逼近距离和应力逼近角 β 的关系式为

$$\sigma_{\mathrm{H}}-\sigma_{\mathrm{h}}=\left[\frac{\pi E G_{\mathrm{c}}}{4\left(1-\nu^{2}\right)R}\right]^{1/2}\sin^{-2}\beta \tag{10}$$

$$R=L/\sin\beta \tag{11}$$

本研究中 $\sigma_{\mathrm{h}}=0$。假设硬币型裂缝纵剖面形态为半径为 R 的圆。

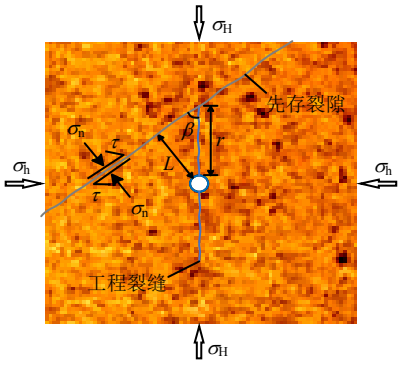


图 14　工程裂缝与先存裂隙相互作用力学模型（修改自文献[15]）

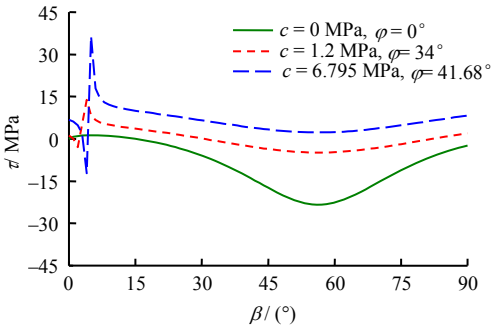
Fig.14　Mechanical model of interaction between engineering crack and preexisting fracture (modified from reference [15])

当流体压力大于裂隙面法向应力和裂隙面胶结强度之和时，工程裂缝通常会沿裂隙面扩展并开启；反之裂隙面会保持闭合。工程裂缝是否穿过先存裂隙还取决于裂隙面的抗剪强度。如果先存裂隙面抗剪强度足够小，诱导产生的裂隙尖端应力场中剪切应力分量便会受裂隙面滑移主导而不会扩展、穿过先存裂隙。如果先存裂隙面抗剪强度足够大，水力诱导产生的裂隙尖端应力场中剪应力分量的影响会相对降低，此时张拉应力将主导工程裂缝扩展直到穿过或部分穿过先存裂隙面。对于工程裂缝与先存裂隙交岔影响区域黏聚力为 c_{f} 和基本摩擦角为 φ_{f} 的充填型岩石裂隙，结合巴顿经典抗剪强度准则，可得

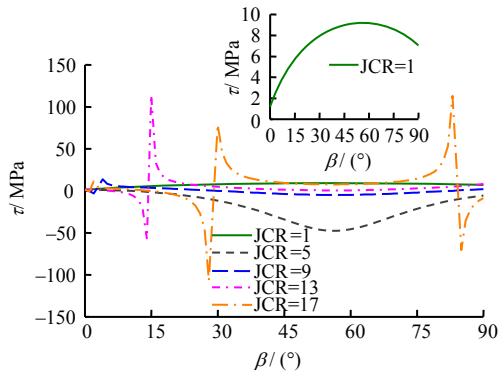
$$\sigma_{\mathrm{n}}=\sigma_{\min}\cos\beta+\sigma_{\max}\sin\beta \tag{12}$$

$$\tau=c_{\mathrm{f}}+\left(\sigma_{\mathrm{n}}-p_{\mathrm{f}}\right)\tan\left[\varphi_{\mathrm{f}}+\mathrm{JRC}\lg\left(\frac{\mathrm{JCS}}{\sigma_{\mathrm{n}}}\right)\right] \tag{13}$$

式中：σ_{n} 为裂隙面法向应力；τ 为裂隙面剪应力；JRC 为裂隙面粗糙度系数；JCS 为裂隙壁面强度，新鲜岩样 JCS 与岩石单轴抗压强度相当；p_{f} 为天然裂隙内流体压力，未充填或弱胶结 $p_{\mathrm{f}}\geqslant 0$，强胶结且未破坏前 $p_{\mathrm{f}}=0$。



(a) 黏聚力与内摩擦角对剪应力影响的敏感性分析



(b) 裂隙面粗糙度系数 JRC 对剪应力影响的敏感性分析

图 15　充填裂隙面剪应力与临界启裂角关系

Fig.15　Relationship between shear stress and critical crack initiation angle in filling fracture surface

通过第 3 章的研究结果可知，应力逼近角、启裂逼近距离和充填胶结强度对充填胶结型砂岩的静态断裂韧度有不同程度的影响，尽管充填胶结强度的影响差异不够明显。式（12）、（13）表明，应力逼近角影响工程裂缝与先存裂隙交岔区的先存裂隙面法向应力；应力逼近角、材料的力学参数及裂隙面粗糙度系数共同决定了扩展的工程裂缝尖端应力状态奇变区范围，如图 15 所示。裂隙面剪应力存在周期性振荡奇异性，随着黏聚力、内摩擦角和裂隙面粗糙度系数增大，剪应力值的演化规律呈先增大后减小向先减小后增大转变的趋势。岩石材料的黏聚力和内摩擦角越大，裂隙面几何形态越曲折（分形维数越大），其应力奇变区对应的应力逼近角越大，各参数的演化规律在[0～π/4]和[π/4～π/2]

区间基本相同。

充填胶结强度决定了先存裂隙面的固有黏聚力 c_f 和基本摩擦角为 φ_r，从而决定了先存裂隙面剪切滑移潜力。图 15 表明，当裂隙面粗糙度系数 JRC 为 1 时，对特定的岩石裂隙系统而言，剪应力随应力逼近角变化幅度减少，滑移潜力最大可增加 2 个数量级；当 JRC 增大至 17 时，裂隙面最大剪应力值对应的应力逼近角为 83°，其对应的应力值也相应减小了 92.44%；若考虑水−岩物理化学作用[44-46]，裂隙面粗糙度不仅会大幅减小，而且在水的润滑作用、裂隙面压溶效应和地球化学反应等因素的影响下，岩石力学强度进一步降低；当剪应力达到 80% 左右峰值强度时，裂隙面微凸体进入弹塑性状态，微裂纹开始启裂[47-48]，此时不连续面的滑移潜力可能显著增加。可见，除了地层物理力学特性，不连续面的产状与地应力、水−岩物理化学作用等众多因素共同影响和决定了工程裂缝与先存裂隙相互作用过程中裂隙的扩展模式和滑移潜能。

然而，未充填裂隙节理裂隙参数对断裂韧度和裂隙扩展模式有一定影响[43]，且实际工程中节理裂隙存在部分胶结，且裂隙形态属三维空间分布，具有一定的各向异性。岩体是一种由地质作用天然形成的地质体，受构造作用和开挖、地震等扰动，结构面承受的载荷也十分复杂。本文的研究采用胶结的平直裂隙略显不足，但采用平直裂隙能更好地控制样品规格，从而减小试验误差；通过标准的室内测试研究张拉裂纹扩展与先存裂隙的相互作用也是获取岩体力学参数演化规律的重要方面。下一步研究需进一步考虑裂隙参数的影响和有效应力作用，采用可视化方法进行工程裂缝的三维扩展研究，以及必要的二维试验研究补充和验证。与此同时，结合构造活动区域的水利水电、页岩油气、库岸边坡等领域工程扰动频繁、地质条件复杂的特点[48]，坚持“源于工程，高于工程，服务工程，指导工程，引领工程”（清华大学聂建国院士）的工程科学思想[49-50]，处理好工程开发与防灾减灾的主要矛盾，研究原位岩石力学，创新工程扰动影响下裂隙岩体多场耦合理论与技术，指导破岩与支护施工。

5 结 论

本文同时考虑了应力逼近角、启裂逼近距离和岩石先存裂隙界面的胶结强度，采用半圆三点弯法研究了工程裂缝和先存裂隙的相互作用过程，获得了这些因素作用下相应的充填胶结型砂岩的断裂韧度与张应力作用下裂缝扩展模式，并进行了敏感性分析。结果表明：

（1）充填胶结砂岩的静态断裂韧度随应力逼近角增大先增大后减小。当启裂逼近距离较大时，断裂韧度随应力逼近角变化不大；而当启裂逼近距离较小时，断裂韧度随应力逼近角增大呈现先增大后减小的变化趋势明显。

（2）充填物胶结强度和应力逼近角共同影响断裂韧度和扩展模式。弱胶结情况下充填胶结砂岩的断裂韧度增大；强胶结情况下其对岩石断裂韧度的影响在本研究中不明显。应力逼近角影响充填胶结岩石的断裂韧度，但影响程度不如启裂逼近距离。当应力逼近角较小时，工程裂缝扩展往往不受先存裂隙的影响；工程裂缝扩展至二者的交岔影响区时，先存裂隙更倾向于捕获工程裂缝；当应力逼近角增大至 50° 以上时，即使较小的启裂逼近距离对工程裂缝的扩展影响也较小，此时工程裂缝穿越先存裂隙的概率增大。

（3）工程裂缝扩展与先存裂隙相互作用过程中，启裂逼近距离明显会影响充填胶结岩石的断裂韧度，且存在极值。岩石材料即使在张拉应力作用下裂隙前端同样存在剪切局部化，因此，工程裂缝裂与先存裂隙的相互作用还依赖于先存裂隙面和充填物的物理力学特征、剪切力学参数和摩擦学特性。

致谢：感谢清华大学赵志宏副教授在研究方案提出方面的帮助，以及其研究团队的试验平台和经费支持。感谢中国石油集团工程技术研究院陈朝伟教授级高级工程师在研究方案方面给予的宝贵意见和建议。

参 考 文 献

[1] LAMONT N, JESSEN F W. The effects of existing fractures in rocks on the extension of hydraulic fractures[J]. **Journal of Petroleum Technology**, 1963, 15(2): 203-209.

[2] ZHANG F, DAMJANAC B, MAXWELL S. Investigating hydraulic fracturing complexity in naturally fractured rock masses using fully coupled multiscale numerical modeling[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2019, 52(12): 5137-5160.

[3] JU Y, WANG Y, XU B, et al. Numerical analysis of the effects of bedded interfaces on hydraulic fracture propagation in tight multilayered reservoirs considering hydro-mechanical coupling[J]. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, 2019, 178: 356-375.

[4] FU W, SAVITSKI A A, DAMJANAC B, et al. Three-dimensional lattice simulation of hydraulic fracture

interaction with natural fractures[J]. **Computers and Geotechnics**, 2019, 107: 214-234.

[5] JEFFREY R G, BUNGER A P, LECAMPION B, et al. Measuring hydraulic fracture growth in naturally fractured rock[C]//SPE Annual Technical Conference and Exhibition. New Orleans, Louisiana: Society of Petroleum Engineers, 2009: SPE-124919-MS.

[6] TSOPELA A, DONZÉ F-V, GUGLIELMI Y, et al. Hydromechanical reactivation of natural discontinuities: mesoscale experimental observations and DEM modeling[J]. **Acta Geotechnica**, 2019, 14(5): 1585-1603.

[7] ZHANG Q, ZHANG X P, JI P Q, et al. Study of interaction mechanisms between multiple parallel weak planes and hydraulic fracture using the bonded-particle model based on moment tensors[J]. **Journal of Natural Gas Science and Engineering**, 2020, 76: 103176.

[8] LUO B, GUO J, FU W, et al. Experimental investigation of shear slippage behavior in naturally fractured carbonate reservoirs using X-ray CT[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2019, 122: 104066.

[9] DENG B, YIN G, ZHANG D, et al. Experimental investigation of fracture propagation induced by carbon dioxide and water in coal seam reservoirs[J]. **Powder Technology**, 2018, 338: 847-856.

[10] DANESHY A A. Off-balance growth: a new concept in hydraulic fracturing[J]. **Journal of Petroleum Technology**, 2003, 55(4): 78-85.

[11] RENSHAW C E, POLLARD D D. An experimentally verified criterion for propagation across unbounded frictional interfaces in brittle, linear elastic materials[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts**, 1995, 32(3): 237-249.

[12] GU H, WENG X, LUND J B, et al. Hydraulic fracture crossing natural fracture at nonorthogonal angles: a criterion and its validation[J]. **SPE Production & Operations**, 2012, 27(1): 20-26.

[13] SHANG J, HENCHER S R, WEST L J, et al. Forensic excavation of rock masses: a technique to investigate discontinuity persistence[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2017, 50(11): 2911-2928.

[14] ZHOU J, XUE C. Experimental investigation of fracture interaction between natural fractures and hydraulic fracture in naturally fractured reservoirs[C]//SPE EUROPEC/EAGE Annual Conference and Exhibition. Vienna, Austria: Society of Petroleum Engineers, 2011: SPE-142890-MS.

[15] BLANTON T L. An experimental study of interaction between hydraulically induced and pre-existing fractures[C]//SPE Unconventional Gas Recovery Symposium. Pittsburgh, Pennsylvania: Society of Petroleum Engineers, 1982: SPE-10847-MS.

[16] LEE H P, OLSON J E, HOLDER J, et al. The interaction of propagating opening mode fractures with preexisting discontinuities in shale[J]. **Journal of Geophysical Research: Solid Earth**, 2015, 120(1): 169-181.

[17] 李斌, 黄达, 马文著. 层理面特性对砂岩断裂力学行为的影响研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(3): 858-868.
LI Bin, HUANG Da, MA Wen-zhu. Study on the influence of bedding plane on fracturing behavior of sandstone[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(3): 858-868.

[18] LEE H P, OLSON J E, SCHULTZ R A. Interaction analysis of propagating opening mode fractures with veins using the discrete element method[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2018, 103: 275-288.

[19] LIU Z, XU H, ZHAO Z, et al. DEM modeling of interaction between the propagating fracture and multiple pre-existing cemented discontinuities in shale[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2019, 52(6): 1993-2001.

[20] 衡帅, 刘晓, 李贤忠, 等. 张拉作用下页岩裂缝扩展演化机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(10): 2031-2044.
HENG Shuai, LIU Xiao, LI Xian-zhong, et al. Study on the fracture propagation mechanisms of shale under tension[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2019, 38(10): 2031-2044.

[21] JEFFREY R G, ZHANG X, THIERCELIN M J. Hydraulic fracture offsetting in naturally fractures reservoirs: quantifying a long-recognized process[C]// SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference. The Woodlands, Texas: Society of Petroleum Engineers, 2009: SPE-119351-MS.

[22] DAHI-TALEGHANI A, OLSON J E. Numerical modeling of multistranded-hydraulic-fracture propagation: accounting for the interaction between induced and natural fractures[J]. **SPE Journal**, 2011, 16(3): 575-581.

[23] FU W, AMES B C, BUNGER A P, et al. Impact of partially cemented and non-persistent natural fractures on hydraulic fracture propagation[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2016, 49(11): 4519-4526.

[24] LIAO J, HOU M Z, MEHMOOD F, et al. A 3D approach to study the interaction between hydraulic and natural fracture[J]. **Environmental Earth Sciences**, 2019, 78(24): 681.

[25] CHENG W, JIN Y, LIN Q, et al. Experimental investigation about influence of pre-existing fracture on hydraulic fracture propagation under tri-axial stresses[J]. **Geotechnical and Geological Engineering**, 2015, 33(3): 467-473.

[26] ZHANG Q, ZHANG X P, SUN W. Hydraulic fracturing in transversely isotropic tight sandstone reservoirs: a numerical study based on bonded-particle model approach[J]. **Journal of Structural Geology**, 2020, 136: 104068.

[27] ZHANG Q, ZHANG X P, JI P Q. Numerical study of interaction between a hydraulic fracture and a weak plane using the bonded-particle model based on moment tensors[J]. **Computers and Geotechnics**, 2019, 105: 79-93.

[28] 李群, 欧卓成, 陈宜享. 高等断裂力学[M]. 北京: 科学出版社, 2017.
LI Qun, OU Zhuo-cheng, CHEN Yi-xiang. Advanced fracturing mechanics[M]. Beijing: Science Press, 2017.

[29] WANG W, OLSON J E, PRODANOVIĆ M, et al. Interaction between cemented natural fractures and hydraulic fractures assessed by experiments and numerical simulations[J]. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, 2018, 167: 506-516.

[30] 陈进帆, 尚德磊, 赵志宏, 等. 基于机器学习的含充填裂隙岩样断裂行为预测方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(增刊 1): 3458-3472.
CHEN Jin-fan, SHANG De-lei, ZHAO Zhi-hong, et al. Prediction method of fracture behaviors of rock samples with an infilled fracture based on machine learning[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2023, 42(Suppl.1): 3458-3472.

[31] KURUPPU M D, OBARA Y, AYATOLLAHI M R, et al. ISRM-suggested method for determining the mode I static fracture toughness using semi-circular bend specimen[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2014, 47(1): 267-274.

[32] DEHGHAN A N. An experimental investigation into the influence of pre-existing natural fracture on the behavior and length of propagating hydraulic fracture[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2020, 240: 107330.

[33] HUANG D, LI B, MA W Z, et al. Effects of bedding planes on fracture behavior of sandstone under semi-circular bending test[J]. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 2020, 108: 102625.

[34] 周维垣. 高等岩石力学[M]. 北京: 水利电力出版社, 1990: 362-377.
ZHOU Wei-yuan. Advanced rock mechanics[M]. Beijing: China Water & Power Press, 1990: 362-377.

[35] 李斌, 黄达, 姜清辉, 等. 层理方向对砂岩断裂模式及韧度的影响规律试验研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(10): 1854-1862.
LI Bin, HUANG Da, JIANG Qing-hui, et al. Fracture pattern and toughness of layered sandstone influenced by layer orientation[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2019, 41(10): 1854-1862.

[36] 李二强, 冯吉利, 朱天宇, 等. 基于数字图像相关方法的层状板岩Ⅰ型断裂特性研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2021, 38(5): 979-987.
LI Er-qiang, FENG Ji-li, ZHU Tian-yu, et al. Examining type I fracture characteristics in layered slates with digital image correlation[J]. **Journal of Mining & Safety Engineering**, 2021, 38(5): 979-987.

[37] 陈立超, 王生维, 张典坤. 层理方位对致密砂岩断裂行为影响及其压裂意义[J]. 地下空间与工程学报, 2021, 17(增刊 2): 689-695.
CHEN Li-chao, WANG Sheng-wei, ZHANG Dian-kun. Influence of bedding orientation on fracture behavior of tight sandstone and its fracturing significance[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2021, 17(Suppl. 2): 689-695.

[38] SACK R A. Extension of Griffith's theory of rupture to three dimensions[J]. **Proceedings of the Physical Society**, 1946, 58(6): 729-736.

[39] WILLIAMS J G, EWING P D. Fracture under complex stress—the angled crack problem[J]. **International Journal of Fracture Mechanics**, 1972, 8(4): 441-446.

[40] ERDOGAN F, SIH G C. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear[J]. **Journal of Basic Engineering**, 1963, 85(4): 519-525.

[41] FINNIE I, SAITH A. A note on the angled crack problem and the directional stability of cracks[J]. **International**

Journal of Fracture, 1973, 9(4): 484-486.

[42] DANESHY A A. A study of inclined hydraulic fractures[J]. **SPE Journal**, 1973, 13(2): 61-68.

[43] DOU F, WANG J G, ZHANG X, et al. Effect of joint parameters on fracturing behavior of shale in notched three-point-bending test based on discrete element model[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2019, 205: 40-56.

[44] SHANG De-lei, CHEN Yue-du, ZHAO Zhi-hong, et al. Mechanical behavior and acoustic emission characteristics of intact granite undergoing direct shear[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2021, 245: 107581.

[45] SHANG De-lei, ZHAO Zhi-hong, DOU Zi-hao, et al. Shear behaviors of granite fractures immersed in chemical solutions[J]. **Engineering Geology**, 2020, 279: 105869.

[46] DOU Zi-hao, GAO Tian-yang, ZHAO Zhi-hong, et al. The role of water lubrication in critical state fault slip[J]. **Engineering Geology**, 2020, 271: 105606.

[47] 樊启祥, 林鹏, 蒋树, 等. 金沙江下游大型水电站岩石力学与工程综述[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2020, 60(7): 537-556.
FAN Qi-xiang, LIN Peng, JIANG Shu, et al. Review on the rock mechanics and engineering practice for large hydropower stations along the downstream section of the Jinsha River[J]. **Journal of Tsinghua University (Science and Technology)**, 2020, 60(7): 537-556.

[48] 黄润秋, 陈国庆, 唐鹏. 基于动态演化特征的锁固段型岩质滑坡前兆信息研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(3): 521-533.
HUANG Run-qiu, CHEN Guo-qing, TANG Peng. Precursor information of locking segment landslides based on transient characteristics[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2017, 36(3): 521-533.

[49] 曲田. 热爱可抵岁月长——记清华大学土木水利学院聂建国院士[N]. 中国教育报, 2021-04-01(4).
QU Tian. As long as you truly love and like something, you will still be full of enthusiasm and expectation no matter how much time passes: recording NIE Jian-guo, School of Civil Engineering and Hydraulic Engineering, Tsinghua University, academician of the Chinese Academy of Engineering[N]. China Education Daily, 2021-04-01(4).

[50] 聂建国. 科技创新要解决“真问题”[N]. 光明日报, 2023-09-12(1).
NIE Jian-guo. Scientific and technological innovation must solve “real problems”[N]. Guangming Daily, 2023-09-12(1).