

DOI: 10.11779/CJGE201512016

三轴循环荷载下页岩变形及破坏特征试验研究

魏元龙¹, 杨春和^{1,2}, 郭印同², 刘伟¹, 王磊², 徐敬宾²

(1. 重庆大学煤矿灾害动力学与控制国家重点实验室, 重庆 400044; 2. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘 要: 前期工作已经研究了含裂隙页岩在单轴循环荷载下的变形及破裂特征, 为进一步认清围压与循环荷载耦合作用下的变形及破坏特征, 利用 MTS815.03 岩石刚性压力机展开了对含裂隙页岩的三轴循环加卸载试验研究。试验结果表明: 在三轴循环荷载下, 含裂隙页岩的破坏形式主要为混合破坏, 呈现出拉剪贯通模式; 随围压逐渐增大, 页岩的峰值强度呈线性增大, 完整页岩经 11 周加卸载循环后, 峰值强度增大 9.98%~25.03%; 而含裂隙页岩经 15 周加卸载循环后, 峰值强度增大 1.47%~6.98%; 含裂隙页岩在同一循环内的弹性模量大于变形模量, 卸载弹性模量大于加载弹性模量, 卸载变形模量大于加载变形模量, 并且损伤面积系数 F 越大, 卸载弹性模量与加载弹性模量的差值也越大; 随循环加卸载次数逐渐增加, 加载变形模量与卸载变形模量呈先增大后单调减小的规律, 加载弹性模量与卸载弹性模量表现出先增大, 后逐渐呈“波浪式”减小的规律, 剧烈波动的弹性模量是内部结构不断发生局部调整的有效证据。该研究为揭示在围压与循环荷载耦合作用下含裂隙页岩破坏形成复杂裂缝网的发展机理提供了有益参考。

关键词: 页岩; 损伤面积系数; 循环荷载; 裂隙; 强度; 破坏特征

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2015)12-2262-10

作者简介: 魏元龙(1988-), 男, 博士研究生, 主要从事页岩水力压裂中的岩石力学问题研究。E-mail: at6wyl@163.com。

Experimental research on deformation and fracture characteristics of shale under cyclic loading

WEI Yuan-long¹, YANG Chun-he^{1,2}, GUO Yin-tong², LIU Wei¹, WANG Lei², XU Jin-bing²

(1. State Key Laboratory of Coal Mine Disaster Dynamics and Control, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 2. State Key

Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China)

Abstract: The previous researches have studied the deformation and fracture characteristics of shale containing natural cracks subjected to uniaxial compression. In order to further indicate how the deformation and fracture characteristics are influenced under coupling effect of confining pressure and cyclic loading, the equipment of MTS815.03 is employed to conduct loading and unloading cyclic triaxial compression tests. The experimental results show that under triaxial cyclic loading, the main failure mode of the shale samples containing natural cracks is a mixed failure, performing tensile-shear propagating mode, and having at least one tensile crack propagating the natural crack for each sample. With the gradually increasing confining pressure, the peak strength rises linearly. For the entire shale sample already subjected to 11 cycles of loading-unloading, the peak strength increases by 9.98%~25.03%; whereas for the shale sample with crack already subjected to 15 cycles, the peak strength increases by only 1.47%~6.98%. For the sample with crack under the same cycle loading, the elastic modulus is larger than the deformation modulus, the unloading elastic modulus is larger than the loading elastic modulus, and the unloading deformation modulus is larger than the loading deformation modulus. Simultaneously, the larger the damage-area coefficient F , the larger the difference between the unloading elastic modulus and the loading elastic modulus. With the increase of the cyclic times, the loading deformation modulus and the unloading deformation modulus firstly increase and then monotonously decrease; whereas, the elastic moduli of both loading and unloading exhibit increasing initially then decreasing gradually with wave-shape. The serious variant of elastic modulus is the direct evidence that the inner structure coordinates in local locations. The research may provide constructive references for the mechanical investigation

of crack propagation to form complex crack net.

Key words: shale; damage-area coefficient; cyclic loading;

基金项目: 国家高技术研究发展计划(“863”计划)项目(2013AA064800); 科技计划项目(2012DFA60760)

收稿日期: 2014-05-26

crack; strength; fracture characteristic

0 引 言

页岩气是一种非常规气藏, 在中国分布非常广泛。中国主要盆地和地区的页岩气资源量约为 (15~30) 万亿 m³, 与美国的 28.3 万亿 m³ 大致相当^[1]。近十年来, 随着经济发展和技术进步, 中国页岩气开发进入快速发展阶段, 并于 2014 年实现页岩气商业化开发。页岩具有低渗透、低孔隙等特征, 需要进行大规模的水力压裂改造, 才能使赋存于孔隙中的游离气与吸附于页岩表面的吸附气解吸后经过人工裂缝流入井筒, 实现页岩气的工业化开发。页岩水力压裂改造效果直接受地应力状态和天然裂缝发育情况的影响。

国内学者对含预制缺陷岩石的力学特性进行了一系列的试验研究, 并获得了大量的研究成果。例如, 杨圣奇等^[2]、李银平等^[3]对预制裂隙大理岩进行了试验研究, 结果表明, 裂隙参数几何分布对大理岩变形、强度、破坏特征和裂隙形态有着重要的影响。林鹏等^[4]对预制单裂隙岩石进行了试验研究, 结果表明, 裂隙的方向和裂隙缺陷的大小, 将直接影响岩石的破坏强度和损伤破坏面的形成。徐建光等^[5]对预制断续裂隙岩体进行了试验研究, 结果表明, 断续裂隙岩体疲劳变形受加载速率、荷载水平和裂隙空间位置的影响。胡盛斌等^[6]对预制含孔洞缺陷岩石进行了试验研究, 结果表明, 疲劳裂隙在有应力集中的缺陷与机体材料界面边缘处产生。

前期工作已经研究了含裂隙页岩在单轴循环荷载下的变形及破裂特征, 为进一步认清围压与循环荷载耦合作用下页岩的变形及破坏特征。本文对含裂隙页岩在三轴循环荷载下的变形及破裂特征进行了试验研究, 试验结果可为现场复杂应力条件下含裂缝页岩的水力压裂施工提供技术参数。

1 试验概况

1.1 试样特征

试样取自重庆彭水页岩露头剖面, 岩性为黑色—深黑色炭质页岩, 具有生物结构和极薄层理构造, 含生物化石层理面为弱面。试样严格按照国际岩石力学试验规程的要求钻取, 为减小试样之间的个体差异, 均取自新鲜、完整的同一大岩块 (如图 1 所示), 加工成直径 D 为 50 mm, 长度 L 为 100 mm, 轴线平行于层理面的标准圆柱体。页岩试样基本参数如表 1 所示。



图 1 页岩取样现场
Fig. 1 Field place of shale sampling

表 1 页岩试样基本参数

Table 1 Basic parameters of shale samples

试样 编号	损伤面积 系数 F	直径 /mm	长度 /mm	质量 /g	密度 /(g·cm ⁻³)
Y0-6	0	49.10	99.60	488.0	2.588
Y0-7	0	49.08	99.36	489.0	2.601
Y0-8	0	49.20	99.18	489.0	2.593
Y0-12	0	49.18	99.30	490.5	2.601
Y0-13	0	49.20	99.88	489.5	2.578
Y0-15	0	49.02	99.58	490.0	2.607
Y-1	0.334	49.04	99.80	486.5	2.580
Y-6	0.503	48.96	99.80	486.0	2.567
Y-7	0.223	49.06	99.88	487.0	2.581
Y-8	0.591	49.06	99.82	486.5	2.580
Y-9	0.581	49.02	99.46	485.0	2.585
Y-10	0.274	49.90	99.78	503.5	2.581
Y-11	0	49.04	99.42	485.0	2.584
Y-13	0	49.24	99.52	487.0	2.571
Y-14	1.526	48.94	99.40	486.0	2.603

Kachanov^[7]和Rabotonov^[8]利用横向有效横截面积和损伤面积定义损伤变量。而本文为揭示竖向裂隙对页岩性质的具体影响, 引入竖向裂隙对页岩试样的影响程度的损伤面积系数, 损伤面积系数 F 为裂隙影响面积 A_i 比上轴向剖面面积 A_0 , 即

$$F=A_i/A_0 \quad , \quad (1)$$

式中, A_i 为试样端面裂隙与周向裂隙组成的四边形面积, A_0 为过上、下端面圆心的剖面面积^[9]。

含裂隙试样的裂隙位置和长度如图2所示, 损伤面积系数 F 的计算结果如表1所示。

1.2 试验设备与试验方法

利用中国科学院武汉岩土力学研究所的 MTS 815.03 岩石刚性压力机进行不同围压条件下含裂隙页岩的循环加、卸载试验。三轴循环荷载试验共使用 6 个试样。加载方式 1: 试样 Y-13, Y-6 和 Y-7 的围压分别为 10, 20, 30 MPa, 加、卸载路径见图 3。加载路径①和④采用应变控制, 加载速率为-0.001 mm/s;

卸载路径②和再加载路径③采用荷载控制，卸载与再加载速率为 1 kN/s。试验过程中，初始卸载点选在 30 MPa 以上，其中试样 Y-13 每级荷载增量均为 10 MPa，试样 Y-6 与 Y-7 的前 5 周循环每级荷载增量为 30 MPa，后 10 周循环每级荷载增量为 10 MPa，每循环荷载终止点定为本循环最大荷载的 1%。加载方式 2：试样 Y-8、Y-9 和 Y-11 的围压分别为 10，20，30 MPa，加载方法与加载方式 1 相似，而卸载路径②开始卸载时，围压快速降低到初始围压的一半。

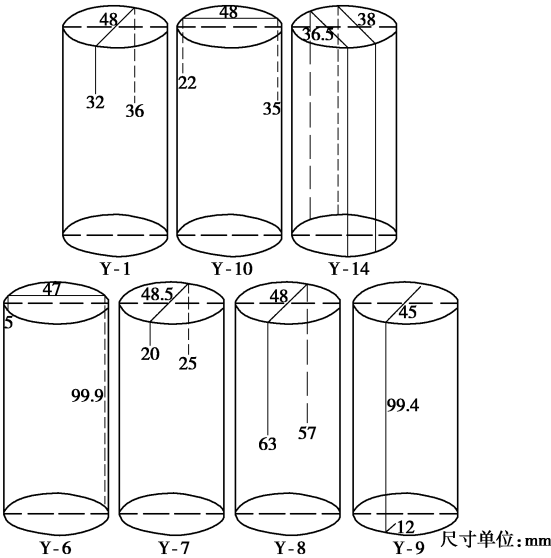


图 2 页岩试样的裂隙位置与长度

Fig. 2 Location of cracks and length of shale samples

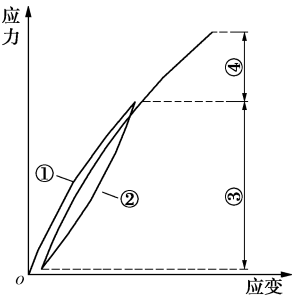


图 3 加、卸载应力路径

Fig. 3 Loading and unloading stress paths

2 试验结果及其分析

2.1 三轴压缩应力-应变曲线

从单轴压缩试验获得完整页岩的单轴抗压强度平均值为 114.6 MPa。通过三轴压缩试验获得不同围压下完整页岩的偏应力 - 应变曲线如图 4 所示，试验结果如表 2 所示。依据规范 SL264—2001《水利水电工程岩石试验规程》^[10]，页岩在三轴压缩试验中的弹性模量及泊松比的具体计算公式如下：

$$E = \frac{\sigma_b - \sigma_a}{\varepsilon_{Hb} - \varepsilon_{Ha}},$$
$$\nu = - \frac{\varepsilon_{Rb} - \varepsilon_{Ra}}{\varepsilon_{Hb} - \varepsilon_{Ha}}.$$

(2)

式中 σ_b 为应力与轴向应变曲线上直线段终点的应力值； σ_a 为应力与轴向应变曲线上直线段起始点的应力值； ε_{Hb} 为应力为 σ_b 时的轴向应变值； ε_{Ha} 为应力为 σ_a 时的轴向应变值； ε_{Rb} 为应力为 σ_b 时的径向应变值； ε_{Ra} 为应力为 σ_a 时的径向应变值；

从表 2 和图 4 可知，当围压分别为 10，20，30 MPa 时，完整试样的平均弹性模量分别为 42.94，51.52 和 56.45 GPa，平均泊松比分别为 0.39，0.41 和 0.42。因此，随围压逐渐增大，完整页岩的峰值应变、弹性模量和抗压强度均显著增大，泊松比也增大，但增量较小。完整页岩三轴压缩试验结果可作为研究循环荷载与围压耦合作用下含裂隙页岩变形及破坏的基础。

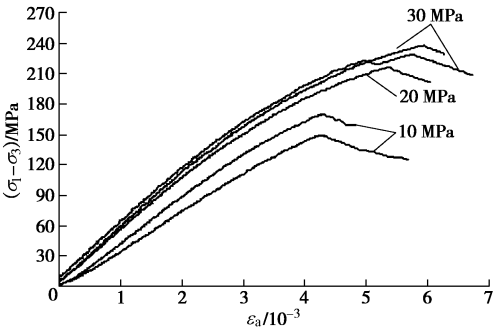


图 4 完整页岩三轴压缩偏应力 - 应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves of entire shale under triaxial compression

表 2 页岩试样三轴压缩试验结果

试样编号	围压 /MPa	峰值强度 /MPa	弹性模量 /GPa	泊松比	峰值应变 /10 ⁻³
Y0-6	10	149.8	46.30	0.40	4.24
Y0-7	20	206.8	50.06	0.39	4.89
Y0-8	30	238.1	56.44	0.43	5.94
Y0-12	10	170.3	39.57	0.37	4.26
Y0-13	20	216.3	52.97	0.42	5.37
Y0-15	30	229.1	56.45	0.41	5.74

2.2 三轴循环荷载应力 - 应变曲线

页岩的三轴循环荷载试验结果如表 3 所示，完整试样 Y-13 和含裂隙试样 Y-6、Y-7 的偏应力 - 应变曲线如图 5 所示。从图 5 可知，页岩试样在三轴循环加载卸载过程中，每循环均产生一个滞回环，随循环次数逐渐增加，滞回环将不断前移，滞回环面积逐渐增大，最终将呈密一疏排列。

2.3 页岩峰值强度分析

不同围压条件下，完整页岩三轴压缩试验和含裂隙页岩三轴循环荷载试验的峰值强度与围压的关系曲

线如图 6 所示。峰值强度与围压的关系基本呈线性关系：

$y=3.6675x+128.27$ (三轴压缩试验) , (3)

$y=3.1261x+154.76$ (三轴循环荷载试验), (4)

式中, y 为页岩峰值强度, x 为围压。

表 3 页岩试样循环荷载试验结果

Table 3 Test results of shale samples under cyclic loading					
试样 编号	围压 /MPa	循环 次数	峰值强度 /MPa	峰值轴向 应变/ 10^{-3}	峰值横向 应变/ 10^{-3}
Y-1	0	7	53.5	5.88	4.92
Y-6	20	15	214.6	8.32	4.30
Y-7	30	15	249.5	11.30	3.80
Y-8	10	5	150.2	5.43	1.42
Y-9	20	13	228.7	9.12	2.87
Y-10	0	6	49.6	8.96	1.97
Y-11	30	10	220.5	8.77	2.17
Y-13	10	11	187.3	7.69	4.20
Y-14	0	11	71.5	5.13	5.24

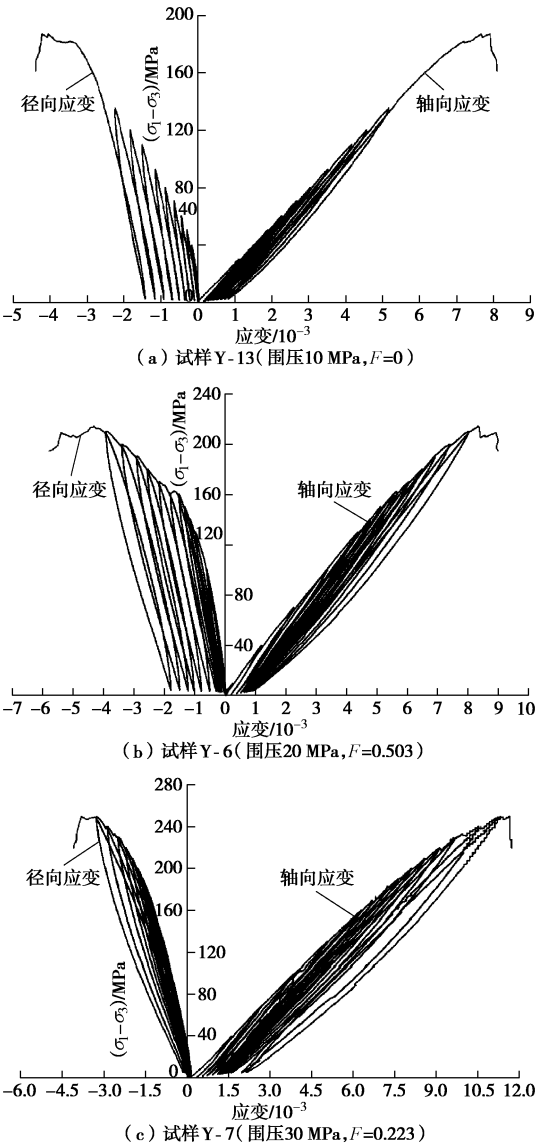


图 5 三轴循环荷载下页岩试样的应力 - 应变曲线

Fig. 5 Curves of stress vs. strain of shale samples under triaxial cyclic loading

从图 6 可知, 随围压逐渐增大, 页岩的峰值强度呈线性增加。当围压分别为 10, 20, 30 MPa 时, 完整试样在三轴压缩试验中的平均峰值强度分别为 160.1, 211.5, 233.6 MPa, 含裂隙试样在三轴循环荷载试验中的峰值强度分别为 187.3 MPa (试样 Y-13, $F=0$)、214.69 MPa (试样 Y-6, $F=0.503$) 和 249.9 MPa (试样 Y-7, $F=0.223$)。对比完整试样 Y0-6、Y0-12 和 Y-13 可知, 完整页岩经过 11 周加卸载循环后, 峰值强度增大 9.98%~25.03%, 说明循环加卸载对峰值强度具有强化作用。尤明庆等^[11]和徐速超等^[12]也曾得到相似的结论。在相同围压条件下, 含裂隙试样 Y-6 和 Y-7 经过 15 周加卸载循环后, 峰值强度分别增大 1.47%和 6.98%, 其增幅明显低于完整试样, 说明裂隙对峰值强度具有弱化作用, 并且损伤面积系数 F 越大, 裂隙对峰值强度的弱化作用越强。

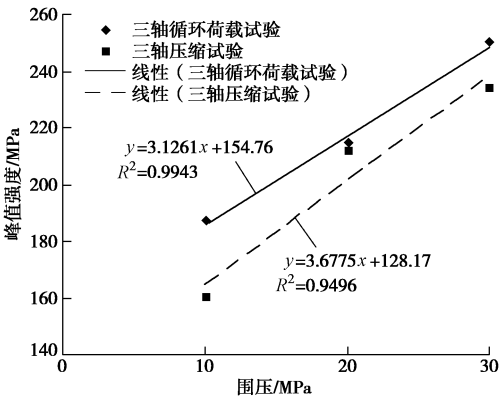


图 6 峰值强度与围压的关系

Fig. 6 Relationship between peak strength and confining pressure

3 变形特征分析

3.1 轴向变形特征

从表 2, 3 可知, 随围压逐渐增大, 轴向峰值应变呈正相关增大, 并且相同围压条件下, 三轴循环荷载试验的轴向峰值应变明显高于三轴压缩试验。当围压分别为 10, 20, 30 MPa 时, 完整试样在三轴压缩试验中的平均轴向峰值应变分别为 4.25×10^{-3} , 5.13×10^{-3} 和 5.84×10^{-3} , 含裂隙试样在三轴循环荷载试验中的轴向峰值应变分别为 7.69×10^{-3} (试样 Y-13, $F=0$)、 8.32×10^{-3} (试样 Y-6, $F=0.503$) 和 11.30×10^{-3} (试样 Y-7, $F=0.223$)。完整试样 Y-13 经过 11 周加卸载循环后, 峰值应变增大 80.94%, 而裂隙试样 Y-6 和 Y-7 经过 15 周加卸载循环后, 峰值应变分别增大 62.18%和 93.49%。试样 Y-6 受裂隙影响的范围大于试样 Y-7, 而其峰值应变增幅却小于试样 Y-7, 说明含裂隙页岩的峰值应变大小主要受围压的影响, 裂隙对峰值应变的具体影响有待进一步研究。

3.2 体积应变特征

含裂隙试样 Y-6、Y-7 和完整试样 Y-13 的偏应力 - 体积应变曲线如图 7 所示。从图 7 所示的偏应力 - 体积应变曲线中, 提取每循环加载路径上应力最大点的轴向应力和体积应变, 结合三轴压缩试验的偏应力与体积应变关系, 绘制不同围压和加载方式下偏应力与体积应变的关系曲线如图 8 所示。

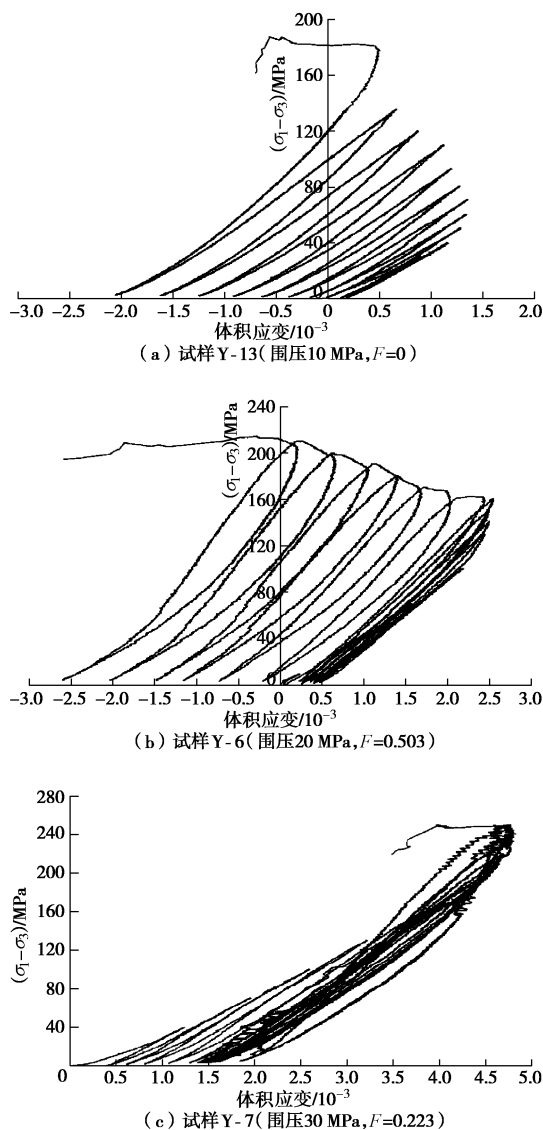


图 7 三轴循环荷载下页岩试样的应力 - 体积应变曲线

Fig. 7 Curves of stress vs. volumetric strain of shale samples under triaxial cyclic loading

从图 8 可知, 三轴压缩试验的体积应变与三轴循环荷载试验的名义体积应变均可近似划分为 3 个阶段: ①体积变形阶段, 体积应变随轴向应力增加而呈非线性变化, 此阶段内 $\varepsilon_a > 2|\varepsilon_c|$, 宏观表现为体积逐渐变小。②体积不变阶段, 在此阶段内, 随轴向应力增加, 体积应变增量非常小, 一般认为 $\varepsilon_a = 2|\varepsilon_c|$, 宏观表现为体积变化很小。③扩容阶段, 随轴向应力

的增加, 体积应变大幅度减小, 曲线向左弯曲, 该阶段 $\varepsilon_a < 2|\varepsilon_c|$, 宏观表现为体积快速变大, 最终导致试样发生破坏。完整试样 Y-13 的名义扩容压力为 81.0 MPa, 完整试样 Y0-12 的扩容压力为 80.6 MPa, 两者的扩容压力非常接近, 表明在相同围压条件下, 循环加卸载方式对完整页岩的扩容压力和破裂压力的影响较小, 但对变形特征的影响较大, 相比于三轴压缩试验, 三轴循环荷载试验获得的最大体积应变更大, 压缩程度也更高。

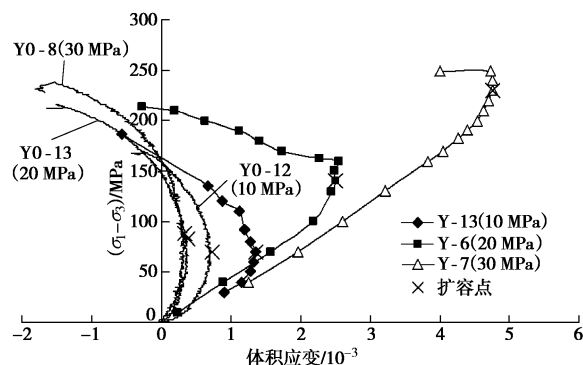


图 8 偏应力 - 体积应变曲线

Fig. 8 Curves of stress vs. volumetric strain

从图 7, 8 可知, 在三轴循环荷载下, 随围压逐渐增加, 试样的偏应力 - 体积应变曲线逐渐向右“倾倒”, 最大体积应变与压缩程度逐渐变大。试样 Y-6 ($F=0.503$) 与试样 Y-7 ($F=0.223$)、Y-13 ($F=0$) 相比较, 试样 Y-6 受裂隙的影响最大, 但从试验结果可知, 含裂隙试样 Y-6 的最大体积应变 ($\varepsilon_v=0.0025$) 低于含裂隙试样 Y-7 ($\varepsilon_v=0.0045$), 表明页岩试样的压缩程度主要受围压的影响, 而裂隙仅影响变形过程。

3.3 循环弹性常数分析

在页岩三轴循环荷载试验中, 对每一级加卸载循环的加、卸载循环弹性常数均采用 (SL 264—2001) 《水利水电工程岩石试验规程》中的方法计算。

变形模量计算方法如下:

$$E_{50} = \frac{\sigma_h - \sigma_{\min}}{\varepsilon_h - \varepsilon_{\min}}, \quad (5)$$

式中, E_{50} 为变形模量, σ_h 为每循环最大轴向应力的一半, σ_{\min} 为每循环最低轴向应力, ε_h 为 σ_h 对应轴向应变, ε_{\min} 为 σ_{\min} 对应轴向应变。

取 E_{50} 附近偏应力 - 应变关系的线性段, 计算弹性模量方法如下:

$$E_s = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon}, \quad (6)$$

式中, E_s 为弹性模量, $\Delta\sigma$ 为 E_{50} 附近 10 MPa 的应力差, $\Delta\varepsilon$ 为与 $\Delta\sigma$ 对应的应变差。

取偏应力 - 应变关系中计算 E_s 的线性段, 计算泊松比方法如下:

$$\nu = -\frac{\Delta \varepsilon_c}{\Delta \varepsilon_a}, \tag{7}$$

式中, ν 为泊松比, $\Delta \varepsilon_c$ 为所取线性段横向应变差, $\Delta \varepsilon_a$ 为所取线性段轴向应变差。

根据试样 Y-6, Y-7 和 Y-13 的试验结果, 计算每循环加、卸载的循环弹性常数 (E_S , E_{S0} , ν), 含裂隙试样 Y-6 的计算结果如表 4 所示。根据表 4 的计算结果, 得到含裂隙试样 Y-6 的循环弹性常数与每循环峰值应力的关系曲线。

图 9 为试样 Y-6 的弹性模量、变形模量与每循环峰值应力的关系曲线。从图 9 可知, 在同一循环内弹性模量大于变形模量, 卸载弹性模量大于加载弹性模量, 卸载变形模量大于加载变形模量。含裂隙页岩试

样的卸载弹性模量和加载弹性模量的计算方法如下:

$$E_{\text{add}} = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \varepsilon_E + \Delta \varepsilon_P + \Delta \varepsilon_{\text{AF}}} \tag{8}$$

$$E_{\text{red}} = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \varepsilon_E + \Delta \varepsilon_{\text{RF}}} \tag{9}$$

式中, E_{add} 为加载弹性模量, E_{red} 为卸载弹性模量, $\Delta \varepsilon_E$ 为加载弹性应变差, $\Delta \varepsilon_P$ 为加载不可恢复应变差, $\Delta \varepsilon_{\text{AF}}$ 为裂隙张开产生的应变差, $\Delta \varepsilon_{\text{RF}}$ 为裂隙闭合产生的应变差。

在式 (8)、(9) 中, 由于弹性应变为可恢复应变, 因此加载弹性应变差和卸载弹性应变差相等; $\Delta \varepsilon_P$ 为不可恢复应变差, 因此式 (9) 中不包含该项; 含裂隙试样加载时裂隙张开, 卸载时裂隙闭合, 由于裂隙面

表 4 页岩试样 Y-6 弹性常数计算结果

Table 4 Elastic parameters of calculated results of shale sample Y-6

循环 次数	ε_h / 10^{-3}	ε_{\min} / 10^{-3}	σ_h /MPa	σ_{\min} /MPa	$\Delta \sigma$ /MPa	$\Delta \varepsilon_a$ / 10^{-3}	$\Delta \varepsilon_c$ / 10^{-3}	$\sigma_1 - \sigma_3$ /MPa	E_{S0} /GPa	E_S /GPa	μ
第 1 次加载	0.248	0.078	10.01	4.92	4.44	0.157	-0.013	10.01	29.90	28.33	0.08
第 1 次卸载	0.250	0.010	10.01	0.40	4.88	0.140	-0.01	10.01	39.26	35.39	0.09
第 2 次加载	0.590	0.040	20.34	0.40	10.21	0.280	-0.05	40.12	36.25	37.13	0.16
第 2 次卸载	0.740	0.200	20.42	1.01	10.05	0.230	-0.05	40.12	35.75	43.89	0.24
第 3 次加载	1.120	0.200	35.19	1.01	10.13	0.290	-0.05	70.07	36.99	35.30	0.18
第 3 次卸载	1.360	0.390	35.15	1.61	9.97	0.260	-0.06	70.07	34.47	38.34	0.22
第 4 次加载	1.730	0.380	50.25	1.61	9.85	0.300	-0.06	100.46	36.06	32.83	0.19
第 4 次卸载	2.010	0.520	50.29	2.22	9.97	0.290	-0.06	100.46	32.28	34.38	0.21
第 5 次加载	2.280	0.510	65.18	2.22	10.09	0.300	-0.07	130.20	35.55	33.63	0.23
第 5 次卸载	2.640	0.620	65.30	2.87	10.01	0.300	-0.07	130.20	30.85	33.36	0.23
第 6 次加载	2.580	0.620	70.07	2.87	9.69	0.300	-0.07	140.90	34.22	32.30	0.24
第 6 次卸载	2.880	0.700	70.11	2.91	10.05	0.310	-0.08	140.90	30.73	32.42	0.24
第 7 次加载	2.790	0.700	75.03	2.91	9.81	0.300	-0.07	150.63	34.39	32.48	0.23
第 7 次卸载	3.120	0.740	75.23	3.23	9.89	0.290	-0.07	150.63	30.24	34.10	0.25
第 8 次加载	3.060	0.740	80.16	3.23	10.09	0.300	-0.08	160.55	33.15	33.63	0.27
第 8 次卸载	3.430	0.800	80.36	3.47	10.05	0.310	-0.08	160.55	29.23	32.42	0.26
第 9 次加载	3.140	0.800	81.45	3.47	10.01	0.320	-0.08	162.65	33.32	31.28	0.25
第 9 次卸载	3.540	0.800	81.37	3.39	9.97	0.300	-0.08	162.65	28.45	33.23	0.27
第 10 次加载	3.330	0.800	84.96	3.39	10.01	0.320	-0.08	170.60	32.16	31.28	0.25
第 10 次卸载	3.760	0.830	84.92	3.63	10.13	0.310	-0.09	170.60	27.72	32.68	0.29
第 11 次加载	3.590	0.830	90.17	3.63	10.01	0.320	-0.09	180.57	31.33	31.28	0.28
第 11 次卸载	4.000	0.880	90.00	3.83	9.85	0.300	-0.10	180.57	27.58	32.83	0.33
第 12 次加载	3.840	0.880	95.09	3.83	10.09	0.310	-0.09	190.62	30.79	32.55	0.29
第 12 次卸载	4.310	0.940	95.17	4.04	10.05	0.320	-0.10	190.62	27.02	31.41	0.31
第 13 次加载	4.050	0.940	100.05	4.04	9.81	0.300	-0.08	200.11	30.84	32.70	0.27
第 13 次卸载	4.680	0.940	100.09	4.28	9.89	0.320	-0.11	200.11	25.59	30.90	0.34
第 14 次加载	4.410	0.940	105.22	4.28	9.97	0.340	-0.09	210.44	29.05	29.32	0.26
第 14 次卸载	5.120	0.950	105.18	4.44	9.97	0.320	-0.11	210.44	24.13	31.15	0.34
第 15 次加载	4.592	0.947	107.12	4.44	9.73	0.320	-0.110	214.56	28.17	30.40	0.34

之间的“毗合”作用,张开的裂隙并不能完全闭合,因此裂隙张开产生的应变差大于裂隙闭合时的应变差。综合上述 3 个原因可知,加载轴向总应变差大于卸载轴向总应变差,卸载弹性模量大于加载弹性模量。进一步考虑天然裂隙对加载轴向应变差的影响可知,天然裂隙影响范围越大,含裂隙试样受载后的不可恢复应变差越大,裂隙张开产生的应变差也越大,使加载轴向总应变差与卸载轴向总应变差的差值增大,导致卸载弹性模量与加载弹性模量的差值增大,因此,损伤面积系数越大,卸载弹性模量与加载弹性模量的差值也越大。

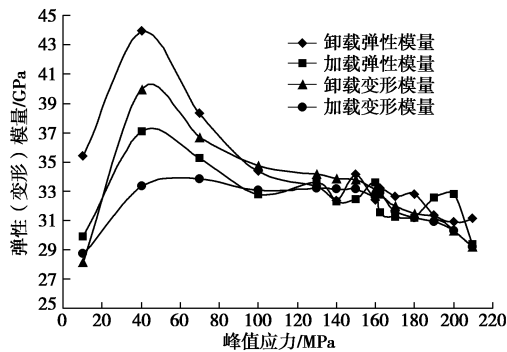


图 9 试样 Y-6 的弹性模量及变形模量

Fig. 9 Elastic and deformation moduli of shale samples Y-6

从图 9 可知,随循环加卸载次数逐渐增加,加载弹性模量与卸载弹性模量均表现出先增大,后逐渐呈“波浪式”减小的规律;加载变形模量与卸载变形模量呈先增大后逐渐减小的规律。虽然计算方法不同导致同一循环的循环弹性常数 (E_s , E_{50}) 的大小相差较大,但同一种方法计算得到的加、卸载循环弹性常数的总体变化趋势基本相同,卸载循环弹性常数的变化规律较加载循环弹性常数更加明显,更能反映岩石的破裂过程。

由于加载过程较卸载过程更有利于分析天然裂隙的影响,因此本文分析加载过程中的循环弹性常数。图 10, 11 分别为含裂隙试样 Y-6、Y-7 和完整试样 Y-13 的加载弹性模量和加载泊松比。从图 10 可知,完整试样和含裂隙试样经过第 1 周循环后,加载弹性模量均显著增大,随加、卸载次数继续增加,加载弹性模量将逐渐呈“波浪式”减小。试样 Y-13, Y-7 和 Y-6 在第 1 周循环前的加载弹性模量分别为 26.08, 27.86, 28.33 GPa, 经过第 1 周循环后,弹性模量分别为 28.86, 32.81, 37.13 GPa, 经过 1 周加、卸载循环后弹性模量分别增大了 10.66%, 17.77% 和 31.06%。结合试样 Y-13 ($F=0$)、Y-7 ($F=0.223$) 和 Y-6 ($F=0.503$) 的损伤面积系数可知,损伤面积系数越大,围压越高,

裂隙面之间的“毗合”作用越明显,经 1 周加、卸载循环后的加载弹性模量增幅越大。在初次加载过程中,试样内部部分裂隙与微裂隙受力逐渐闭合,并在裂隙面之间产生“毗合”作用。在随后的卸载过程中,由于裂隙面之间“毗合”作用的存在,部分裂隙在卸载完成后并不能完全张开,使内部结构变得更加致密,进而提高了试样的整体刚度,弹性模量与变形模量均显著增大。随加、卸载次数继续增加,裂隙和微裂隙逐渐扩展、交汇和贯通形成宏观裂隙,内部结构不断进行局部调整,使加载弹性模量呈近似“波浪式”减小,进而降低了试样的整体刚度,并最终导致试样发生破坏。

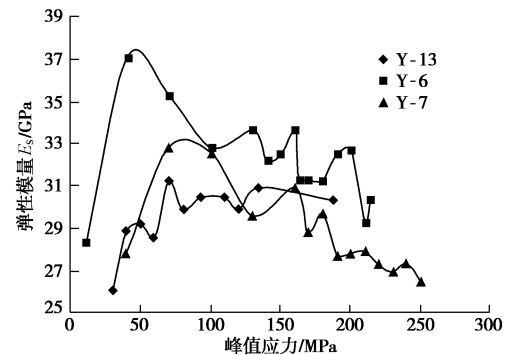


图 10 加载方式 1 的加载弹性模量

Fig. 10 Elastic moduli under triaxial cyclic loading

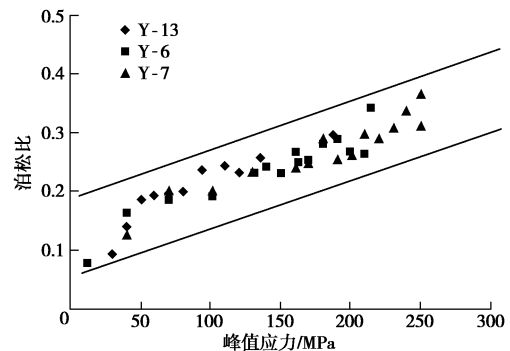


图 11 加载方式 1 的加载泊松比

Fig. 11 Poisson's ratios under triaxial cyclic loading

从图 11 可知,完整页岩试样和含裂隙试样的三轴循环加卸载泊松比均呈一个整体增大的趋势,完整试样的泊松比呈单调递增,而含裂隙试样的泊松比呈“波浪式”逐渐增加。随循环加卸载次数逐渐增加,裂隙和微裂隙逐渐扩展、交汇和贯通,使横向应变增量的增加速度大于轴向应变增量。含裂隙试样的泊松比较完整试样波动更加剧烈,表明含裂隙试样内部含有更多的微裂隙,受力后扩展的裂隙数量更多,变形也更加复杂,同时剧烈波动的泊松比也是含裂隙试样内部结构不断发生局部调整的有效证据。

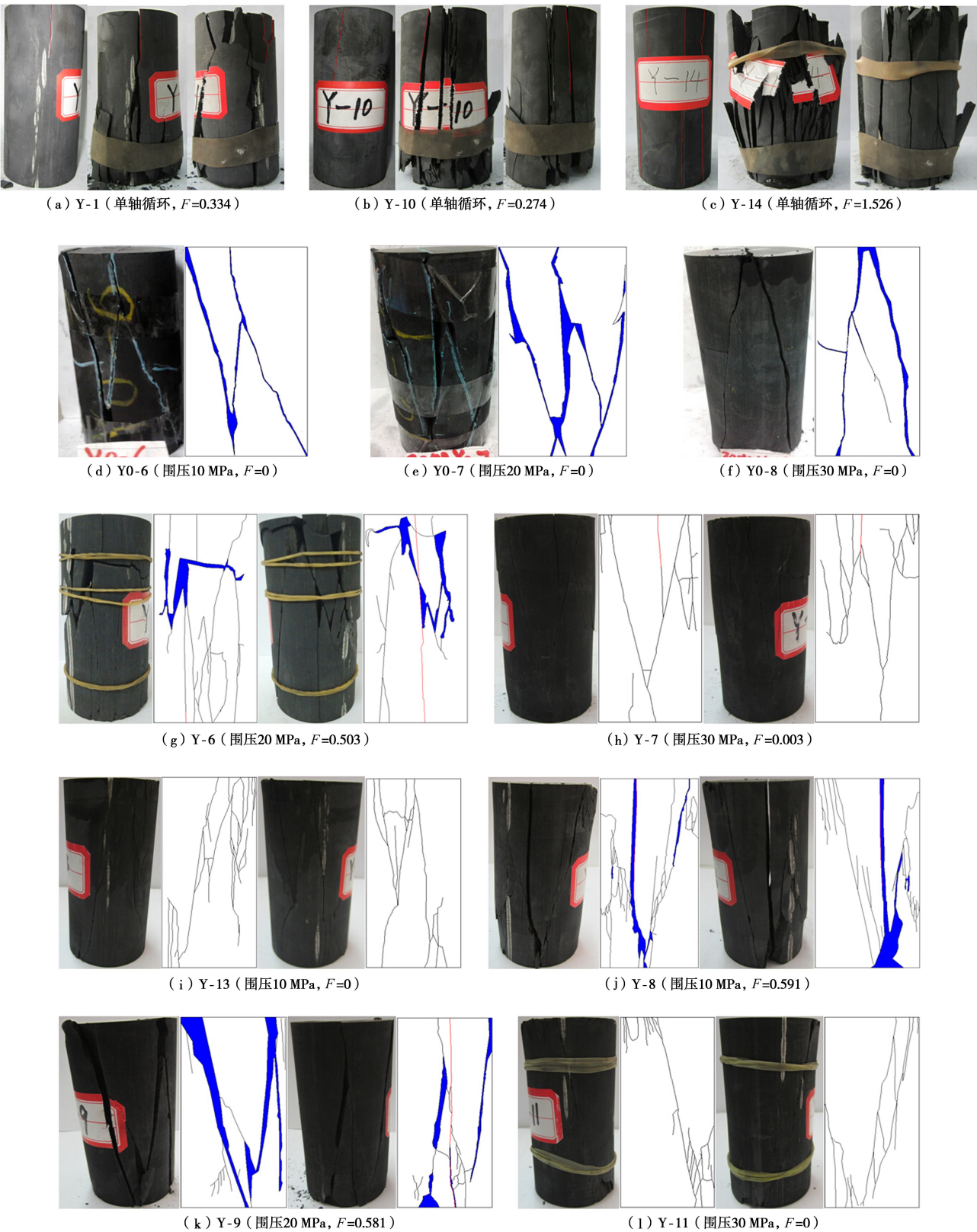


图 12 含裂隙页岩在不同围压下的贯通模式及素描图

Fig. 12 Fracture models and sketches of shale samples with natural cracks subjected to different confining pressures

4 破裂特征分析

在不同的围压条件与加载方式下，含裂隙脆性页岩

的宏观贯通模式及素描图如图 12 所示。

从图 12 (a)、(b)、(c) 可知，含裂隙试样在单轴循环荷载下的破坏形式主要为劈裂破坏，脆性特征

非常明显, 呈现出以多条平行拉裂隙为主, 剪裂隙为辅的贯通模式。裂隙从含裂隙端面开始, 沿已有裂隙扩展, 首先形成一条或多条贯通已有裂隙的拉裂隙, 随后形成 1 条剪裂隙和一些次生裂隙。含裂隙试样破坏后主要破裂成竖直片状碎块, 整体形成以多条竖向拉裂隙为主的裂缝网^[9]。

从图 12 (d)、(e)、(f) 可知, 完整试样在三轴压缩下的破坏形式主要为剪切破坏, 呈现出以 2 条平行剪裂隙为主, 拉裂隙为辅的贯通模式。裂隙萌生于试样两端面, 首先在端面形成多条穿切层理面的剪裂隙, 随后裂隙分叉形成 1 条平行于另一条剪裂隙的剪裂隙, 以及 1 条贯通两条平行剪裂隙的拉裂隙和一些次生裂隙。完整试样破坏后主要破裂成大块的楔形碎块, 整体形成以多条平行剪裂隙为主, 贯通剪裂隙的拉裂隙为辅的裂缝网。

从图 12 (i)、(l) 可知, 完整试样 Y-13 在方式 1 下的破坏形式主要为混合破坏, 呈现出拉剪贯通模式。裂隙从端面开始, 形成一条沿层理面扩展的拉裂隙和另一条穿切层理面的剪裂隙以及一些次生裂隙。完整页岩试样 Y-11 在方式 2 下的破坏形式主要为典型的剪切破坏, 呈现出 2 条平行剪裂隙为主, 次生裂隙为辅的贯通模式。因为试样受到的围压快速降低, 使侧向约束能力减弱, 进而导致破裂面上剪应力快速增大, 最终试样发生剪切破坏。

图 12 (g)、(h) 可知, 含裂隙试样 Y-6 在加载方式 1 下的破坏形式主要为混合破坏, 呈现出以拉裂隙与剪裂隙为主, 压裂隙为辅的混合贯通模式。裂隙从含裂隙端面开始, 沿已有裂隙扩展, 首先形成 1 条贯通已有裂隙的拉裂隙, 随后形成贯通多条拉裂隙的剪裂隙和压裂隙, 同时在拉裂隙与剪裂隙相交点的附近区域产生较多次生裂隙。含裂隙试样 Y-7 在方式 1 下的破坏形式主要为剪切破坏, 呈现出以 2 条相交剪裂隙为主, 多条拉裂隙为辅的贯通模式。裂隙从含裂隙端面开始, 形成 1 条沿已有裂隙扩展拉裂隙和 2 条相交的剪裂隙, 以及一些次生裂隙。从图 12 (j)、(k) 可知, 含裂隙试样 Y-8、Y-9 在方式 2 下的破坏形式主要为混合破坏, 呈现出拉剪贯通模式。裂隙从含裂隙端面开始, 分别形成 1 条贯通已有裂隙的拉裂隙和 2 条相交的剪裂隙, 以及一些次生裂隙。

5 结 论

(1) 随围压逐渐增大, 页岩的峰值强度呈线性增大。完整页岩经过 11 周加、卸载循环后, 峰值强度增大了 9.98%~25.03%; 而含裂隙页岩经过 15 周加、卸

载循环后, 峰值强度增大了 1.47%~6.98%。

(2) 含裂隙页岩在同一循环内的弹性模量大于变形模量, 卸载弹性模量大于加载弹性模量, 卸载变形模量大于加载变形模量, 并且损伤面积系数越大, 卸载弹性模量与加载弹性模量的差值也越大。

(3) 随循环次数逐渐增加, 加载弹性模量与卸载弹性模量均表现出先增大, 后逐渐呈“波浪式”减小的规律; 加载变形模量与卸载变形模量呈先增大后逐渐减小的规律。

(4) 试样的损伤面积系数越大, 受到围压越高, 裂隙面之间的“毗合”作用越明显, 初次循环后的弹性模量增幅越大。

(5) 在三轴循环荷载下, 含裂隙页岩的破坏形式主要为混合破坏, 呈现出拉剪贯通模式, 破坏后至少包含一条贯通已有裂隙的拉裂隙。

参考文献:

- [1] CURTIS J B. Fractured shale-gas system[J]. AAPG Bulletin, 2002, 86(11): 1921 - 1938.
- [2] 杨圣奇, 戴永浩, 韩立军, 等. 断续预制裂隙脆性大理岩变形破坏特性单轴压缩试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(12): 2391 - 2404. (YANG Sheng-qi, DAI Yong-hao, HAN Li-jun, et al. Uniaxial compression experimental research on deformation and failure properties of brittle marble specimen with pre-existing fissures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28 (12): 2391 - 2404. (in Chinese))
- [3] 李银平, 王元汉, 陈龙珠, 等. 含预制裂隙大理岩的压剪试验分析[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(1): 120 - 124. (LI Yin-ping, WANG Yuan-han, CHEN Long-zhu, et al. Experimental research on pre-existing cracks in marble under compression[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(1): 120 - 124. (in Chinese))
- [4] 林 鹏, 周雅能, 李子昌, 等. 含三维预制单裂隙缺陷岩石破坏试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(增刊 2): 3882 - 3887. (LIN Peng, ZHOU Ya-neng, LI Zi-chang, et al. Experimental study on failure behavior of rock containing three dimensional single pre-existing flaw[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(S2): 3882 - 3887. (in Chinese))
- [5] 徐建光, 张 平, 李 宁, 等. 循环荷载下断续裂隙岩体的变形特性[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(6): 802 - 806. (XU Jian-guang, ZHANG Ping, LI Ning, et al. Deformation

- properties of rock mass with intermittent cracks under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(6): 802 - 806. (in Chinese))
- [6] 胡盛斌, 邓建, 马春德, 等. 循环荷载作用下含缺陷岩石破坏特征试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(12): 2490 - 2495. (HU Sheng-bin, DENG Jian, MA Chun-de, et al. Experimental study of failure characteristics of rock containing flaw under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(12): 2490 - 2495. (in Chinese))
- [7] KACHANOV L M. On the time to failure during creep, Izv[J]. AN SSSR, Otd Tekhn Nank, 1958, **8**: 26 - 31.
- [8] RABOTNOV Y N. On the equation of state for creep[J]. Progress in Applied Mechanics, 1963: 307 - 315.
- [9] 魏元龙, 杨春和, 郭印同, 等. 单轴循环荷载下含天然裂隙脆性页岩变形及破裂特征试验研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(6): 1649 - 1658. (WEI Yuan-long, YANG Chun-he, GUO Ying-tong, et al. Experimental research on deformation and fracture characteristics of brittle shale under uniaxial cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(6): 1649 - 1658. (in Chinese))
- [10] SL 264—2001 水利水电工程岩石试验规程[S]. 2001. (SL 264—2001 Specifications for testes in water conservancy and hydroelectric engineering[S]. 2001. (in Chinese))
- [11] 尤明庆, 苏承东. 大理岩试样循环加载强化作用的实验研究[J]. 固体力学学报, 2008, **29**(1): 66 - 75. (YOU Ming-qing, SU Cheng-dong. Experimental study on strengthening of marble specimen in cyclic loading of uniaxial or pseudo- triaxial compression[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2008, **29**(1): 66 - 75. (in Chinese))
- [12] 徐速超, 冯夏庭, 陈炳瑞, 等. 矽卡岩单轴循环加卸载试验及声发射特性研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(10): 2929 - 2934. (XU Su-chao, FENG Xia-ting, CHEN Bing-rui, et al. Experimental study of skarn under uniaxial cyclic loading and unloading test and acoustic emission characteristics[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(10): 2929 - 2934. (in Chinese))