

DOI: 10.16285/j.rsm.2024.0321

循环加卸载下大理岩渐进损伤的能量特性研究

刘晓裴^{1,2}, 江 权¹, 李邵军¹, 辛 杰^{1,2}, 陈朋飞^{1,2}

(1. 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; 2. 中国科学院大学, 北京 100049)

摘 要: 为探究锦屏大理岩渐进损伤过程中的能量特性, 开展了 5 种围压下岩样的三轴循环加卸载试验, 分析了循环加卸载下大理岩渐进损伤的弹性模量演化、能量演化及分配规律、能量演化的围压效应、损伤演进特性, 并系统剖析探讨了基于能耗比和能耗差定义两种岩石强度失效的能量判据。研究表明: 大理岩从初始屈服到进入残余阶段的整个变形破坏过程中, 加载段弹性模量和卸载段弹性模量均呈现单调退化的弹塑性耦合特征, 应避免采用弹性模量不变假定计算弹性应变能带来的偏差; 围压升高不仅能够有效提升大理岩的吸能和储能效率, 也能强化大理岩的吸能和储能极限, 同时还能抑制大理岩的能量耗散效率和耗散能的提升幅度; 岩样从峰前到峰后的能量演化是一个弹性能占比逐渐降低, 耗散能占比逐渐升高的过程, 残余阶段能量占比趋于稳定, 其残余弹性能和残余耗散能均随着围压的增加呈现近似线性的增长, 而最大弹性能和最大耗散能则随着围压的增加呈现非线性的增长。考虑初始损伤和残余承载力修正的损伤演化方程能很好地捕捉不同围压下岩样基于耗散能定义的损伤变量的变化特征。进而, 基于能量相对比例定义的能耗比判据可视为大理岩的材料失效判据, 基于能量绝对差值定义的能耗差判据可视为大理岩的结构失效判据。

关 键 词: 大理岩; 循环加卸载; 能量演化特征; 损伤特性; 失效判据

中图分类号: TU 454

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2024) 08-2373-14

Energy characteristics of progressive damage of Jinping marble under cyclic loading and unloading

LIU Xiao-pei^{1,2}, JIANG Quan¹, LI Shao-jun¹, XIN Jie^{1,2}, CHEN Peng-fei^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

Abstract: In order to investigate the energy characteristics of Jinping marble during progressive damage, triaxial cyclic loading and unloading tests on marble samples under five different confining pressures were carried out. The evolution of elastic modulus, the rule of energy evolution and distribution, the effect of confining pressure on energy evolution, and the characteristics of progressive damage evolution of marble under cyclic loading and unloading were analyzed. Furthermore, the energy failure criteria of rock strength based on energy consumption ratio and energy consumption difference were systematically discussed. The results show that both the loading and unloading elastic moduli of the marble are monotonically degraded during the whole deformation and failure process from the initial yielding to the residual stage. The deviation of elastic strain energy calculation with the assumption of constant modulus of elasticity should be avoided. The increase of confining pressure can not only effectively enhance marble's energy absorption and storage efficiency, but also strengthen marble's energy absorption and storage limit. It can also restrain marble's energy dissipation efficiency and the increase amplitude of dissipation energy. The ratio of elastic energy decreases and the ratio of dissipative energy increases from pre-peak to post-peak, and the ratio of residual energy tends to be stable. The residual elastic energy and the residual dissipated energy increase approximately linearly with the increase of confining pressure, while the maximum elastic energy and the maximum dissipated energy increase nonlinearly with the increase of confining pressure. The modified damage evolution equation considering initial damage and residual bearing capacity can well capture the variation characteristics of damage variable based on dissipative energy under different confining pressures. The criterion of energy consumption ratio based on the definition of energy relative proportion can be regarded as the criterion of failure of marble material. While the criterion of energy

收稿日期: 2024-03-18

录用日期: 2024-04-14

基金项目: 国家杰出青年基金 (No. 52325905); 国家重点研发项目 (No. 2023YFC2907024); 中国电建科技项目 (No. DJ-HXGG-2023-16)。

This work was supported by the National Science Foundation for Distinguished Young Scholars of China (52325905), the National Key Research and Development Program of China (2023YFC2907024) and the Science and Technology Program of Power China (DJ-HXGG-2023-16).

第一作者简介: 刘晓裴, 男, 1994 年生, 博士研究生, 主要从事地下工程稳定性分析方面的研究。E-mail: peterliu_17@126.com

通讯作者: 江权, 男, 1978 年生, 博士, 研究员, 主要从事地下工程安全评价、大型洞室群稳定性分析、工程地质灾害治理等方面的研究工作。

E-mail: qjiang@whrsm.ac.cn

consumption difference based on the definition of absolute difference of energy can be regarded as the criterion of failure of marble structure.

Keywords: marble; cyclic loading and unloading; evolution characteristics of energy; damage features; failure criterion

1 引言

随着“双碳”持续向纵深推进,我国西南地区的水电工程建设需求出现爆发式增长,深部高地应力下水工洞群建设已趋于常态化^[1]。在深埋硬岩地下洞室的分层开挖、建设、运行过程中,洞室围岩常经受反复的应力调整和强烈的能量耗散与释放,表现出多样的变形破坏特征^[2-3]。这些深部工程围岩破坏本质上是岩石反复承荷卸荷的过程并总是伴随着能量的积聚、耗散与释放,可见能量是驱动岩石变形破坏的本质因素^[4-6]。因此从能量角度探究岩石损伤变形破坏的内在机制,对科学指导深部地下工程的安全建设与工程灾害防控具有重要意义。

目前,越来越多国内外学者从能量的角度对岩石的损伤变形破坏进行了试验和理论研究,取得了许多的进展。在能量演化特性方面,张志镇等^[7]通过对红砂岩进行单轴压缩获得了弹性能和耗散能随应力的演化及分配规律;Munoz 等^[8]基于常规单轴和三轴压缩试验,分析了岩石峰前阶段的能量特征;孟庆彬等^[9]对灰岩进行了不同围压下的三轴循环加卸载试验,揭示了围压对灰岩能量演化及分配特征的影响规律;李泓颖等^[10]通过三轴循环加卸载试验探究了大理岩特征能量的围压效应;尹光志等^[11]通过自主研发的真三轴试验系统分析了不同加卸荷速率对砂岩能量演化规律的影响;宫凤强等^[12]对红砂岩进行一次拉伸加卸载试验,发现了红砂岩在拉伸破坏过程中存在的线性储能和耗能规律。在能量损伤机制方面,Liu 等^[13]基于能量耗散定义了损伤变量,给出了岩石在循环加卸载条件下的损伤演化方程;黄达等^[14]基于大理岩峰前卸围压试验和能量原理,揭示了大理岩损伤破裂演化的应变能转化机制;彭瑞东等^[15]对砂岩进行了循环拉伸试验,分析了砂岩拉伸过程中的能量耗散与损伤特征,建立了基于耗散能的损伤演化方程;金丰年等^[16]从能量耗散的角度给出了损伤变量的理论计算公式及损伤阈值。在能量破坏准则与指标判据方面,谢和平等^[4-6]系统分析了岩石变形破坏过程中的能量积聚、释放的内在关系,建立了基于能量耗散和释放原理的岩石强度与整体破坏准则;苏国韶等^[17]基于单元破坏前后的弹性能密度差值提出局部能量释放率指标,量化分析了应变型岩爆的强度;李子运等^[18]通过将弹性能耗比突变作为判据研究了页岩和砂岩的强度失

效;Ning 等^[19]基于能量耗散原理给出了一种新的识别裂纹萌生和扩展阈值的判据。

总的来说,上述研究工作极大丰富了从能量角度对岩石损伤变形破坏的认识。而深部地下工程的开挖是围岩在高应力环境下经历复杂加卸荷的过程,探明复杂应力路径下岩石渐进损伤过程中的能量特性,有助于进一步理解围岩在复杂加卸荷环境下的损伤变形破坏机制,进而帮助合理地确定围岩力学参数进行工程设计计算及提供合理的施工支护建议。然而目前针对赋存在深部高地应力环境下的硬岩渐进损伤状态下能量特性的研究还有待进一步深入,对于岩石失效的能量判据也亟待进一步探索发展。为此,本文开展了 5 种围压下大理岩的循环加卸载试验,揭示了岩样从进入初始屈服至残余阶段的能量演化与分配规律,分析了基于能量耗散原理的岩石损伤特性,并进一步探究了岩石强度失效的能量判据。

2 大理岩三轴循环加卸载试验

2.1 试验方案

三轴循环加卸载试验采用的岩样为现场采集的完整性及均质性都较好的深埋锦屏大理岩,按照国际岩石力学协会推荐^[20],将岩块加工为 $\phi 50\text{ mm} \times L100\text{ mm}$ 的圆柱体试样,保证试样端面平整,上下直径误差不大于 0.2 mm,尽可能减小制样过程对试验结果分析的影响。

为探究大理岩在较高围压作用下渐进损伤过程中的能量特性,采用中国科学院武汉岩土力学研究所的 MTS815.03 电液伺服岩石试验系统进行了 5 种围压下(20、30、40、50、60 MPa)岩石试样的循环加卸载试验。通过一定的预试验,在确保峰前大约有 5 组循环可用于分析的基础上,采用轴向位移控制与轴向荷载控制相结合的方式调控整个加卸载循环,以确保岩样在进入峰后变形阶段后能进行多组加卸载试验,获得相对稳定的应力-应变曲线。本次三轴循环加卸载试验的应力路径如图 1 所示。

具体方案如下:首先按照 0.2 MPa/s 的加载速率施加围压到预设值。随后采用荷载控制与位移控制相结合的方式控制整个加卸载过程,其中,峰前和峰后加载均采用轴向位移控制,加载速率为 0.003 mm/s,峰前卸载采用荷载控制,卸载速率为 10 kN/s,由于岩样在峰后已经进入不稳定软化阶段,如果仍然采

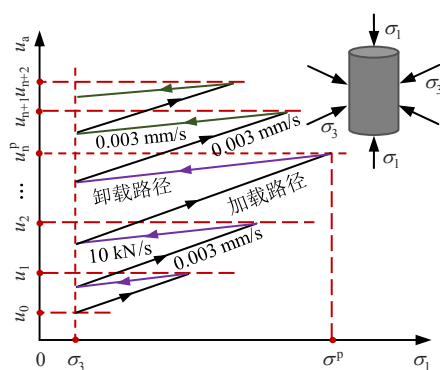


图1 大理岩试样应力加卸载路径
Fig.1 Stress loading and unloading path of marble specimen

用荷载控制的卸载方式会导致应力-应变曲线出现陡降不可控现象,故峰后卸载采用位移控制的模式,卸载速率为 0.003 mm/s。在围压施加至预定 σ_3 后,

轴向变形增长至 u_0 , 随后以轴向变形增长大约 0.2 mm 为一个卸载点来确定荷载梯度值, 对于第 1 个加卸载循环, 恒位移梯度加载至轴向变形增长至 u_1 时, 应力达到第 1 个循环的极限应力, 然后卸载至应力约为 2 MPa, 以避免试验过程中岩样端面脱离压头端面。以此类推至轴向变形到达 u_n 即第 n 个循环达到所有循环的峰值应力 σ^p , 之后岩石进入峰后阶段, 塑性变形持续增大, 单循环卸载点的轴向变形梯度值适当增加至 0.3~0.4 mm 进行加卸载, 直至进入岩样的残余强度阶段。

2.2 试验基本结果分析

本文旨在分析深埋锦屏大理岩在不同围压三轴循环加卸载作用下渐进损伤过程中的能量特性, 鉴于篇幅限制, 给出 5 种围压下岩样的代表性试验结果曲线及破坏后形态如图 2 所示。

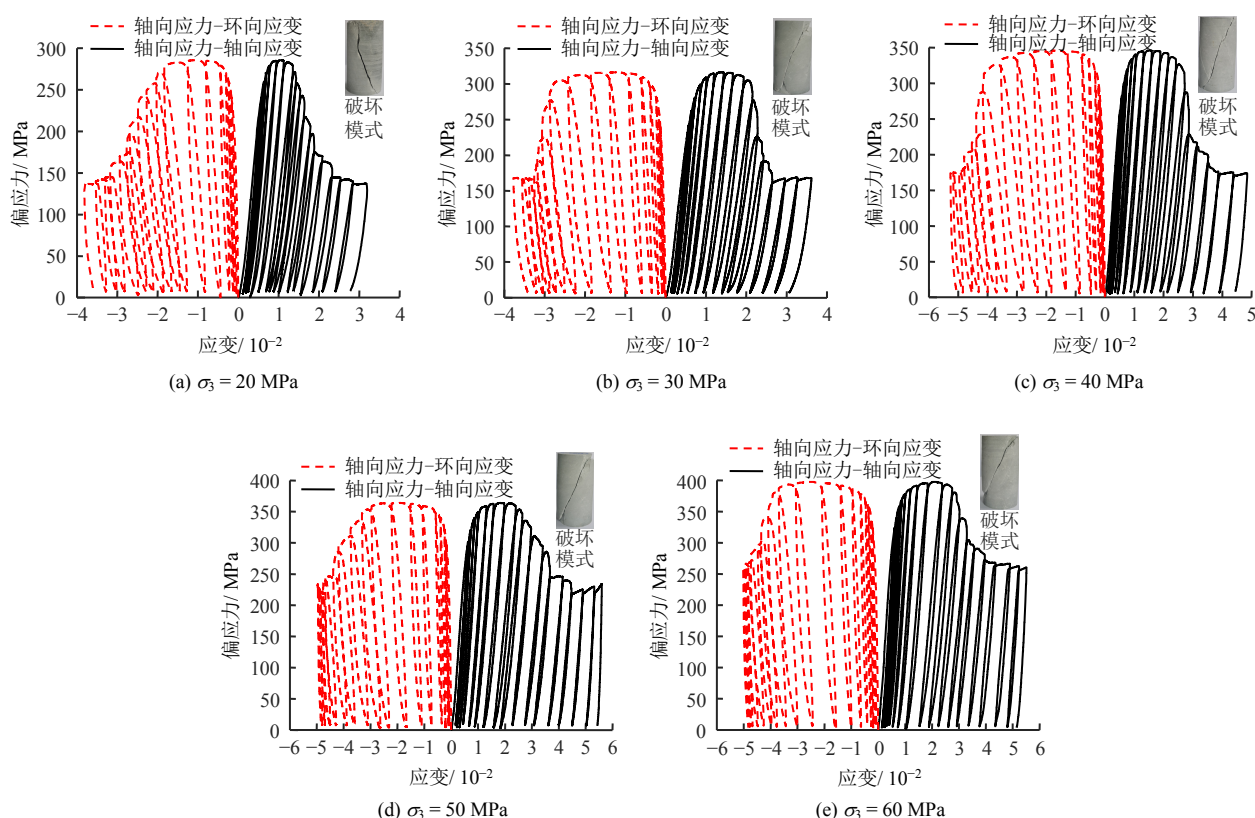


图2 不同围压加卸载下大理岩试样应力-应变曲线

Fig.2 Stress-strain curves of marble specimens under triaxial loading and unloading with different confining pressures

能够发现,随着围压的升高,岩样的应力-应变曲线表现出明显的脆延破坏转换特征,即当 $\sigma_3 < 40$ MPa 时,岩样的峰后应力呈现出下降幅度较大和下降速度较快的特性,表明岩样在此围压之下仍然表现出脆性破坏的特征。当围压进一步提升时,应力在峰后阶段的下降趋势逐渐放缓,应力-应变曲线

开始出现明显的塑性流动特征,表明岩样的塑性变形能力在逐步提高,岩样在峰后进入残余阶段起始位置所经历的变形与围压呈现显著的正相关性。此外,通过岩样的破坏形态可以观察到当 $\sigma_3 < 40$ MPa 时,岩样的破裂面呈现出张拉剪切复合的贯通破坏面,随着围压的升高,破裂面转变为贯通的剪切破

坏面。这表明在较低围压下, 岩样的破坏机制包含拉伸裂纹和剪切裂纹的萌生、扩展和交汇, 围压的升高促使大理岩试样转向以剪切破坏为主。在应力-应变曲线上体现为岩样破坏时的环向应变均大于轴向应变, 即岩样在峰后阶段的破坏特征为横向扩容破坏, 进入残余阶段后在较高围压作用下, 岩样沿主破裂面剪切滑移, 在峰后残余阶段出现了显著的塑性流动平台。

图 3 以 $\sigma_3 = 30$ MPa 为例给出了大理岩应力-应变曲线的典型阶段以及确定特征应力点的示意图。其中, 初始压密阶段的终点以应力-应变曲线近似直线段的起点确定, 岩样的初始屈服应力点按照体积应变-轴向应变的拐点确定^[21], 峰值强度点通过各循环峰值应力中的极值确定, 残余强度点按照峰后塑性流动平台的起点确定。需要指出的是, 大理岩在三轴循环加卸载作用下的应力-应变曲线的形态与常规三轴压缩试验结果类似^[22], 均经历了包括初始压密阶段、线弹性变形阶段、峰前应变硬化阶段、峰后应变软化阶段和残余变形阶段等 5 个阶段。表 1 给出了 5 组围压下大理岩循环加卸载过程中的特征应力值 (即初始屈服应力、峰值强度和残余强度) 以及特征应力点所在循环对应的加载段弹性模量和卸载段弹性模量。弹性模量根据国际岩石力学学会的建议, 采用取应力-应变曲线近似直线部分计算平均弹性模量获得^[23]。可以发现, 大理岩的特征应力值演化具有明显的围压效应, 即随着围压的逐步升

高, 其初始屈服应力、峰值强度以及残余强度均呈现单调增长趋势, 表明围压不仅可以提高大理岩的初始屈服应力阈值, 而且也能够强化其极限承载能力和破坏后的残余承载能力, 最终在应力-应变曲线上体现为其抗变形的能力与围压呈现正相关。

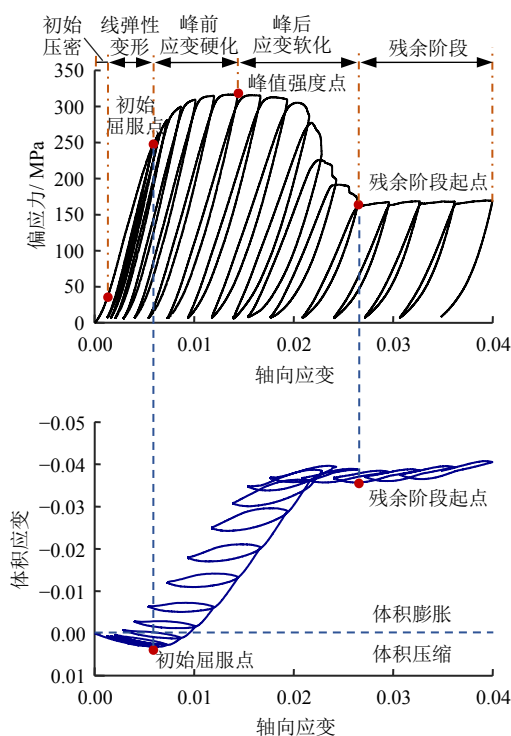


图 3 应力-应变曲线的典型阶段及特征应力点确定示意图
Fig.3 Illustration of determination of characteristic stress points and typical stages of stress-strain curve

表 1 岩样特征应力值及弹性模量试验结果

Table 1 Testing results of characteristic stress and elastic modulus of rock specimens

围压 / MPa	初始屈服 应力 / MPa	峰值强度 / MPa	残余强度 / MPa	初始屈服点循环	峰值点循环加载	残余点循环加载	初始屈服点循环	峰值点循环卸载	残余点循环卸载
				加载阶段弹性 模量 E_i^l / GPa	阶段弹性模量 E_p^l / GPa	阶段弹性模量 E_r^l / GPa	卸载阶段弹性 模量 E_i^u / GPa	阶段弹性模量 E_p^u / GPa	阶段弹性模量 E_r^u / GPa
20	239.4	308.4	147.8	50.3	43.6	19.9	52.7	49.5	21.3
30	265.2	340.3	181.7	55.6	50.1	24.8	58.3	51.4	30.2
40	300.9	371.2	235.5	61.5	54.2	31.8	62.5	56.0	35.1
50	329.4	402.7	282.7	66.2	60.7	40.5	68.5	62.4	45.6
60	354.5	427.2	325.4	73.1	68.7	49.6	76.0	69.8	50.5

另外, 通过大理岩整个变形破坏过程中特征应力点所在循环对应的弹性模量演化图 (如图 4 所示) 可以看到, 无论是加载段弹性模量还是卸载段弹性模量, 均呈现出随着围压的升高逐步增大的变化趋势。然而需要指出的是, 不同围压下岩样从峰前进入初始屈服到峰后进入残余阶段的整个塑性变形过程中, 3 个特征应力点所在循环的加载段弹性模量与卸载段弹性模量, 均呈现出随着岩样塑性变形的发展而单调退化的演化趋势, 即表现出显著的弹塑

性耦合特征。例如, 对于围压为 60 MPa 的情况, 残余起始点对应的加载和卸载弹性模量仅为初始屈服点对应弹性模量的 67.9% 和 63.9%, 若此时仍然按照弹性理论的框架, 采用初始弹性模量不变的假定计算对应的弹性应变能^[24], 则计算获得的弹性应变能会比按照真实退化后的弹性模量计算得到值偏小 32.1%~36.1%, 偏差约为真实弹性应变能值的 1/3。这表明在常规单轴、三轴压缩试验中采用弹性模量不变假定计算岩石的弹性应变能会带来比较大

的偏差。

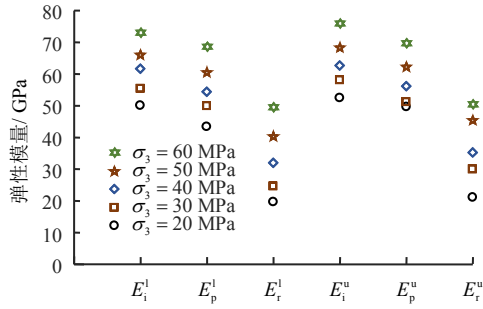


图 4 不同围压下 3 个特征应力点所在循环的弹性模量演化

Fig.4 Evolution of elastic moduli of three characteristic stress points under different confining pressures

3 大理岩能量演化特性

3.1 能量计算方法

上述分析指出，大理岩在不同围压循环加卸载作用下，其岩样变形经历了初始压密、线弹性变形、峰前应变硬化、峰后应变软化和残余稳定共 5 个阶段，在这 5 个阶段中，外部能量的输入以及岩样内部能量的积聚、耗散和释放等 4 个过程始终贯穿其中^[18]。在整个试验中，这 4 个过程所涉及到的能量种类很多，要完整监测到每一种能量的演化是不大可能也是没有必要的^[25]。因此，实际研究中主要关注具有可逆性的弹性能和不可逆性的耗散能。假定试验的加卸载系统是一个封闭系统，则根据经典热力学定理，外界对岩样输入的总能量 U 可由轴向应力 σ_1 做功产生的能量 U_1 与围压 σ_3 做功产生的能量 U_3 之和表示为

$$U = U_1 + U_3 \quad (1)$$

对于第 i 次循环加卸载如图 5 所示，轴向应力所做的功 U_1 可表示为

$$U_1 = \int_{\varepsilon_1'}^{\varepsilon_1''} \sigma_1 d\varepsilon_1 \quad (2)$$

式中： ε_1' 为第 i 次循环的加载起始点对应的轴向应变； ε_1'' 为第 i 次循环的卸载点对应的轴向应变。

围压所做的功 U_3 可表示为

$$U_3 = 2 \int_{\varepsilon_3'}^{\varepsilon_3''} \sigma_3 d\varepsilon_3 = 2\sigma_3(\varepsilon_3'' - \varepsilon_3') \quad (3)$$

式中： ε_3' 为第 i 次循环的卸载点对应的环向应变； ε_3'' 为第 i 次循环的卸载终点对应的环向应变； ε_3' 为第 i 次循环加载点对应的环向应变。考虑到试验中的环向应变是在岩样中部测得，岩样整体呈现出类似橄榄型的环向变形特征，将测量的环向应变值取 1/2

可近似表达整体的环向变形平均效应，故最终 U_3 可表示为

$$U_3 = \sigma_3(\varepsilon_3'' - \varepsilon_3') \quad (4)$$

将式 (2)、(4) 代入 (1) 中可得总能量 U 为

$$U = \int_{\varepsilon_1'}^{\varepsilon_1''} \sigma_1 d\varepsilon_1 + \sigma_3(\varepsilon_3'' - \varepsilon_3') \quad (5)$$

对于岩样来说，输入的总能量 U 将转化为弹性应变能 U^e 和耗散能 U^d ，即

$$U = U^e + U^d \quad (6)$$

其中，受载岩石储存的弹性应变能是可逆的，滞回环面积的大小即代表了耗散能的大小^[26]， U^e 表示为

$$U^e = \int_{\varepsilon_1'}^{\varepsilon_1''} \sigma_1 d\varepsilon_1 \quad (7)$$

式中： ε_1'' 为第 i 次循环卸载终点对应的轴向应变。则 U^d 可表示为

$$U^d = \int_{\varepsilon_1'}^{\varepsilon_1''} \sigma_1 d\varepsilon_1 + \sigma_3(\varepsilon_3'' - \varepsilon_3') - \int_{\varepsilon_1'}^{\varepsilon_1''} \sigma_1 d\varepsilon_1 \quad (8)$$

正如前面指出，能量计算采用弹性模量不变假定会带来较大的误差，后续上述能量指标均根据应力-应变曲线求图形面积获得。

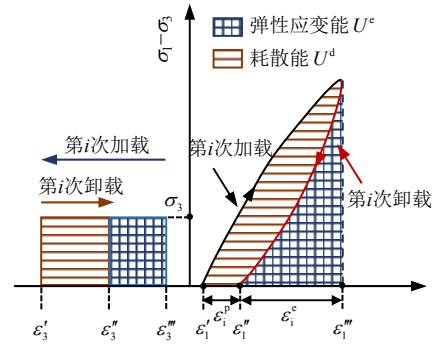


图 5 岩样单个循环能量计算示意图

Fig.5 Diagram of energy calculation for a single cycle of rock specimens

3.2 能量演化规律

根据式 (5)、(7) 及式 (8)，计算获得不同围压下各循环过程中岩样的能量，结合岩样的应力-应变曲线给出应力-能量-轴向应变的关系曲线如图 6 所示。

总体来看，大理岩岩样的各能量演化曲线与应力曲线呈类似的先增后减变化趋势，能量曲线上升段的拐点即是各能量的最大值。其中，岩样的总能

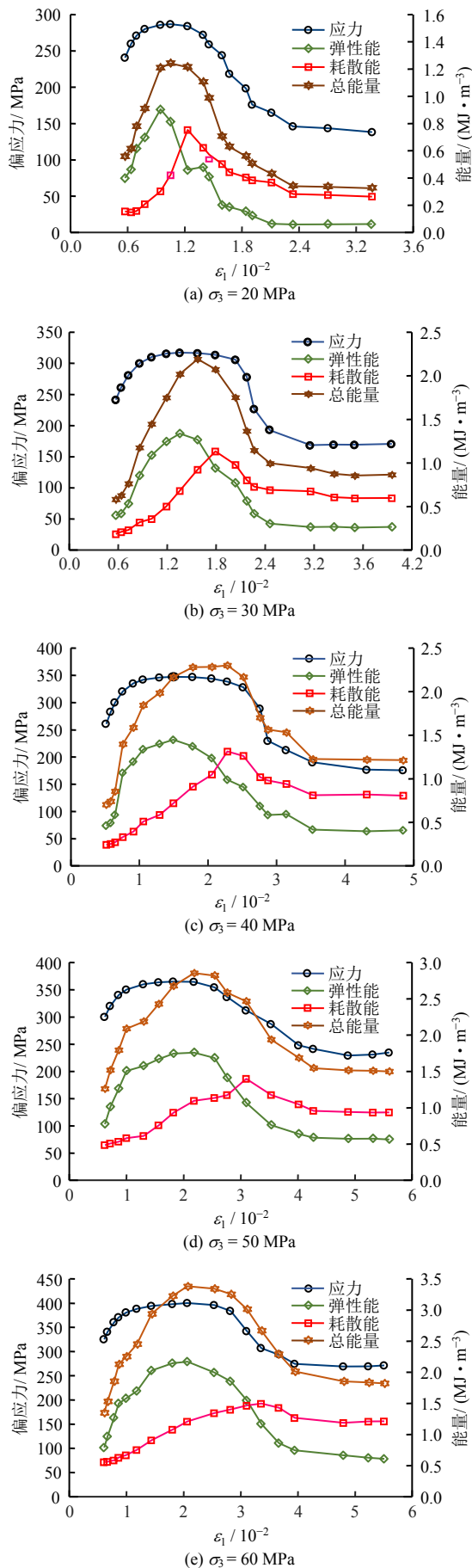


图6 循环加卸载下大理岩应力-能量-轴向应变曲线
Fig.6 Stress-energy-strain curves of marble under cyclic loading and unloading conditions

量与弹性能的最大值均是出现在峰值应力点附近的位置,而耗散能最大值的出现则明显滞后,落在了峰后区域。由于岩样在循环荷载作用下渐进损伤变形破坏全过程中始终进行着能量的积聚、耗散与释放,这三者之间的相对关系也促使岩样的能量演化曲线表现出明显的阶段性特征。

对于峰值应力前这个阶段,总能量、弹性能和耗散能均随着应力的提升和变形的发展而增加。其中,弹性能的增长速率几乎与总能量的增长速率一致,表明此阶段岩样的能量行为主要体现为能量的积聚,弹性能占据绝对的主导地位,少部分能量耗散于岩样内部的损伤发展与塑性变形。进入到峰值应力点附近的阶段后,随着岩样内部损伤不断累积,在接近破坏的阶段,耗散能的增速明显提高,而弹性能的增长则明显放慢,表明岩样的细观结构发生了大的改变,内部大量新生裂隙及宏观破裂面的形成需要消耗大量能量。而峰值点附近宏观破裂面一旦形成将造成岩样内部的弹性能迅速释放,岩样储能结构逐渐破坏,储能性能逐步降低,表现为弹性应变能达到极值后迅速下降。在峰后至残余阶段,随着弹性能继续下降,耗散能继续短暂上升达到峰值后转为与弹性能一同下降。这是因为峰后岩样破坏加剧,承载能力持续劣化,导致岩样的总输入能持续降低。进入残余阶段后,由于围压的作用,岩样由之前内部破碎失稳的结构状态逐步过渡达到新的稳定结构,弹性储能水平趋于稳定,但储能效率远低于峰前。此外,残余阶段的变形主要为岩样沿宏观贯通破裂面的剪切滑移,几乎没有能量消耗在产生新的新的裂隙或破裂面。因此,耗散能同弹性能一样,均保持在较低的稳定水平。

为便于更清晰地探究能量演化行为的围压效应,图7给出了不同能量随着围压变化的演化曲线。总体而言,总能量、弹性能和耗散能均呈现相似的变化规律,即各自的初始能量值、极值能量值与残余能量值均随着围压的升高而增大。在达到峰值应力前,岩样随着围压的提升而逐步增大其吸收的总能量和储存的弹性能,增长曲线的斜率也在同步增大,表明围压能够有效提升岩样的吸能效率和储能效率。此外,在接近峰值应力的区域,总能量与弹性能均达到了极值,随后在峰后阶段逐步下降直至进入残余阶段保持基本稳定,并且其在峰值应力处的极值以及残余阶段的相对稳定值均随着围压的升高提升幅度明显,表明围压不仅能增强岩样的吸能极限和储能极限,也能强化其残余的吸能能力和储能能力。对于耗散能而言,其在峰前的提升速率随

着围压的变化保持一定程度的稳定, 在接近峰值应力后, 随着围压的提高, 耗散能增长速率逐渐放缓, 体现为耗散能最大值的出现位置逐步由靠近峰值应力推迟到峰后, 表明围压在一定程度上降低了岩样能量耗散的效率。同时, 围压超过一定程度后 ($\sigma_3 \geq 40$ MPa), 其对耗散能峰值的提升幅度也大幅减弱, 表明围压同样也会减弱岩样能量耗散的程度。

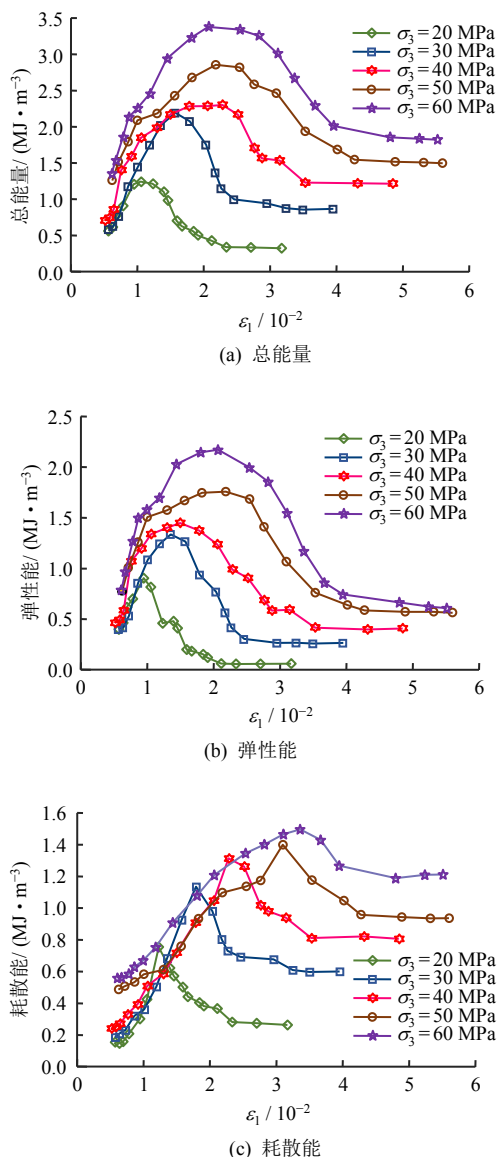


图 7 不同能量随围压的变化曲线
Fig.7 Variation curves of different energies with confining pressures

为了便于定量描述大理岩能量演化的围压效应, 引入最大弹性能、最大耗散能、残余弹性能和残余耗散能共 4 种特征能量指标。其中, 最大弹性能表征了岩样的极限储能能力, 储能极限进一步反映了岩样的抗变形能力。最大耗散能表征了岩样内部的损伤累积程度, 即最大耗散能越大, 岩样内部

的损伤破裂越严重, 导致储能结构的破坏程度加剧, 进而反过来降低其储能极限。残余弹性能表征了岩样的残余承载能力, 其值越大说明岩样内部稳定储能结构破坏程度较低或在围压的作用下形成了新的稳定结构, 故相应的残余承载能力就越高。残余耗散能表征了岩样的残余变形能力, 由于在残余阶段几乎无新生裂隙或破裂面的产生, 能量主要耗散于岩样沿贯通破坏面的滑移即塑性变形, 故残余耗散能越大, 岩样的残余变形能力越强。

表 2 给出了各围压下大理岩 4 种特征能量指标的值, 其随围压的变化曲线如图 8 所示。可以看出, 残余弹性能和残余耗散能均随着围压的增加呈现近似线性的增长形式, 而最大弹性能和最大耗散能则随着围压的增加呈现非线性的增长形式。残余弹性能和残余耗散能的值在 $\sigma_3 = 60$ MPa 时分别为其在 $\sigma_3 = 20$ MPa 时的 10.53 倍和 4.44 倍, 表明围压对岩样残余承载能力的相对提升程度要大于其对岩样残余变形能力的相对提升程度, 说明高围压对弹性能释放的抑制效应要强于对能量耗散的抑制。就整体来看, 最大弹性能与最大耗散能在较低围压下的变化趋势基本一致, 然而随着围压的增长, 其变化趋势在 $\sigma_3 = 40$ MPa 处发生了截然不同的转折。当围压超过 40 MPa 时, 最大弹性能的增长速率开始加速而最大耗散能的增长速率则开始趋缓, 其在 $\sigma_3 =$

表 2 大理岩的特征能量指标

Table 2 Characteristic energy indices of marble

围压 / MPa	最大弹性能 / ($\text{MJ} \cdot \text{m}^{-3}$)	最大耗散能 / ($\text{MJ} \cdot \text{m}^{-3}$)	残余弹性能 / ($\text{MJ} \cdot \text{m}^{-3}$)	残余耗散能 / ($\text{MJ} \cdot \text{m}^{-3}$)
20	0.906	0.753	0.059	0.273
30	1.307	1.134	0.261	0.551
40	1.449	1.310	0.402	0.802
50	1.778	1.418	0.560	0.974
60	2.170	1.491	0.671	1.211

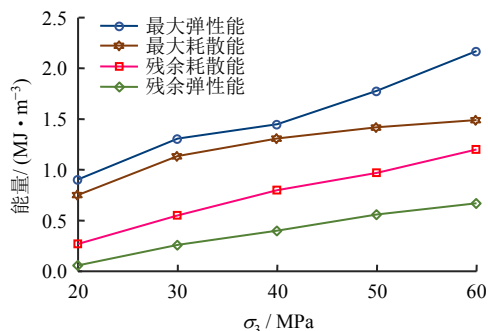


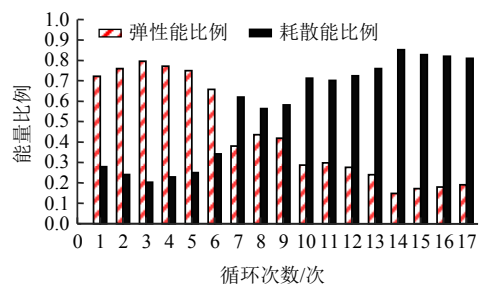
图 8 大理岩特征能量随围压的变化
Fig.8 Variation of characteristic energy indices with confining pressures

60 MPa 时的值约为 $\sigma_3 = 40$ MPa 时的 1.49 倍, 增幅为 49.8%。相应的最大耗散能在 $\sigma_3 = 60$ MPa 时的值约为 $\sigma_3 = 40$ MPa 时的 1.14 倍, 增幅仅为 13.7%。这说明高围压有利于岩样的储能极限提升, 而其对岩样破裂或破坏时的能量耗散则展现出越来越强的抑制作用, 即围压越高, 输入的总能量消耗于岩样内部新生破裂面的比例越小, 其更多地耗散于岩样的塑性变形。

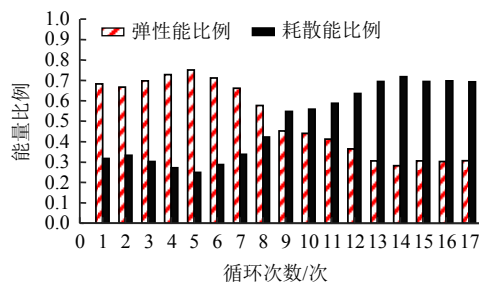
3.3 能量分配规律

根据前述假定, 输入岩样的总能量将被全部分配转化为不可逆消耗掉的耗散能和可释放的弹性应变能。在不同围压下, 岩样所处的损伤变形破坏阶段的不同, 即使对于相同的总输入能, 其 2 种能量的分配比例也会体现得不同。因而, 探明能量分配规律的围压效应有助于更加全面地分析大理岩在渐进损伤过程中的能量特性。

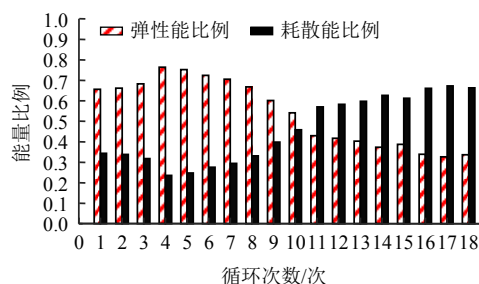
图 9 给出了不同围压下大理岩弹性能和耗散能占总输入能的比例随循环次数的变化。在一定的循环次数之前 (如 $\sigma_3 = 20$ MPa 时则为第 6 次循环), 不同围压下的弹性能占比始终大于耗散能占比, 占据绝对的主导地位, 表明绝大多数输入的能量都以弹性应变能的形式储存在了岩样内部, 此阶段岩样的能量特征以积聚弹性能为主, 同时伴随着部分能量的消耗。在循环次数接近峰值应力位置附近 (如 $\sigma_3 = 20$ MPa 时为第 7~8 次循环), 岩样内部微裂纹在萌生、扩展和汇聚后, 逐步贯通形成宏观破裂面的同时导致岩样内部积聚弹性能的快速释放, 造成耗散能比例快速升高, 此阶段是 2 种能量相互动态转化的阶段。随着岩样循环次数进入峰后破坏阶段 (如 $\sigma_3 = 20$ MPa 时为第 8~14 次循环), 耗散能占比在峰值应力位置附近首次超过弹性能占比后, 会进一步扩大其在总输入能中占比的优势地位, 表现为耗散能比例持续增大。此时岩样内部储能结构破坏程度加剧, 弹性应变能进一步释放, 弹性能比例出现大幅下降。待岩样循环次数进入残余阶段后 (如 $\sigma_3 = 20$ MPa 时为第 14~17 次循环), 内部储能结构在围压的作用下进行重组, 形成新的稳定结构, 具备继续积聚能量的能力, 表现为弹性能比例保持稳定或稳中有升, 但由于残余阶段岩样内部累积了大量不可逆损伤, 弹性能比例相较于耗散能比例而言, 始终处于较低水平, 表明岩样的储能能力出现不可逆下降。同时, 注意到弹性能比例在峰后的下降程度与围压呈现明显的负相关, 即随着围压的升高, 弹性能比例在峰后破坏过程中下降得越少, 也印证了围压在一定程度上会阻碍弹性应变能的释



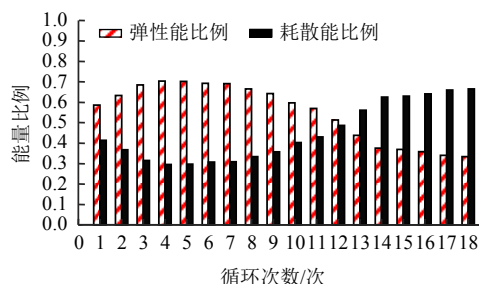
(a) $\sigma_3 = 20$ MPa



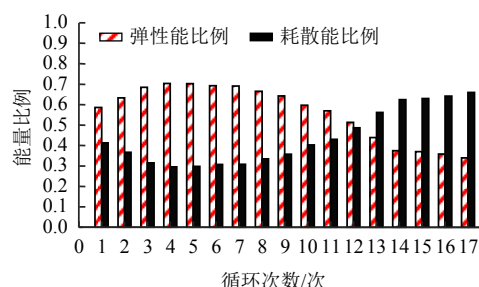
(b) $\sigma_3 = 30$ MPa



(c) $\sigma_3 = 40$ MPa



(d) $\sigma_3 = 50$ MPa



(e) $\sigma_3 = 60$ MPa

图 9 大理岩弹性能及耗散能占比演化
Fig.9 Evolution of proportion of elastic energy and dissipated energy of marble

放。另外，可以观察到耗散能比例在不同围压下均呈现出先稳定中有小幅波动，接着迅速上升后保持相对稳定的演化规律。值得注意的是，随着围压的升高，耗散能比例与弹性能比例主导地位互换的临界点出现的位置越来越靠后，这意味着围压会通过影响岩样的能量分配规律，进而影响岩样损伤变形破坏机制。

4 讨 论

4.1 基于能量耗散的损伤特性分析

大理岩在循环加卸载作用下的变形破坏是一个岩样内部缺陷发展和力学性能渐进劣化的过程，能量正是驱动岩石损伤发展的内在动力^[27]。从岩石破裂的细观角度来看，其损伤过程就是内部微裂纹萌生、扩展、汇聚为宏观破裂的过程^[28-29]，而耗散能的发展过程能够代表和反映岩石内部的损伤程度和破裂演化规律。前述分析也指出，耗散能主要用于岩石损伤和塑性变形的消耗，那么耗散能占总能量的比例，在一定程度上应该能够反映岩石内部损伤的发育情况。因此，基于耗散能定义如下损伤变量：

$$D = \frac{U_i^d}{U_i} \quad (9)$$

式中： U_i^d 为第 i 次循环的耗散能； U_i 为第 i 次循环的总能量。

图 10 给出了不同围压下损伤变量值随循环次数增长的变化关系，从考察整体演化特征的角度可以发现，基于耗散能定义的损伤变量值在不同围压下均呈现出类似的演化趋势。需要指出的是，试验结果在前面 4 次循环存在一定的离散数据，但这并不会实质性影响从总体上把握损伤变量值演化的 3 个阶段特征。第 1 个阶段为损伤缓慢发展阶段，大致对应于前 7 次循环，涵盖了不同围压下岩样从峰

前初始屈服到峰值应力附近的加卸载区间，从关注整体趋势来看，在这一阶段，损伤变量总体表现出稳中缓升的变化规律，这是因为大理岩在各围压下的峰前阶段主要表现出应变硬化的特征，岩样损伤以内部微裂纹的萌生、扩展为主，尚未形成宏观的贯通主破裂面。第 2 个阶段为损伤激增阶段，大致对应于第 5~13 次循环，涵盖了不同围压下岩样从峰值到峰后应变软化破坏的加卸载区间，在这一阶段，损伤变量的增长速率迅速增大，出现损伤加速，岩样内部微裂纹持续汇聚贯通形成宏观主破裂面，需要消耗大量能量，同时宏观裂缝的形成致使原有储能结构出现突变性破坏，造成了积聚弹性能的集中释放。第 3 个阶段为损伤稳定阶段，大致对应于后 5 次循环，涵盖了不同围压下岩样进入应力残余阶段的加卸载区间，此时，耗散能主要源于断裂面的摩擦，损伤不再进一步发展逐渐趋于稳定。

综上所述，基于耗散能定义的损伤变量经历了渐进损伤、加速损伤和稳定损伤的发展阶段，整体呈现出类 S 型的变化规律，这与生物学中广泛应用的种群增长率随种群大小变化的增长模型演化类似，可采用 Logistic 模型来描述这种变化，即基于 logistic 函数表达的损伤变量演化方程定义如下^[30]：

$$D_l = \frac{1}{1 + e^{-K(n-L)}} \quad (10)$$

式中：参数 K 和 L 为演化方程的拟合参数，其中 K 决定了损伤演化第 2 阶段的激增速率大小， L 决定了损伤激增阶段的中值大小； n 为自变量，在本文中为循环次数。

需要指出的是，经典损伤变量 D 定义范围为 $D \in [0, 1]$ ，当 $D = 0$ 时表明岩石完整无损伤，当 $D = 1$ 时表明岩石彻底损伤，完全丧失承载力^[31]。然而，本文考虑到大理岩在首次循环时已经具备了一定的初始损伤，且其在高围压的作用下，峰后至残余阶段也仍然具备一定的承载力，故需引入与初始损伤和残余强度相关的损伤变量修正系数，将式 (10) 变为

$$D_1 = \frac{M}{1 + e^{-K(n-L)}} + N \quad (11)$$

式中： M 和 N 为新增的演化方程拟合参数，其中 M 为考虑残余承载力的修正系数，可体现围压对残余损伤变量值的影响， N 为考虑初始损伤的修正系数，可决定初始损伤变量值的大小。

基于式 (11) 的拟合曲线见图 10，拟合结果参数见表 3。可以看到，考虑初始损伤和残余承载力

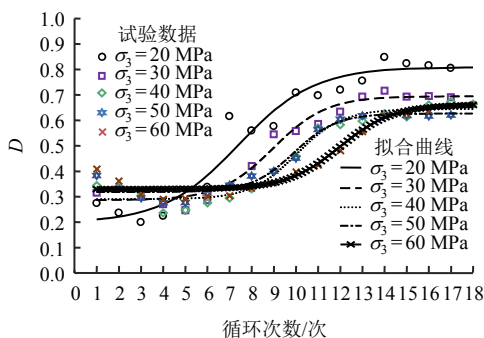


图 10 不同围压下损伤变量随循环次数的变化
Fig.10 Evolution of damage variable with number of cycles under different confining pressures

修正的损伤变量曲线能有效地捕捉到大理岩在不同围压下的损伤缓增、损伤加速和损伤稳定的阶段特征，各围压下损伤演化方程的拟合优度均超过了 0.93，表明该损伤演化方程能较好地模拟基于耗散能定义的损伤变量随循环次数增加的变化规律。此外，从各围压下的损伤演化拟合曲线可以发现，基于耗散能定义的损伤变量变化的围压效应主要体现在 2 个方面：

(1) 岩样在首次循环加卸载后的损伤程度与围压呈正相关，而其最终稳定的残余损伤程度与围压呈负相关。即围压越低，岩样在首次循环加卸载后计算获得损伤变量值越小，即损伤程度越低，而进入残余阶段损伤逐步稳定时，围压越低，稳定的残余损伤变量值越大，即损伤程度越严重，这表明围压的提升会导致岩样在首次循环后的损伤程度加重，但同时也会减弱最终稳定残余损伤的发展程度。

(2) 围压能有效抑制损伤的增长速率。即在相对较低围压下，损伤加速阶段的增长速率相对更快，而随着围压的升高，损伤演化曲线逐渐放缓，表明损伤增长速率逐步降低，最终也必然会导致更低的稳定残余损伤。

表 3 损伤变量演化方程的拟合参数
Table 3 Fitting parameters of damage variable evolution equation

围压 / MPa	拟合参数				拟合优度
	K	L	M	N	
20	0.588	7.399	0.612	0.197	0.937
30	0.828	8.971	0.261	0.286	0.966
40	0.963	10.021	0.355	0.290	0.957
50	1.041	9.903	0.309	0.318	0.958
60	0.836	11.979	0.332	0.330	0.953

4.2 岩石失效的能量判据分析

从岩石的承载性能来看，岩石的强度失效是外界应力达到了其自身的极限承载力而无法继续承载的现象，然而有学者认为从应力角度出发建立的强度理论与破坏准则很难有效分析岩石的复杂强度变化与整体破坏行为^[4-6]。从能量角度来看，岩石的强度失效是内部的持续能量耗散和瞬时能量释放导致的结果。大理岩岩样在循环加卸载作用下，内部损伤渐进累积至失稳破坏的过程，亦是岩样能量演化突变的过程^[9]。引入能耗比 K 作为分析岩石强度失效的能量指标^[18]，其物理意义为输入受载岩石的总能量中，耗散掉的能量与存储的能量之比，反映了

耗散能与弹性能之间的相对比例关系，其定义如下：

$$K = \frac{U^d}{U^e} \quad (12)$$

不同围压三轴循环加卸载条件下大理岩岩样的应力-能耗比-应变的关系曲线如图 11 所示。与李子运等^[18]的结果不同的是，大理岩的能耗比演化曲线并未出现明显的能耗比突变点，基于能耗比突变的岩石强度失效判据不易用于分析大理岩的失效特性。考虑到能耗比的突变本质上是通过能量转化的幅度来捕捉岩样强度失效时的能量信号，本文针对大理岩能耗比演化的特性选择通过能量转化的速率来表征岩样强度失效时的能量信号，即采用能耗比增长速率首次出现拐点作为大理岩的强度失效判据。

从图 11 可知，所有围压下，峰前的能耗比均随着岩样的变形即轴向应变的增加而缓慢减小，除了 $\sigma_3 = 20$ MPa 时，能耗比增长速率的首次拐点出现在峰值应力点处外，其余围压条件下，能耗比拐点的出现均滞后于峰值应力点。随着围压的升高，能耗比拐点相较于峰值应力点推迟出现更加明显。能耗比增长速率的这种变化与大理岩破坏随着围压升高表现出的脆-延转化机制有关。当围压相对较低时，受载岩样易在峰值应力点发生偏脆性的破坏，宏观破裂面产生后积聚的弹性能快速释放，与之伴随的是耗散能快速增加，故短时间内增幅巨大，表现为能耗比增长速率在峰值应力处首次出现明显的拐点。而随着围压的提升，岩样在峰值应力点的破坏逐渐由偏脆性转向偏延性，围压在一定程度上会抑制因岩样产生宏观破裂面或破坏时的能量耗散与释放，使得弹性能释放速率减慢，即能耗比增幅变缓，增长速率的拐点出现会逐渐推迟且越来越不明显。

可以预见，随着围压的进一步升高，当岩样延性破坏出现接近理想塑性状态时，能耗比增长速率将出现平滑过渡，不再出现拐点，故这种基于耗散能与弹性能相对比例的能量指标在面对高围压下岩石的失效破坏分析时存在一定的局限性。为克服这种基于能量相对比例定义的指标在面临高围压情形下的局限性，引入弹性能与耗散能的绝对差值即能耗差 ΔU ：

$$\Delta U = U^e - U^d \quad (13)$$

认为当 ΔU 出现数值正负变号时即临界位置为 $\Delta U = 0$ ，大理岩达到强度失效点。

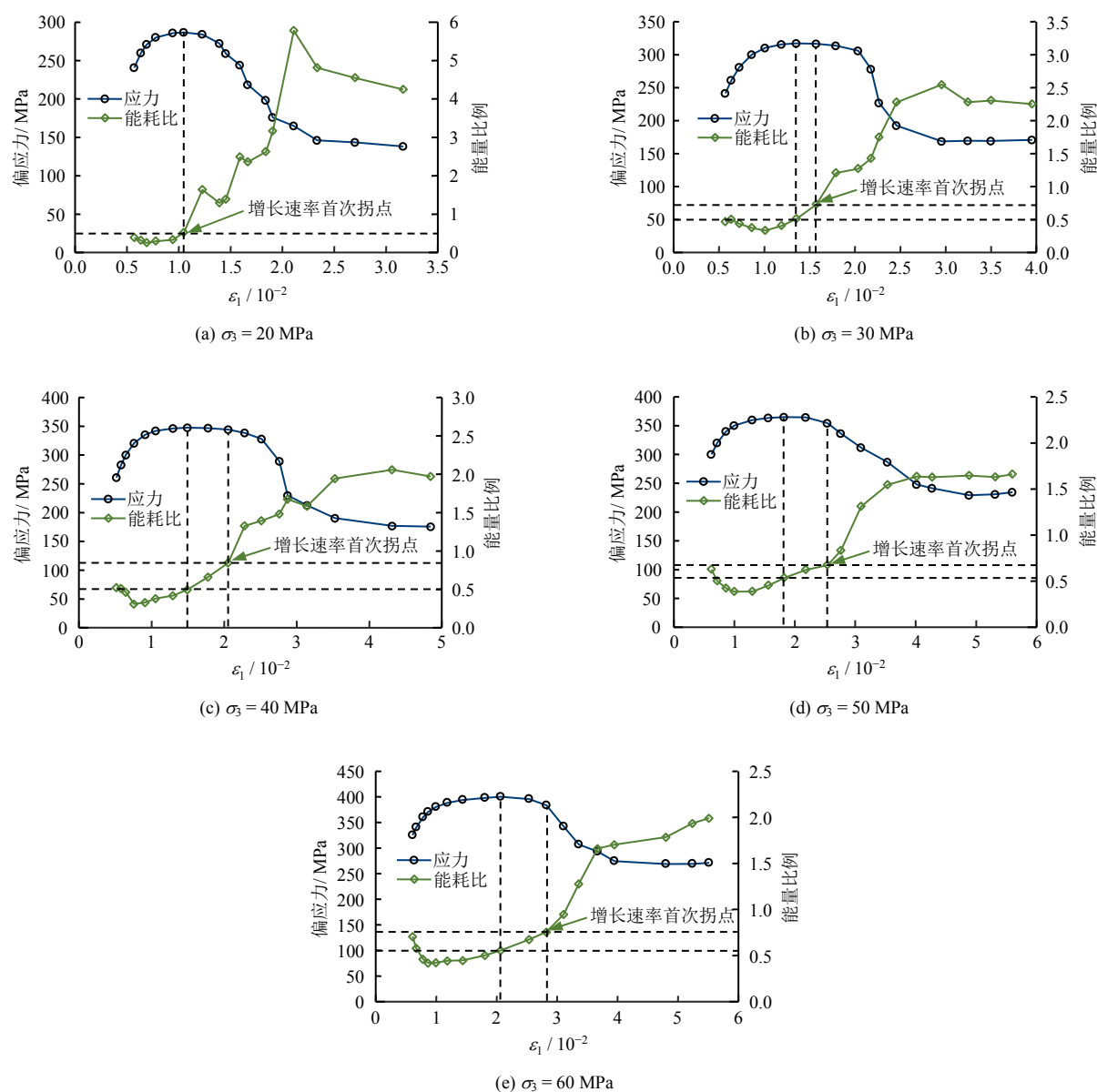


图 11 循环加卸载下大理岩应力-能耗比-应变关系曲线

Fig.11 Stress-energy consumption-strain curves of marble under cyclic loading and unloading conditions

通过能耗差与轴向应变的关系曲线（见图 12）可以获得大理岩在不同围压下的岩样强度失效点，可以看出，与能耗比判据得出的结论一致，基于能耗差判断的岩样强度失效点出现位置同样是随着围压的增长而逐渐后移。为进一步比较两种能量判据确定的岩样强度失效点差异，表 4 给出了不同围压下峰值应力点、残余应力点与两种判据确定的强度失效点对应的轴向应变。可以看到，各围压以下能耗差数值变号作为判据确定的大理岩强度失效点均相较于以能耗比增长速率首次出现拐点确定的强度失效点更靠后，表明能耗比判据相较于能耗差判据更加保守。此外，除前述指出的在 $\sigma_3 = 20$ MPa 处，能耗比判据给出的岩样强度失效点与峰值应力点重

合外，其余所有能量判据给出的岩样强度失效点均在岩样的峰值应力点之后，这与有围压条件下岩样达到峰值应力点后并不会立即失稳破坏的试验现象是一致的，说明从能量角度判断岩石的失效较应力角度更接近岩石破坏的本质。进一步比较可以发现，能耗比判据确定的岩样的强度失效点更加偏向于峰值，即失效机制以峰值附近的能量耗散为主，对应于岩石的局部材料失效，而能耗差判据确定的失效点更加偏向于峰后，即失效机制为峰后区域的能量释放为主，对应于岩石的整体结构失效。故可将能耗比判据确定的强度失效视为大理岩的局部材料失效，而以能耗差判据确定的强度失效视为大理岩的整体结构失效，这与能耗比判据相较于能耗差判据

更为保守的结论是一致的。

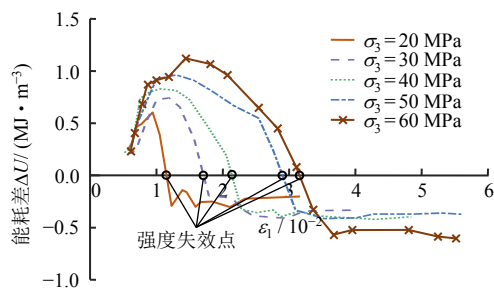


图 12 循环加卸载下大理岩能耗差与轴向应变的关系曲线
Fig.12 ΔU -axial strain curves of marble under cyclic loading and unloading conditions

表 4 特征应力点对应的轴向应变

Table 4 The axial strain of characteristic stress points

围压 / MPa	峰值应力点的轴向应变	残余应力点的轴向应变	能耗比指标确定的强度失效点的轴向应变	能耗差指标确定的强度失效点的轴向应变
20	1.097	2.301	1.097	1.191
30	1.369	2.902	1.596	1.769
40	1.502	3.384	2.087	2.122
50	1.832	3.886	2.582	2.897
60	2.076	3.984	2.807	3.211

5 结 论

本文通过对锦屏大理岩进行 5 种围压下的三轴循环加卸载试验,揭示了大理岩在不同围压下渐进损伤过程中的变形特征及能量特性,探讨了其损伤破坏特性及强度失效的能量判据。主要结论如下:

(1) 在循环加卸载条件下,大理岩从初始屈服到进入残余阶段的整个变形破坏过程中,无论是加载弹性模量还是卸载弹性模量均呈现单调退化的变化趋势,具备显著的弹塑性耦合特征,假定弹性模量不变计算弹性应变会带来较大的偏差。

(2) 围压不仅能够有效提升大理岩的吸能和储能效率,也能强化大理岩的吸能和储能极限。同时,围压能抑制大理岩的能量耗散效率和耗散能提升幅度。

(3) 大理岩的特征能量也具有明显的围压效应,残余弹性能和残余耗散能均随着围压的增加呈现近似线性的增长,而最大弹性能和最大耗散能则随着围压的增加呈现非线性的增长。

(4) 基于耗散能定义的损伤变量能够很好地描述大理岩性态劣化的渐进损伤、加速损伤与稳定损伤阶段,考虑初始损伤和残余承载力修正的损伤演化方程能很好地捕捉不同围压下损伤变量的变化特征。

(5) 基于能量相对比例定义的能耗比判据确定的岩石强度失效点相较于基于能量绝对差值定义的能耗差判据确定的失效点更偏保守,能耗比判据可视为大理岩的材料失效判据,能耗差判据可视为大理岩的结构失效判据。

参 考 文 献

- [1] 江权, 冯夏庭, 李邵军, 等. 高应力下大型硬岩地下洞室群稳定性设计优化的裂化-抑制法及其应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(6): 1081-1101.
JIANG Quan, FENG Xia-ting, LI Shao-jun, et al. Cracking-restraint design method for large underground caverns with hard rock under high geostress condition and its practical application[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, 38(6): 1081-1101.
- [2] 冯夏庭, 江权, 向天兵, 等. 大型洞室群智能动态设计方法及其实践[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(3): 433-448.
FENG Xia-ting, JIANG Quan, XIANG Tian-bing, et al. Intelligent and dynamic design method of large cavern group and its application[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, 30(3): 433-448.
- [3] JIANG Q, SU G S, FENG X T, et al. Excavation optimization and stability analysis for large underground caverns under high geostress: a case study of the chinese laxiwa project[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2019, 52(3): 895-915.
- [4] 谢和平, 鞠杨, 黎立云. 基于能量耗散与释放原理的岩石强度与整体破坏准则[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(17): 3003-3010.
XIE He-ping, JU Yang, LI Li-yun. Energy mechanism of deformation and failure of rock masses[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(17): 3003-3010.
- [5] 谢和平, 鞠杨, 黎立云, 等. 岩体变形破坏过程的能量机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(9): 1729-1740.
XIE He-ping, JU Yang, LI Li-yun, et al. Criteria for strength and structural failure of rocks based on energy dissipation and energy release principles[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2008, 27(9): 1729-1740.
- [6] 谢和平, 彭瑞东, 鞠杨. 岩石变形破坏过程中的能量耗散分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(21): 3565-3570.
XIE He-ping, PENG Rui-dong, JU Yang. Energy

- dissipation of rock deformation and fracture[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2004, 23(21): 3565-3570.
- [7] 张志镇, 高峰. 单轴压缩下红砂岩能量演化试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(5): 953-962.
ZHANG Zhi-zhen, GAO Feng. Experimental research on energy evolution of red sandstone samples under uniaxial compression[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2012, 31(5): 953-962.
- [8] MUNOZ H, TAHERI A, CHANDA E K. Rock drilling performance evaluation by an energy dissipation based rock brittleness index[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2016, 49(8): 3343-3355.
- [9] 孟庆彬, 王从凯, 黄炳香, 等. 三轴循环加卸载条件下岩石能量演化及分配规律[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(10): 2047-2059.
MENG Qing-bin, WANG Cong-kai, HUANG Bing-xiang, et al. Rock energy evolution and distribution law under triaxial cyclic loading and unloading conditions[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2020, 39(10): 2047-2059.
- [10] 李泓颖, 刘晓辉, 郑钰, 等. 深埋锦屏大理岩渐进破坏过程中的特征能量分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, 41(增刊 2): 3229-3239.
LI Hong-ying, LIU Xiao-hui, ZHENG Yu, et al. Analysis of characteristic energy during the progressive failure of deep-buried marble in Jinping[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2022, 41(Suppl.2): 3229-3239.
- [11] 尹光志, 马波, 刘超, 等. 真三轴应力条件下加卸载速率对砂岩力学特性与能量特征的影响[J]. 煤炭学报, 2019, 44(2): 454-462.
YIN Guang-zhi, MA Bo, LIU Chao, et al. Effect of loading and unloading rates on mechanical properties and energy characteristics of sandstone under true triaxial stress[J]. **Journal of China Coal Society**, 2019, 44(2): 454-462.
- [12] 宫凤强, 罗松, 李夕兵, 等. 红砂岩张拉破坏过程中的线性储能和耗能规律[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(2): 352-363.
GONG Feng-qiang, LUO Song, LI Xi-bing, et al. Linear energy storage and dissipation rule of red sandstone materials during the tensile failure process[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(2): 352-363.
- [13] LIU X S, NING J G, TAN Y L, et al. Damage constitutive model based on energy dissipation for intact rock subjected to cyclic loading[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2016, 85: 27-32.
- [14] 黄达, 谭清, 黄润秋. 高应力强卸荷条件下大理岩损伤破裂的应变能转化过程机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(12): 2483-2493.
HUANG Da, TAN Qing, HUANG Run-qiu. Mechanism of strain energy conversion process for marble damage and fracture under high stress and rapid unloading[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2012, 31(12): 2483-2493.
- [15] 彭瑞东, 谢和平, 鞠杨. 砂岩拉伸过程中的能量耗散与损伤演化分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(12): 2526-2531.
PENG Rui-dong, XIE He-ping, JU Yang. Analysis of energy dissipation and damage evolution of sandstone during tensile process[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2007, 26(12): 2526-2531.
- [16] 金丰年, 蒋美蓉, 高小玲. 基于能量耗散定义损伤变量的方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(12): 1976-1980.
JIN Feng-nian, JIANG Mei-rong, GAO Xiao-ling. Defining damage variable based on energy dissipation[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2004, 23(12): 1976-1980.
- [17] 苏国韶, 冯夏庭, 江权, 等. 高地应力下地下工程稳定性分析与优化的局部能量释放率新指标研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(12): 2453-2460.
SU Guo-shao, FENG Xia-ting, JIANG Quan, et al. Study on new index of local energy release rate for stability analysis and optimal design of underground rockmass engineering with high geostress[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(12): 2453-2460.
- [18] 李子运, 吴光, 黄天柱, 等. 三轴循环荷载作用下页岩能量演化规律及强度失效判据研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(3): 662-670.
LI Zi-yun, WU Guang, HUANG Tian-zhu, et al. Variation of energy and criteria for strength failure of shale under triaxial cyclic loading[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(3): 662-670.
- [19] NING J G, WANG J, JIANG J Q, et al. Estimation of crack initiation and propagation thresholds of confined brittle coal specimens based on energy dissipation theory[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2018, 51(1): 119-134.

- [20] FAIRHURST C E, HUDSON J A. Draft ISRM suggested method for the complete stress-strain curve for intact rock in uniaxial compression[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 1999, 36(3): 281-289.
- [21] YANG S Q, JU Y, GAO F, et al. Strength, deformability and X-ray micro-CT observations of deeply buried marble under different confining pressures[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2016, 49(11): 4227-4244.
- [22] JIANG Q, LIU X P, LI S J, et al. Coupling deterioration model of mechanical parameters for the Jinping marble under progressive damage conditions[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2023, 56(6): 3993-4018.
- [23] BRADY B H G, BROWN E T. Rock mechanics for underground mining[M]. 3rd ed. Berlin: Springer, 2004.
- [24] 于洋, 王泽华, 唐才萱. 单轴压缩下酸腐蚀花岗岩能量演化与分形特征[J]. 岩土力学, 2023, 44(7): 1971-1982.
YU Yang, WANG Ze-hua, TANG Cai-xuan. Energy evolution and fractal characteristics of acid corroded granite under uniaxial compression[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(7): 1971-1982.
- [25] 张志镇, 高峰. 受载岩石能量演化的围压效应研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(1): 1-11.
ZHANG Zhi-zhen, GAO Feng. Confining pressure effect on rock energy[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 34(1): 1-11.
- [26] 肖福坤, 申志亮, 刘刚, 等. 循环加卸载中滞回环与弹塑性应变能关系研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(9): 1791-1797.
XIAO Fu-kun, SHEN Zhi-liang, LIU Gang, et al. Relationship between hysteresis loop and elastoplastic strain energy during cyclic loading and unloading[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(9): 1791-1797.
- [27] 杨小彬, 程虹铭, 吕嘉琦, 等. 三轴循环荷载下砂岩损伤耗能比演化特征研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(10): 3751-3757, 3766.
YANG Xiao-bin, CHENG Hong-ming, LÜ Jia-qi, et al. Energy consumption ratio evolution law of sandstones under triaxial cyclic loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(10): 3751-3757, 3766.
- [28] 陈子全, 何川, 吴迪, 等. 深埋碳质千枚岩力学特性及其能量损伤演化机制[J]. 岩土力学, 2018, 39(2): 445-456.
CHEN Zi-quan, HE Chuan, WU Di, et al. Mechanical properties and energy damage evolution mechanism of deep-buried carbonaceous phyllite[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2018, 39(2): 445-456.
- [29] 江权, 刘强. 地下洞室变形破坏物理模拟的力学相似畸变映射原理与实例分析[J]. 岩土力学, 2024, 45(1): 20-37.
JIANG Quan, LIU Qiang. Mechanical similarity distortion mapping principle and case analysis for underground cavern physical simulation of deformation and failure[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(1): 20-37.
- [30] LIU D, HE M, CAI M. A damage model for modeling the complete stress-strain relations of brittle rocks under uniaxial compression[J]. **International Journal of Damage Mechanics**, 2018, 27(7): 1000-1019.
- [31] LEMAITRE J. How to use damage mechanics[J]. **Nuclear Engineering and Design**, 1984, 80(2): 233-245.
- [26] 蒋浩鹏, 姜谟男, 杨秀荣. 基于 Weibull 分布的高温岩石统计损伤本构模型及其验证[J]. 岩土力学, 2021, 42(7): 1894-1902.
JIANG Hao-peng, JIANG An-nan, YANG Xiu-rong. Statistical damage constitutive model of high temperature rock based on Weibull distribution and its verification[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(7): 1894-1902.
- [27] 贾宝新, 陈国栋, 刘丰溥. 高温下岩石损伤本构模型及其验证[J]. 岩土力学, 2022, 43(增刊 2): 63-73.
JIA Bao-xin, CHEN Guo-dong, LIU Feng-pu. Damage constitutive model of rock under high temperature and its verification[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2022, 43(Suppl.2): 63-73.
- [28] 王传乐, 杜广印, 李二兵, 等. 北山深部花岗岩常规三轴压缩条件下的强度参数演化及能量耗散[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(11): 2238-2248.
WANG Chuan-le, DU Guang-yin, LI Er-bing, et al. Evolution of strength parameters and energy dissipation of Beishan deep granite under conventional triaxial compression[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2021, 40(11): 2238-2248.

上接第 2372 页