

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2023.146



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



非贯通双节理砂质板岩加卸荷力学特性及 裂纹扩展机制

王乐华, 徐健文, 陈灿, 郭晋帆, 许晓亮

(三峡大学 三峡库区地质灾害教育部重点实验室; 土木与建筑学院, 湖北 宜昌 443002)

摘要: 在地下洞室开挖卸荷过程中, 节理岩体的力学特性和裂纹扩展行为对工程安全和稳定至关重要。以四川卡拉水电站地下厂房节理砂质板岩为研究对象, 开展完整和非贯通节理砂质板岩三轴加载与卸荷试验, 分析加载和卸荷路径下砂质板岩的力学与变形特性, 探讨不同强度准则描述砂质板岩加卸荷力学特性的适用性, 并结合断裂力学探究其裂纹扩展机制。结果表明: 随着初始围压的增加, 不同应力路径下试样的峰值应力和峰值应变均呈增加趋势; 与三轴加载试验相比, 卸荷路径及节理均会使试样承载能力降低, 升轴压卸围压和卸轴压卸围压时完整试样黏聚力分别增加 4.1% 和减少 30.4%, 内摩擦角分别增大 3.5% 和 7.3%, 节理试样较完整试样黏聚力分别降低 32.9% 和 53%, 内摩擦角分别降低 2.2% 和 10%; 相较于 Mohr-Coulomb 和 Drucker-Prager 强度准则, Mogi-Coulomb 强度准则能更好地表征砂质板岩在加载和卸荷过程中的破坏强度特征; 在相同路径下, 理论起裂角大小随围压的增加而递增, 双节理试样均大于完整试样; 不同路径下试样的理论起裂角大致集中在 $55^{\circ} \sim 60^{\circ}$ 。

关键词: 卸荷岩体力学; 非贯通节理; 砂质板岩; 断裂力学; 裂纹扩展

中图分类号: TU452 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2026)01-0014-10

Mechanical properties and crack propagation mechanism of non-through jointed sandy slate in triaxial unloading test

WANG Lehua, XU Jianwen, CHEN Can, GUO Jinfan, XU Xiaoliang

(Key Laboratory of Geological Hazards in Three Gorges Reservoir Area, Ministry of Education; College of Civil Engineering & Architecture, China Three Gorges University, Yichang 443002, Hubei, P. R. China)

Abstract: During excavation and unloading of underground chambers, the mechanical characteristics and crack propagation behavior of jointed rock formations are vital for project safety and stability. This study focuses on the jointed sandy slate in the underground powerhouse of the Kala Hydropower Station in Sichuan, and conducts series of tests on non-penetrating jointed sandy slate under triaxial loading and unloading conditions.

收稿日期: 2023-07-27

基金项目: 国家自然科学基金(U1965109); 湖北省自然科学基金(2022CFB345)

作者简介: 王乐华(1977-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土工程研究, E-mail: lehuatg@126.com。

许晓亮(通信作者), 男, 博士, 副教授, E-mail: sichuan106@ctgu.edu.cn。

Received: 2023-07-27

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. U1965109); Natural Science Foundation of Hubei Province (No. 2022CFB345)

Author brief: WANG Lehua (1977-), professor, doctoral supervisor, main research interest: geotechnical engineering, E-mail: lehuatg@126.com.

XU Xiaoliang (corresponding author), PhD, associate professor, E-mail: sichuan106@ctgu.edu.cn.

We analyzed the mechanical properties and deformation characteristics under different stress paths, explored the applicability of various strength criteria, and investigated crack propagation mechanisms using fracture mechanics. It is found that: (1) As initial confining pressure increases, axial stress and strain at failure show an upward trend under different stress paths. (2) Compared to triaxial loading, unloading paths and jointed samples decrease load-bearing capacity. Unloading from axial stress to confining pressure increases cohesion by 4.1% and unloading from confining pressure to axial stress decreases it by 30.4%. The internal friction angle increases by 3.5% and 7.3% during axial compression, while jointed samples, compared with intact samples, show a decrease of 32.9% and 53% in cohesion and a decrease of 2.2% and 10% in internal friction angle respectively. (3) In terms of characterizing the strength properties of sandy slate throughout the loading and unloading processes, the Mogi-Coulomb strength criterion outperforms both the Mohr-Coulomb and Drucker-Prager criteria. (4) The theoretical critical angle increases with confining pressure, and biconjoint samples exhibit higher values than intact ones. The theoretical critical angles range from 55° to 60° under different loading paths.

Keywords: unloading rock mechanics; non-interpenetrated joints; sandy slate; fracture mechanics; crack propagation

大型地下洞室群板理、断层、节理等构造发育,形态、大小、间距、密度和方向不同的不连续面使岩体具有不连续性和各向异性的特性,成为岩体结构研究的难点之一。由于实际工程中节理本身具有一定的强度,且带有不连续节理面的岩石在不同尺度下可存在多种形态,因而不同节理类型的岩体在加卸荷破坏中表现出一定差异性。相对于贯通节理,非贯通节理岩体受外部荷载作用后主要沿原生节理和岩桥两端发生扩展,形成复合破坏面,其受力特征与破坏机制较复杂^[1]。因此,研究加卸荷条件下非贯通节理岩体的力学特性和裂纹扩展机制能为地下工程岩体开挖及稳定性评价提供依据。

对于非贯通节理岩体的力学特性及破坏模式,已有较多研究成果。王刚等^[1]采用完整及非贯通节理花岗岩开展剪切试验,探究非贯通节理岩体在压剪复合作用下的断裂力学行为与破坏机制。Lin等^[2]采用两层不同节理岩样进行单轴压缩试验,研究了节理倾角和岩桥角度对层状岩体力学行为和破坏过程的影响。王乐华等^[3]研究了不同连通率(0.25、0.50和0.75)对岩石卸荷力学特性的影响,发现增加节理连通率不仅会降低岩体变形模量,还会增加岩体各向异性特性。杨超等^[4]开展了非贯通节理岩体的法向卸荷直剪试验与常规直剪试验,探究了两种应力路径下试样的强度及破坏特征规律。在考虑不同节理角度和岩桥角度的情况下,Huang等^[5]基于颗粒流程序(PFC)对双裂隙红砂岩进行了单轴压缩数值试验,分析了不同裂纹几何形状条件下双断裂砂岩力学、声发射及损伤演化特征的影响规律。以上研究揭示了非贯通节理对岩体力学特性及破坏模式的影响。与此同时,非贯通节理复杂的起裂机制与裂纹扩展方式对岩体力学行为也有

重要影响^[6]。Liu等^[7]通过DIC技术对预制不同倾角节理试件的单轴压缩过程进行了全场特征应力监测,结果表明,初始损伤致使试件力学性能退化并发生显著应力集中效应。郭奇峰等^[8]开展了不同倾角裂隙花岗岩的单轴压缩试验,分析了裂隙花岗岩的裂纹起裂强度、起裂角以及裂纹扩展路径。黎立云等^[9]依据断裂力学理论探究了多裂纹岩桥贯通破坏的机制,并基于此推测出多裂纹贯岩桥贯通的模式、机制和外部荷载条件。陈国庆等^[10]开展了含中部锁固岩桥的岩石试样真三轴卸荷试验,研究了卸荷对岩石力学特性的影响,分析了卸荷过程中岩桥裂隙的扩展演化过程。Fan等^[11]分析了动载作用下双裂纹砂岩的起裂机制和破坏过程。总的来说,关于卸荷条件下非贯通节理岩体的力学特性与破坏模式的研究相对较少,尤其对宏观强度特性与起裂机制及裂纹扩展模式相关性的认识有待进一步研究。

笔者选取卡拉水电站地下厂房典型节理砂质板岩,开展不同应力路径下完整与非贯通节理试样的力学特性试验,综合分析不同应力路径及非贯通节理对岩体力学特性和裂纹扩展的影响。

1 试验概况

1.1 试样制备

试验所用砂质板岩取自四川省雅砻江卡拉水电站,完整性较好。加工制作 $\phi 50\text{ mm}\times 100\text{ mm}$ 、端面平整度 $\leq \pm 0.5\text{ mm}$ 的标准圆柱体试样。选取波速、质量和密度相近的试样进行试验,试样波速为2.9~3.4 km/s,密度为2.675~2.75 g/cm³。

试样分为完整试样和非贯通双节理试样。根据卡拉水电站地质资料,地下厂房附近存在多组倾

角为 55° 的平行非贯通节理,为简化平行节理与岩桥的空间位置关系,制作非贯通双节理岩体试样进行研究,如图 1 所示。由于获取相对规则的天然节理难度较大,类岩体节理采用相似材料制备,节理试样由完整试样切割后经相似材料黏接而成。基于反复配比试验,最终确定相似材料及配比如表 1 所示。该配比相似材料抗剪强度参数为:黏聚力 $c=0.114\text{ MPa}$,内摩擦角 $\varphi=27.605^\circ$,对照卡拉水电站相关地质资料,上述抗剪强度参数在现场测定的结构面抗剪强度参数范围内,基本满足相似理论的相关要求。节理厚度均为 2 mm ,节理面与横截面的夹角 $\beta=55^\circ$,节理连通率取 0.5 。最终制备的试样如图 2 所示。

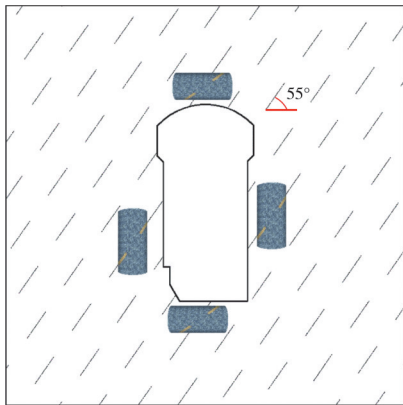


图 1 地下洞室中非贯通节理岩体形态

Fig. 1 Morphology of non-interpenetrated jointed rock mass in underground caverns

表 1 相似材料及配比

Table 1 Similar materials and proportions

密度/ (g/cm^3)	重晶石粉: 石英砂	石膏占 比/%	松香酒精溶 液浓度/%	酒精 占比/%
2.65	3:1	35	8	6.4

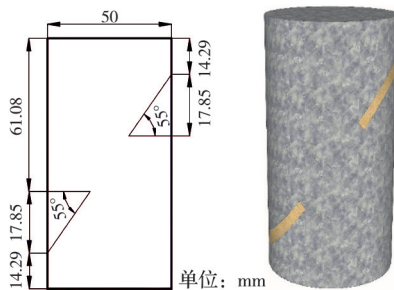


图 2 双节理试样尺寸示意图

Fig. 2 Schematic of biconal jointed specimen dimensions

1.2 三轴加卸荷试验方案

在开挖过程中,地下洞室围岩二次应力场变化具有以下特征:顶拱处最大主应力随着开挖的进行逐渐增加,最小主应力在顶拱初步开挖时显著卸荷,边墙与底板处各主应力变化趋势基本相似,开

挖出露后主应力均显著卸荷,基于此确定升轴压卸围压和卸轴压卸围压 2 种卸荷应力路径,同时开展三轴加载试验作为加载应力路径进行对比分析,试验应力路径如图 3 所示。四川卡拉水电站地下洞室最大埋深 350 m 左右,最大地应力 11 MPa 左右,属于中低应力状态。因此,三轴加载与卸荷试验中的围压分别设为 5 、 10 、 15 、 20 MPa 。试验方案如表 2 所示,试验步骤如下:

1) 三轴加载试验方案(方案 1)。①静水压力加载阶段采用轴向压力控制,同步加载围压和轴向压力至试验设计值(5 、 10 、 15 、 20 MPa);②轴向加载阶段保持围压不变,采用应力控制模式,以 0.2 MPa/s 速率加载轴压至岩样完全破坏

2) 升轴压卸围压试验方案(方案 2)。①与方案 1 相同;②轴压加载阶段,以 0.2 MPa/s 的速率加载轴压至设定值($80\%\sigma_c$);③升轴压卸围压阶段,继续采用应力控制,以 0.2 MPa/s 的速率升高轴压的同时,以 0.1 MPa/s 的速率逐渐降低围压至试样完全破坏。

3) 卸轴压卸围压试验(方案 3):①②阶段同方案 2;③卸轴压卸围压阶段,继续采用应力控制,以 0.05 MPa/s 降低轴压的同时,以 0.1 MPa/s 逐渐降低围压至试样完全破坏。

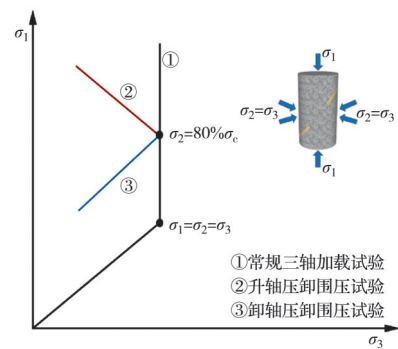


图 3 三轴加卸载试验路径图

Fig. 3 Triaxial loading and unloading test paths

2 试验结果分析

2.1 应力-应变曲线分析

不同围压下的三轴加载与卸荷应力-应变曲线如图 4 所示,试验结果如表 3 所示。结合图 4 和表 3 可知,不同应力路径下试样破坏轴向应力和应变随初始围压的增大而增大,试样在两种卸荷试验破坏下的峰值应力与峰值轴向应变均小于加载试验,表明卸荷路径降低了试样的承载能力,使破坏程度更为强烈;在升轴压卸围压试验中,当围压卸到约为初始围压的 74.5% (完整为 73% 、双节理为 76%) 时,试样发生破坏,在卸轴压卸围压试验中,试样发

表 2 各试样初始应力条件
Table 2 Initial stress conditions of each specimen

试验方案	试样编号		初始围压/MPa	初始轴压	轴压加载速率/(MPa/s)	围压卸载速率/(MPa/s)
	完整	双节理				
方案 1	A1	D1	5		0.2	
	A2	D2	10		0.2	
	A3	D3	15		0.2	
	A4	D4	20		0.2	
方案 2	B1	E1	5	$0.8\sigma_{(5)}$	0.2	0.1
	B2	E2	10	$0.8\sigma_{(10)}$	0.2	0.1
	B3	E3	15	$0.8\sigma_{(15)}$	0.2	0.1
	B4	E4	20	$0.8\sigma_{(20)}$	0.2	0.1
方案 3	C1	F1	5	$0.8\sigma_{(5)}$	0.05	0.1
	C2	F2	10	$0.8\sigma_{(10)}$	0.05	0.1
	C3	F3	15	$0.8\sigma_{(15)}$	0.05	0.1
	C4	F4	20	$0.8\sigma_{(20)}$	0.05	0.1

生破坏的围压为初始围压的 63%(完整为 65%、双节理为 61%),表明升轴压卸围压对岩石强度影响更大,主要是升轴压卸围压时偏应力值更大,给岩样提供了更多的能量,试样中裂隙扩展更迅速。

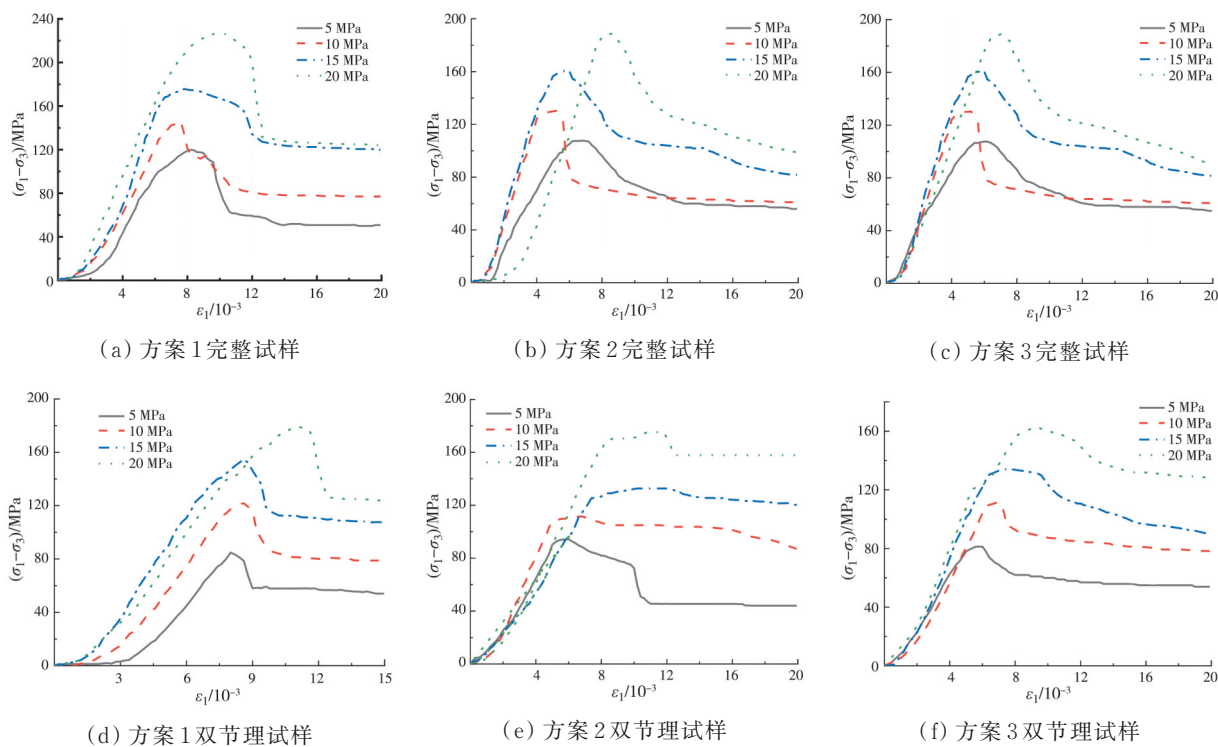


图 4 不同应力路径下砂质板岩应力-应变曲线
Fig. 4 Stress-strain curves of sandy slate under different stress paths

在同一路径相同围压下,双节理试样破坏时围压大于完整试样,轴向应力小于完整试样,说明节理的存在降低了试样的极限承载能力。结合峰后曲线,双节理试样在卸荷破坏时峰值强度下降到残余强度时的轴向应变大于完整试样,表明节理会降低岩石破坏时的脆性特征。在加载路径下,当围压增至 15 MPa 时,完整试样和双节理砂质板岩试样的弹性模量和变形模量均明显增大。然而,当初始围压达到 20 MPa 时,完整试样和双节理试样的弹

性模量均呈下降趋势。完整砂质板岩的变形模量随围压的增加而增大,而双节理试样在 20 MPa 围压下变形模量减小。表明相比完整试样双节理试样在高围压下的轴向变形受到抑制,因此变形参数值的波动幅度更小。与完整试样相比,在同一路径相同围压等级下,双节理试样弹性模量平均降低了 36.33%,变形模量平均降低了 31.53%。

2.2 强度特征分析

采用 Mohr-Coulomb、Mogi-Coulomb 和 Drucker-

表 3 三轴加载与卸荷试验结果

Table 3 Results of triaxial loading and unloading experiments

试样类型	试验方案	试样编号	σ_3^0/MPa	σ_3^f/MPa	$(\sigma_3^f/\sigma_3^0)/\%$	σ_1/MPa	E/GPa	变形模量 E_0/GPa
完整试样	方案 1	A1	5	5		125.54	30.73	13.86
		A2	10	10		157.11	27.94	18.53
		A3	15	15		191.67	35.43	22.50
		A4	20	20		245.90	33.22	29.07
	方案 2	B1	5	4.09	81.8	119.75	42.24	19.94
		B2	10	7.03	70.3	147.15	33.93	20.57
		B3	15	9.06	60.4	181.02	39.24	20.83
		B4	20	15.97	79.9	222.10	37.47	24.77
	方案 3	C1	5	3.39	67.8	101.11	27.28	21.72
		C2	10	7.58	75.8	124.77	39.93	25.85
		C3	15	8.38	55.8	153.68	39.70	30.26
		C4	20	11.88	59.4	178.51	35.10	26.22
双节理试样	方案 1	D1	5	5		91.26	18.72	7.98
		D2	10	10		133.79	21.71	12.98
		D3	15	15		170.90	24.95	19.96
		D4	20	20		200.83	15.16	14.73
	方案 2	E1	5	1.69	33.8	95.63	20.99	14.67
		E2	10	9.04	90.4	120.49	30.01	17.75
		E3	15	13.15	87.7	146.09	19.99	16.16
		E4	20	18.43	92.2	195.15	26.20	17.36
	方案 3	F1	5	1.99	39.8	83.18	19.19	13.67
		F2	10	6.80	68.0	114.35	22.14	14.09
		F3	15	9.19	61.2	143.85	26.71	17.65
		F4	20	14.99	75.0	177.07	28.27	20.22

Prager 等 3 种强度准则对两种试样在不同应力路径下的强度参数变化进行对比分析。

Mohr-Coulomb 强度准则可由式 (1) 表示^[12]。

$$\sigma_1 = A\sigma_3 + B \tag{1}$$

式中： σ_1 、 σ_3 分别为岩体失去承载能力时所对应的最大和最小主应力，式中

$$A = \tan^2\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right), B = 2c \tan\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \tag{2}$$

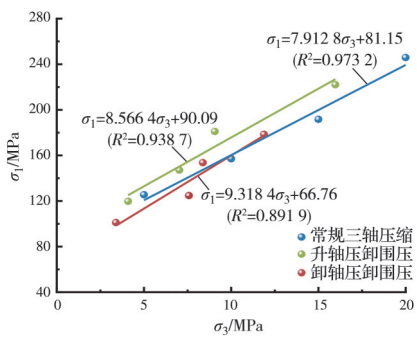
根据 Mohr-Coulomb 准则对表中两种卸荷应力路径以及三轴加载情况下试样极限承载强度和与围压之间的关系进行线性拟合，如图 5 所示。

Mogi-Coulomb 为考虑了中间主应力的八面体强度准则，通过对大量三轴试验数据的整理研究，Al-Ajmi 等^[13-14]提出八面体剪应力 τ_{oct} 与有效中间应力 $\sigma_{m,2}$ 之间存在线性映射关系，即

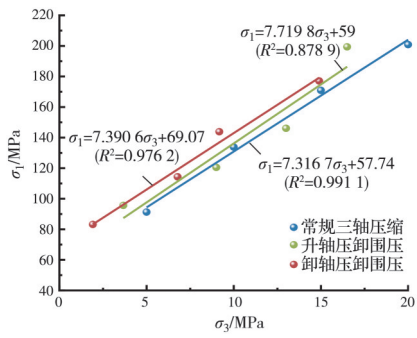
$$\tau_{oct} = a + b\sigma_{m,2} \tag{3}$$

Mogi 线性参数 a 、 b 与 Coulomb 抗剪强度参数黏聚力 c 、内摩擦角 φ 的关系为

$$a = \frac{2\sqrt{2}}{3} c \cos \varphi \tag{4}$$



(a) 完整试样



(b) 双节理试样

图 5 Mohr-Coulomb 强度准则拟合曲线

Fig. 5 Fitting curves of Mohr-Coulomb strength criterion

$$b = \frac{2\sqrt{2}}{3} \sin \varphi \quad (5)$$

图 6 为两种试样 3 种不同试验方案破坏时的 τ_{oct} 与 $\sigma_{m,2}$ 之间的关系拟合曲线。

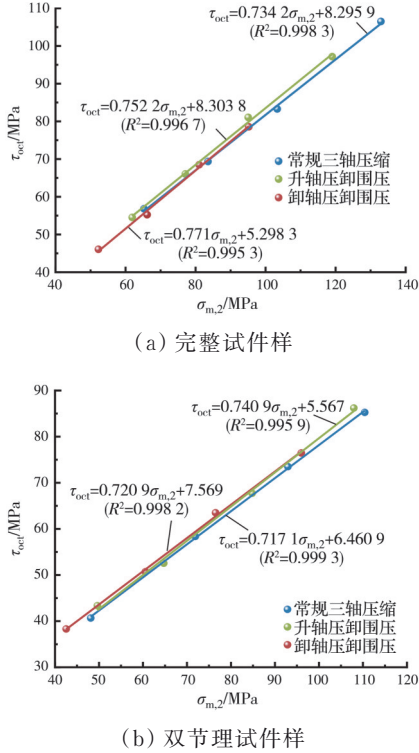


图 6 Mogi-Coulomb 强度准则拟合曲线

Fig. 6 Fitting curves of Mogi-Coulomb strength criterion

Drucker-Prager 强度准则在考虑中间主应力的同时,又考虑了静水压力的作用,其表达式为

$$\sqrt{J_2} = \alpha I_1 + k \quad (6)$$

式中: α 、 k 均为试验常数; I_1 为应力第一不变量; J_2 为应力偏张量第二不变量。

在三轴应力状态 $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ 时,该准则参数的关系为^[15]

$$\alpha = \frac{2\sqrt{3} \sin \varphi}{9 - 3 \sin \varphi} \quad (7)$$

$$k = \frac{2\sqrt{3} c \cos \varphi}{3 - \sin \varphi} \quad (8)$$

图 7 为 Drucker-Prager 强度准则拟合曲线。由图 5~图 7 可知,不同应力路径 Mogi-Coulomb 强度准则和 Drucker-Prager 强度准则相对于 Mohr-Coulomb 强度准则的回归效果更好。由表 4 中 R^2 值计算可得,在 3 种应力路径作用下,两种试样 Mogi 线性拟合系数 R^2 的均值分别为 0.997 和 0.998, D-P 准则为 0.994 和 0.994,均明显高于 Mohr 准则计算出的均值 0.934 和 0.949。说明岩石破坏需考虑中间主应力的影响。为了判断出更准确的参数,一种方法是通过结合工程现场经验进行初步判断,另一

种方法是通过数学方法计算拟合偏差绝对值之和进行优选。因此,引入强度平均偏差 f_a ^[16],公式为

$$f_a = \sum \frac{|f_c - f_i|}{N} \quad (9)$$

式中: f_c 、 f_i 分别为 3 个准则中 σ_1 、 τ_{oct} 和 $\sqrt{J_2}$ 的计算值和试验值; N 为试验数据的组数。

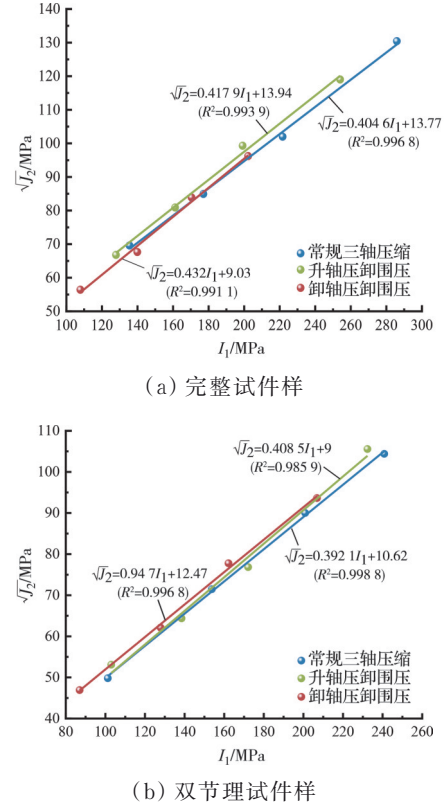


图 7 Drucker-Prager 强度准则拟合曲线

Fig. 7 Fitting curves of Drucker-Prager strength criterion

对表 4 中 f_a 结果进行进一步分析计算,在 Mogi 准则下,完整试样和非贯通双节理试样在 3 种应力路径下 f_a 的均值分别为 0.61 和 0.54,而由 D-P 准则计算的均值分别为 1.01 和 1.03。两种方法的结果都表明,Mogi-Coulomb 强度准则求出的黏聚力 c 和内摩擦角 φ 较为合适,能更好地表征砂质板岩加载与卸荷破坏强度特征。

由表 4 可见,相对于常规三轴加载试验,升轴压卸围压试验下完整试样黏聚力 c 增加了 4.13%,双节理试样减少了 9.56%;完整试样内摩擦角 φ 增加了 3.46%,双节理试样增加了 4.58%。卸轴压卸围压试验下完整试样黏聚力 c 减少了 30.4%,双节理试样增加了 18%;完整试样内摩擦角 φ 增加了 7.25%,双节理试样增加了 0.71%。相比加载状态下,砂质板岩在卸荷状态下的黏聚力 c 降低,内摩擦角 φ 增加。该现象与加载和卸荷过程中岩石的变形破坏过程及特征密切相关。岩石在加载时以压剪破坏为主,卸荷时以张剪破坏为主,岩石达到峰值

强度前局部产生张性裂缝,使岩石颗粒及胶结物发生破坏,从而造成岩石剪切面黏聚力 c 降低。张剪性破裂面一般比压剪性破裂面粗糙,因此,岩石卸荷时内摩擦角 φ 会有所增加。

表 4 两种试样不同应力路径下的抗剪强度参数

Table 4 Shear strength parameters under different stress paths for the two types of specimens		Mohr-Coulomb				Mogi-Coulomb				Drucker-Prager			
试样类型	试验类型	c/MPa	$\varphi/(^{\circ})$	R^2	f_a	c/MPa	$\varphi/(^{\circ})$	R^2	f_a	c/MPa	$\varphi/(^{\circ})$	R^2	f_a
完整	常规三轴加载	14.42	50.86	0.973 2	5.69	14.03	51.15	0.998 3	0.59	16.42	51.08	0.996 8	0.98
	升轴压卸围压	15.39	52.27	0.938 7	6.66	14.61	52.92	0.996 7	0.63	14.66	52.79	0.993 9	1.05
	卸轴压卸围压	10.94	53.72	0.891 9	6.32	9.76	54.86	0.995 3	0.61	9.84	54.64	0.991 1	1.01
双节理	常规三轴加载	10.67	49.42	0.991 1	3.15	10.56	49.52	0.999 3	0.36	10.57	49.49	0.998 8	0.58
	升轴压卸围压	10.62	50.41	0.878 9	10.63	9.55	51.79	0.995 9	0.84	9.27	51.58	0.985 9	1.84
	卸轴压卸围压	12.70	49.61	0.976 2	3.51	12.46	49.87	0.998 2	0.42	12.48	49.82	0.996 8	0.68

3 破坏模式及裂纹扩展分析

3.1 不同应力路径下破坏模式对比分析

图 8、图 9 分别为完整试样和非贯通双节理试样在 3 种应力路径下的破坏形态。可见,对于不同试样,在不同加载路径及不同围压下,试样的破坏模式各不相同。在三轴加载下,完整试样表现为单剪破坏,形成一个主控剪切面贯穿整个试样,将其分为上下两个三角形椎体。破裂面上可观察到大量擦痕和小碎块,甚至呈粉末状。这是在剪切滑移过程中三角锥岩块在承受荷载时应力集中导致的二次剪切破坏。破坏面夹角 $70^{\circ}\sim 75^{\circ}$,随围压的升高逐渐放缓,表明围压越低试样破裂角对围压的响应越敏感。

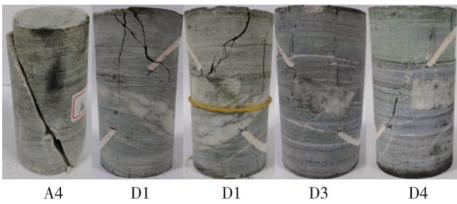


图 8 三轴加载试样典型破坏特征图

Fig. 8 Distinctive failure characteristics of triaxial loading specimens

对于非贯通双节理试样,在低围压下,由于加载过程中节理端部显著应力集中,宏观裂纹往往始于节理端部,出现少量剪切与拉伸裂纹。随着轴压不断增加,节理端部翼裂纹发育明显,向上或向下延伸至试样端部,形成竖向拉伸裂纹。在高围压下,围压的增加极大抑制了次生裂纹的扩展。对比低围压时,竖向裂纹随围压升高而逐渐变短甚至消失,且裂纹总数趋于减少,形成沿节理方向贯通岩桥的破裂带。表明随着围压的增加,试样由拉剪复合破坏逐渐趋向单一剪切破坏形式。

在两种卸荷路径下,完整试样和非贯通双节理试样均呈现出张剪复合型破坏,存在贯通试样下端



图 9 三轴加卸荷试样典型破坏特征图

Fig. 9 Typical failure features of triaxial loading and unloading specimens

面的轴向张性破裂面以及各种张性裂纹,表明卸荷作用有利于竖向张性裂纹与剪切裂纹的扩展以及两者之间的搭接。与三轴加载相比,两种卸荷路径导致试样的径向变形增加。在卸荷过程中,岩桥经历剪切裂纹和拉伸裂纹的贯通,导致主要破坏裂纹沿着节理方向扩展,从而引发更为严重的破坏。低围压下,由于节理端部应力集中,产生的张性裂纹向上或向下延伸至试样端部。随着围压的增加,较低围压时竖向裂纹变短并减少,破坏模式逐渐转变为剪切破坏,岩桥贯通且沿节理角度方向形成剪切破裂面。

3.2 裂纹扩展机制分析

图 10 为试样受力示意图,轴向加载应力 σ_1 为最大主应力,围压 σ_3 为最小主应力,预制节理与最小主应力 σ_3 的夹角为 α ,节理上的剪应力 τ 和正应力 σ_n 则可由 σ_1 和 σ_3 进行计算^[10]。

$$\tau = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\sin(2\alpha) \tag{10}$$

$$\sigma_n = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\cos(2\alpha) \tag{11}$$

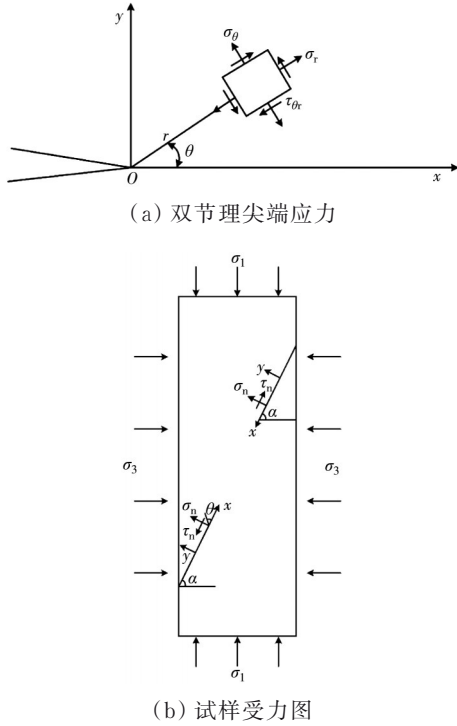


图 10 节理及尖端应力场特征

Fig. 10 Characteristics of joints and tip stress fields

式(11)中的 $\sigma_n > 0$ 时,为拉应力,反之为压应力。对于上下预制的双节理,其中 $\alpha = 55^\circ$, τ 和 σ_n 均为正值,在节理尖端处会出现应力集中,从而同时形成张拉裂纹和剪切裂纹。

通过对试样进行二维断裂力学分析,由式(12)、式(13)近似计算出 I 型裂纹和 II 型裂纹的应力强度因子 K_I 和 K_{II} [17]。

$$K_I = \sqrt{\pi a} (\sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha) \quad (12)$$

$$K_{II} = (\sigma_1 - \sigma_3) \sqrt{\pi a} \sin \alpha \cos \alpha \quad (13)$$

针对 I - II 复合型裂纹且 $K_{III} = 0$ 的情况,节理尖端邻域极坐标的应力分量(见图 10(b))表达式为 [16]

$$\sigma_r = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \left[K_I (3 - \cos \theta) \cos \frac{\theta}{2} + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (14)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I (1 + \cos \theta) - 3K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (15)$$

$$\tau_{\theta r} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] \quad (16)$$

根据最大轴向拉应力准则,裂纹沿 $(\sigma_\theta)_{\max}$ 对应的 θ 方向扩展,该方向满足条件

$$\frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} = 0, \frac{\partial^2 \sigma_\theta}{\partial \theta^2} < 0 \quad (17)$$

将式(15)对 θ 微分后,得到

$$\frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} = -\frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \frac{3}{2} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + 3K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] \quad (18)$$

$$\frac{\partial^2 \sigma_\theta}{\partial \theta^2} = \frac{3}{4\sqrt{2\pi r}} \left\{ \frac{1}{2} \sin \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + 3K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] - \cos \frac{\theta}{2} (K_I \cos \theta - 3K_{II} \sin \theta) \right\} \quad (19)$$

令 $\frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} = 0$, 可得

$$\cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + 3K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] = 0 \quad (20)$$

由式(19)得 $\theta \neq \pm \pi$, 因此可得

$$K_I \sin \theta + 3K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (21)$$

当 K_I 与 K_{II} 均不为 0 时,由式(21)得

$$\theta_0 = \left| 2 \arctan \frac{1 - \sqrt{1 + 8(K_{II}/K_I)^2}}{4(K_{II}/K_I)} \right| \quad (22)$$

确定开裂方向角 θ_0 后,根据 $(\sigma_\theta)_{\max}$ 的大小确定裂纹是否继续扩展,以纯 I 型裂纹作为参照判断,则

$$K_{II} = 0, \theta_0 = 0$$

$$(\sigma_\theta)_c = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (23)$$

式中: K_{Ic} 为裂纹尖端 I 型断裂韧度。

将式(23)代入式(19),得到裂纹的一般失稳准则则为

$$\cos \frac{\theta_0}{2} \left(K_I \cos^2 \frac{\theta_0}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta_0 \right) = K_{Ic} \quad (24)$$

对于上下双节理,节理倾角为 55° , K_I 和 K_{II} 的近似值为

$$K_I = \sqrt{\pi a} (0.57\sigma_1 + 0.82\sigma_3) \quad (25)$$

$$K_{II} = 0.47(\sigma_1 - \sigma_3) \sqrt{\pi a} \quad (26)$$

3.3 裂纹起裂角计算

由式(25)和式(26)中上下节理尖端 K_I 和 K_{II} 的计算式可得

$$\frac{K_{II}}{K_I} = \frac{(0.57\sigma_1 + 0.82\sigma_3)}{0.47(\sigma_1 - \sigma_3)} \quad (27)$$

可见, K_I 与 K_{II} 的比值由 σ_1 和 σ_3 计算得出。由应力-应变曲线特征可知,试样由弹性转变为塑性阶段的分界点在峰值强度的 90% 左右,假定此时裂纹开始扩展,即节理尖端开始发育张拉裂纹和剪切裂纹,由此时试样所处的应力状态可计算出不同应力路径下起裂角 θ_0 的理论值,如表 5 所示。由表 5 可知,相同加载路径下,随着围压的增加,双节理试样的理论起裂角逐渐增大。不同加载方式的理论起裂角大致相似,其中三轴加载的理论起裂角略大于其余两种卸荷路径。

表 5 双节理试样起裂角 θ_0 理论计算值Table 5 Theoretical calculation values of the critical initiation angle θ_0 for double-jointed specimens

围压/MPa	$\theta_0/(^\circ)$		
	三轴加载	升轴压卸围压	卸轴压卸围压
5	57.55	57.07	56.64
10	58.11	58.11	57.68
15	58.46	58.52	57.80
20	58.77	58.59	58.38

通过与加卸荷试验中非贯通双节理试样破坏特征进行对比,并测量裂纹实际起裂角,发现大多数试样的裂纹起裂角集中在 $50^\circ \sim 60^\circ$ 之间,部分试样起裂角如图 11 所示。在加载路径下,节理端部起裂裂纹向上或向下进一步发育扩展,造成节理试样破坏,导致其破坏特征主要呈现出张拉破坏模式,而在高围压下节理端部起裂的同时,岩体内部会产生剪切裂纹,从而呈现出张剪复合型破坏。在卸荷路径下,节理尖端产生裂纹后,岩桥在卸荷作用下产生剪切裂纹,并易于和竖向的张拉裂纹搭接,进而形成更具破坏性的贯通剪切破坏。同时,卸载作用下双节理试样的裂纹起裂角均小于其在加载路径下的值,与理论计算所得规律一致。基于非贯通双节理试样裂纹分布特征与裂纹扩展过程,验证了理论起裂角计算结果的合理性。

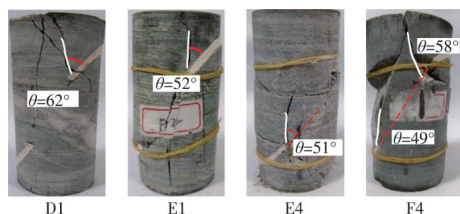


图 11 不同应力路径下非贯通双节理实际起裂角

Fig. 11 Actual crack initiation angle of non-interpenetrated double joints under different stress paths

4 结论

1)在不同的应力路径下,试样破坏时的轴向应力和应变均随围压的增加呈增大的趋势。两种卸荷路径下试样的峰值应力和峰值轴向应变均小于加载试验。同时,在相同路径和围压条件下,双节理试样的破坏强度低于完整试样,节理的存在降低了试样的极限承载力。

2)通过对 3 种强度准则拟合对比发现,Mogi-Coulomb 强度准则能更好地表征砂质板岩在加载和卸荷过程中的破坏强度特征。相比加载状态下,砂质板岩在卸荷状态下的黏聚力降低,内摩擦角增加。

3)在加载路径下,完整试样呈现出单剪破坏模

式,而随着围压的增加,双节理试样由拉剪复合破坏逐渐转变为单一剪切破坏模式。在两种卸荷路径下,试样均呈现出张剪复合型破坏,存在贯通试样下端面的轴向张性破裂面以及各种张性裂纹。

4)在相同应力路径下,理论起裂角随围压的增加而增大,而双节理试样均大于完整试样。不同应力路径下试样的起裂角理论值相近,集中在 $55^\circ \sim 60^\circ$ 。

参考文献

- [1] 王刚,宋磊博,刘夕奇,等.非贯通节理花岗岩剪切断裂力学特性及声发射特征研究[J].岩土力学,2022,43(6):1533-1545.
WANG G, SONG L B, LIU X Q, et al. Shear fracture mechanical properties and acoustic emission characteristics of discontinuous jointed granite [J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(6): 1533-1545. (in Chinese)
- [2] LIN Q B, CAO P, WEN G P, et al. Crack coalescence in rock-like specimens with two dissimilar layers and pre-existing double parallel joints under uniaxial compression [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2021, 139: 104621.
- [3] 王乐华,柏俊磊,孙旭曙,等.不同连通率节理岩体三轴加卸荷力学特性试验研究[J].岩石力学与工程学报,2015,34(12):2500-2508.
WANG L H, BAI J L, SUN X S, et al. The triaxial loading and unloading mechanical properties of jointed rock masses with different joint connectivities [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(12): 2500-2508. (in Chinese)
- [4] 杨超,蒋洪南,岳六一,等.法向卸荷条件下非贯通节理岩体剪切力学特性试验研究[J].岩土工程学报,2022,44(9):1741-1750,11.
YANG C, JIANG H N, YUE L Y, et al. Shear mechanical properties of rock mass with discontinuous joints under unloading normal stress [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, 44(9): 1741-1750, 11. (in Chinese)
- [5] HUANG D M, CHANG X K, TAN Y L, et al. Numerical study of the mechanical and acoustic emissions characteristics of red sandstone under different double fracture conditions [J]. Symmetry, 2019, 11(6): 772.
- [6] 刘婷婷,阳润超,丁鹿阳,等.含非贯通节理花岗岩的力学特性与细观起裂机制研究[J].岩石力学与工程学报,2023,42(5):1070-1082.
LIU T T, YANG R C, DING L Y, et al. Study on mechanical properties and meso-initiation mechanism of granite with non-persistent joints [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(5): 1070-1082. (in Chinese)

- [7] LIU L W, LI H B, LI X F, et al. Full-field strain evolution and characteristic stress levels of rocks containing a single pre-existing flaw under uniaxial compression [J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2020, 79(6): 3145-3161.
- [8] 郭奇峰, 武旭, 蔡美峰, 等. 预制裂隙花岗岩的裂纹起裂机理试验研究[J]. 煤炭学报, 2019, 44(增刊2): 476-483.
- GUO Q F, WU X, CAI M F, et al. Experimental study on crack initiation mechanism of precast fractured granite [J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(Sup 2): 476-483. (in Chinese)
- [9] 黎立云, 许风光, 高峰, 等. 岩桥贯通机理的断裂力学分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(23): 4328-4334.
- LI L Y, XU F G, GAO F, et al. Fracture mechanics analysis of rock bridge failure mechanism [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(23): 4328-4334. (in Chinese)
- [10] 陈国庆, 刘辉, 秦昌安, 等. 中部锁固岩桥三轴加卸荷力学特性及裂纹扩展研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(5): 1162-1173.
- CHEN G Q, LIU H, QIN C A, et al. Mechanical properties and crack model of central rock bridge in triaxial unloading test [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(5): 1162-1173. (in Chinese)
- [11] FAN W B, ZHANG J W, NIU W M, et al. Study on dynamic loading characteristics and energy evolution of sandstone with double cracks [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2023, 125: 103893.
- [12] YAZDANI BEJARBANEH B, JAHED ARMA-GHANI D, MOHD AMIN M F. Strength characterisation of shale using Mohr-Coulomb and Hoek-Brown criteria [J]. Measurement, 2015, 63: 269-281.
- [13] AL-AJMI A M, ZIMMERMAN R W. Relation between the Mogi and the Coulomb failure criteria [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2005, 42(3): 431-439.
- [14] AL-AJMI A M, ZIMMERMAN R W. Stability analysis of vertical boreholes using the Mogi-Coulomb failure criterion [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2006, 43(8): 1200-1211.
- [15] ZHANG L Y, CAO P, RADHA K C. Evaluation of rock strength criteria for wellbore stability analysis [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, 47(8): 1304-1316.
- [16] YOU M Q. True-triaxial strength criteria for rock [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2009, 46(1): 115-127.
- [17] 李世愚, 和泰名, 尹祥础. 岩石断裂力学导论[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2010: 1.
- LI S Y, HE T M, YIN X C. Introduction of rock fracture mechanics [M]. Hefei: University of Science and Technology of China Press, 2010: 1. (in Chinese)

(编辑 胡英奎)