

DOI: 10.11779/CJGE20220544

恒定法向刚度边界下含陶粒砂砂岩裂隙剪切力学特性研究

王 刚^{1,2}, 王鹏举¹, 王长盛^{*1}, 蒋宇静^{3,4}, 孖恒杰⁴, 黄 娜¹

(1. 山东科技大学山东省土木工程防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590; 2.福建工程学院土木工程学院, 福建 福州 350118;
3. 长崎大学工学研究科, 长崎 852-8521; 4. 山东科技大学能源与矿业工程学院, 山东 青岛 266590)

摘要: 含支撑剂砂岩裂隙的剪切行为对致密气开采具有重要影响。通过开展不同边界条件下两种粗糙砂岩剪切试验, 探究法向应力(1~6 MPa), 法向刚度(0~5 GPa/m), 初始法向应力(2~6 MPa), 支撑剂尺寸(16/30 目, 20/40 目, 30/50 目)对含陶粒砂砂岩裂隙剪切特性的影响。结果表明: 加入陶粒砂后, 裂隙面的峰值摩擦角减小, 剪切刚度及峰值剪应力降低, 并且剪缩量增加, 剪胀量减小; 随着法向应力的增加, 剪切强度提高。在恒定法向刚度(CNS)边界下, 随着法向刚度的增加, 残余剪应力提高, 但峰值剪应力、最终剪胀量和表观摩擦角降低。随着初始法向应力增加, 峰值剪应力、残余剪应力及剪切刚度均提高, 且变化幅度高于法向刚度的影响; 初始法向应力的增加抑制了裂隙面的剪胀, 提高了裂隙面的表观摩擦角。随着陶粒砂尺寸的减小, 剪切强度提高, 剪胀位移增加。

关键词: 恒定法向荷载; 恒定法向刚度; 支撑剂; 砂岩裂隙; 剪切特性

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)09-1790-11

作者简介: 王 刚(1976—), 男, 博士, 教授, 主要从事岩石力学与工程方面的教学与科研工作。E-mail: wanggang1110@sdu.edu.cn。

Shear mechanical behaviors of ceramic proppant-infilled sandstone fractures under constant normal stiffness boundary conditions

WANG Gang^{1,2}, WANG Pengju¹, WANG Changsheng¹, JIANG Yujing^{3,4}, LUAN Hengjie⁴, HUANG Na¹

(1. Shandong Provincial Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. College of Civil Engineering, Fujian Institute of Engineering, Fuzhou 350118, China; 3. Graduate School of Engineering, Nagasaki University, Nagasaki 852-8521, Japan; 4. College of Energy and Mining Engineering, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China)

Abstract: The shear behavior of sandstone fractures filled with proppant has an important impact on tight gas production. In this study, the effects of normal stresses (1~6 MPa), normal stiffnesses (0~5 GPa/m), initial normal stresses (2~6 MPa) and proppant sizes (16/30 mesh, 20/40 mesh and 30/50 mesh) on the shear behaviors of ceramic proppant-infilled sandstone are revealed through the direct shear tests on two kinds of rough sandstone under the constant normal load (CNL) and constant normal stiffness (CNS) boundary conditions. The results indicate that after adding proppant, the peak friction angle, the shear stiffness and the peak shear stress of fracture decrease, the shear contraction increases and the shear dilation decreases. With the increase of the normal stress, the shear strength increases. Under the constant normal stiffness boundary, with the increase of the normal stiffness, the residual shear stress increases, but the peak shear stress, the final shear dilation and the apparent friction angle decrease. With the increase of the initial normal stress, the peak shear stress, the residual shear stress and the shear stiffness increase, and the variation range is higher than that of the normal stiffness. The increase of the initial normal stress inhibits the shear dilation of the fracture surface, and increases the apparent friction angle of the fracture. With the decrease of the proppant size, the shear strength increases and the dilatancy displacement increases.

Key words: constant normal load; constant normal stiffness; proppant; fracture of sandstone; shear behavior

0 引言

目前, 水力压裂成为非常规储层中开采天然气最

基金项目: 国家自然科学基金项目(52079077, 52209141); 山东省自然科学基金青年项目(ZR2021QE069)

收稿日期: 2022-05-05

*通信作者(E-mail: cswang0635@163.com)

有效的方法之一^[1]。水力压裂是在储层目标深度钻孔, 泵送高压流体增加井壁压力使岩石发生破碎, 在储层中产生裂缝网络, 促进碳氢化合物在井筒中的流动^[2]。其中, 将陶粒砂、石英砂等支撑剂与流体一起注入到裂缝中, 以维持裂缝开度^[3]。中国致密砂岩气储量丰富, 但砂岩储层的固有平均渗透率低于 1 mD, 必须进行水力压裂增加砂岩储层的渗透率进而提高产气效率^[4-5]。

大量现场检测数据及室内试验结果表明, 水力压裂会引起岩体沿裂隙面发生相对剪切运动^[3, 6-7]。同时, 加入支撑剂, 岩体的剪切运动会进一步加剧。Liu 等^[8]和 Parker 等^[9]的研究表明, 支撑剂等填充颗粒材料中的应力会沿着颗粒接触点形成的力链传递, 导致部分应力将会平行于裂隙面, 从而引起岩体的相对运动。Shrivastava 等^[10]的研究表明, 岩体在剪切过程中裂隙面间主要是滑动摩擦。但注入支撑剂后岩石裂隙面间的接触面积降低, 并且支撑剂表面较为光滑, 可能会导致裂隙面的运动方式由滑动摩擦转变为滚动摩擦^[11]。因此, 在水力压裂过程中, 岩体沿裂隙面的剪切运动是不可避免的。

Kimura 等^[12]的研究表明, 在剪切过程中裂隙面的磨损是不可避免的, 但加入支撑剂后对裂隙面剪切特性的影响仍然未知。支撑剂具有表面光滑, 形状均匀, 强度较高的特点, 在荷载作用下会发生嵌入甚至破碎, 极大影响了裂隙的剪切行为^[13]。然而, 目前关于含支撑剂岩体裂隙剪切行为的研究较少。例如, Tang 等^[11, 14]对含支撑剂砂岩裂隙进行试验, 研究表明, 支撑剂加剧裂隙面粗糙度劣化, 大大降低了岩石的峰值剪切强度和剪切刚度。Zhang 等^[2]发现支撑剂会降低天然裂缝的摩擦力, 并且支撑剂的尺寸和厚度也会对摩擦力产生影响。上述研究均是在法向应力较低的恒定法向荷载 (constant normal load, CNL) 边界条件下完成的, 不符合深部岩体的应力边界条件。砂岩储层的埋深较大, 在沿着裂隙面剪切的同时剪胀会受到围岩自身刚度的约束而无法充分变形, 应满足恒定法向刚度 (constant normal stiffness, CNS) 的边界条件^[14]。

综上可见, 目前还没有在 CNS 边界条件下考虑多因素对含支撑剂砂岩裂隙剪切特性影响的研究。因此, 本文开展不同边界条件下两种粗糙度砂岩的剪切试验, 研究了法向应力 (1~6 MPa), 法向刚度 (0~5 GPa/m), 初始法向应力 (2~6 MPa), 陶粒砂尺寸 (16/30 目, 20/40 目, 30/50 目) 对含支撑剂砂岩裂隙剪切特性的影响。研究有助于明晰含支撑剂砂岩裂隙的剪切特性, 优化支撑剂的布置方案, 提高产气效率。

1 试验方法

1.1 试样制备

试验选用砂岩的主要矿物成分为石英、钾长石和

钠长石, 青色, 平均密度为 2.36 g/cm³, 单轴抗压强度为 83.48 MPa, 弹性模量为 16.9 GPa, 泊松比为 0.21。砂岩试样尺寸长 200 mm, 宽 100 mm, 高 100 mm, 采用巴西劈裂方法制作拉伸裂隙。

采用如图 1 所示的劈裂装置, 参考尹乾等^[15]的研究, 通过位移控制的方式 (加载速率为 0.1 mm/min), 得到投影面积为 200 mm×100 mm 的三维粗糙裂隙面。采用更换楔块的方法来改变劈裂砂岩裂隙的粗糙度。本文采用两种楔块, 分别是根据巴顿曲线的 JRC=2~4 和 JRC=12~14 制作的, 如图 1 (b) 所示。

下一步, 采用三维激光扫描仪对得到的砂岩裂隙表面进行三维数字化表征。坐标系如图 1 (c) 所示, 水平 x, y 方向上的扫描间隔均设置为 0.5 mm。根据国际岩石力学与工程学会建议^[16], 沿剪切方向切割裂隙表面的一系列二维轮廓的 JRC 平均值可用于估计该三维裂隙面的粗糙度。因此, 在砂岩裂隙表面沿着 x 方向每隔 10 mm 提取一系列二维剖面 (yoz) 来定量表征三维裂隙面粗糙度。根据相关学者的研究^[15, 17-18], 对于二维剖面, 沿着裂隙长度方向 (y 向) 选取一系列间距 0.5 mm 的点, 记录选取点的高度坐标值 (Z), 并根据 Tse 等^[19]提出的公式计算二维剖面粗糙度系数:

$$Z_2 = \left[\frac{1}{(n-1)(\Delta x)^2} \sum_{i=1}^{n-1} (Z_{i+1} - Z_i)^2 \right]^{1/2}, \quad (1)$$

$$JRC = 32.2 + 32.47 \lg Z_2. \quad (2)$$

式中: Z_2 为每条剖面线的坡度均方根; Z_i 为二维剖面轮廓线数据点 i 的高度坐标; n 为数据点的数量; Δx 为数据点的间隔。虽然通过更换楔块可影响裂隙面的粗糙度, 但天然砂岩劈裂后的裂隙面粗糙度仍然具有随机性。因此, 根据 Tang 等^[20]的试验方法, 选 JRC 值相似/相等的试样进行试验。本次试验选用粗糙度系数为 3.5 ± 0.2 和 13.5 ± 0.2 的砂岩裂隙, 分别用 S1 和 S2 来表示, 如图 1 (c) 所示。

在本研究中, 选用陶粒砂作为支撑剂, 因为陶粒砂有形状均匀、强度较高及价格低廉的优点, 是目前最常使用的一种人造支撑剂。选用 16/30 目 (0.6~1.2 mm), 20/40 目 (0.42~0.84 mm), 30/50 目 (0.3~0.6 mm), 分别作为大、中、小尺寸的支撑剂。16/30 目陶粒砂的抗压强度为 135.2 MPa。

1.2 剪切设备

如图 2 所示, 采用日本长崎大学伺服控制剪切装置 (型号 MIS-233-1-55-03) 开展不同边界下含陶粒砂砂岩裂隙剪切试验^[21]。使用线性可变差动位移传感器 (LVDT) 记录试样法向位移与剪切位移。

CNS 边界条件是通过电气和液压伺服数字闭合回路控制系统来实现。如图 3 所示, 通过位移传感器与数据采集系统实时记录并反馈剪胀信息, 根据试验前设定的法向刚度实时计算相应的法向荷载增量, 然后控制法向千斤顶调整至相应的法向荷载, 可通过下式计算不同时刻的法向荷载^[21]:

$$\Delta\sigma_n = k_n \Delta\delta_v, \quad (3)$$

$$\sigma_n(t + \Delta t) = \sigma_n(t) + \Delta\sigma_n. \quad (4)$$

式中: σ_n 为施加的法向应力; $\Delta\sigma_n$ 为法向位移增量 $\Delta\delta_v$ 引起的法向应力增量; k_n 为围岩的法向刚度。

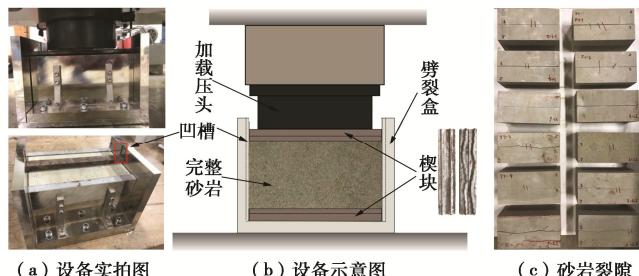


图 1 巴西劈裂预制裂隙

Fig. 1 Preparation of fracture surfaces utilizing Brazilian splitting technology

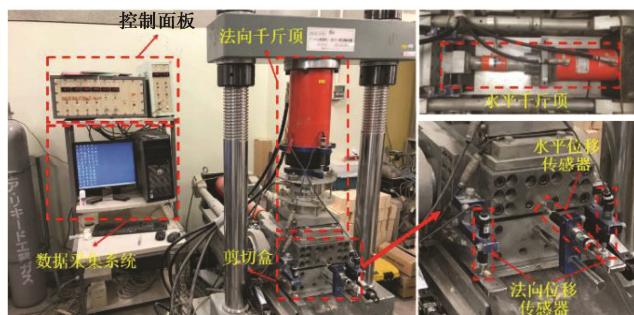


图 2 伺服控制剪切试验装置

Fig. 2 Servo-controlled shear testing apparatus

1.3 试验设置及过程

如表 1 所示共设置 4 组试验, 开展 CNL 边界下不同法向应力 (1~6 MPa) 及不同尺寸陶粒砂的砂岩裂隙剪切试验; 同时, 参考 Xia 等^[22]的研究, 本文选取法向刚度为 1~5 GPa/m, 初始法向应力为 2~4 MPa,

开展 CNS 边界下含陶粒砂砂岩裂隙剪切试验。

表 1 试验方案

Table 1 Test schemes

组号	初始法向应力 σ_n /MPa	法向刚度 k_n /(GPa·m ⁻¹)	粗糙度 JRC	支撑剂尺寸/目
1	1, 2	0	3.5±0.2	16/30
	4, 6		13.5±0.2	
2	4	0, 1	3.5±0.2	16/30
		3, 5	13.5±0.2	
3	2, 4	3	3.5±0.2	16/30
	6		13.5±0.2	
4	4	0	16/30	
			3.5±0.2	20/40
				30/50

首先将砂岩试样的下部分放到剪切盒中, 然后将陶粒砂堆到裂隙面上, 再用竹签慢慢将陶粒砂推开, 最后用镊子拾取陶粒砂填补未铺放的区域, 确保陶粒砂均匀单层铺放在裂隙面上。纯净与含陶粒砂砂岩裂隙表面如图 4 所示。将砂岩试样的上部分放置在陶粒砂上, 放置时使试样上下部分的边界线对齐, 然后放置上剪切盒。按照荷载控制方法通过法向千斤顶施加 CNL 或 CNS 边界, 然后采用位移控制方法通过水平千斤顶施加剪切荷载。剪切速率设置为 0.5 mm/min。根据 Lee 等^[6]的研究, 水力压裂引起的岩石水平位移一般小于 5 mm, 同时结合国际岩石力学学会建议的岩体节理抗剪强度测定方法^[16], 本次试验取最大剪切位移为 10 mm。

2 试验结果及分析

2.1 法向应力对砂岩裂隙剪切特性影响

图 5 为 CNL 边界下法向应力 (σ_n) 和陶粒砂对砂岩裂隙 S1 和 S2 剪应力-剪切位移曲线的影响。随着 σ_n 的增加, 纯净与含陶粒砂砂岩的剪应力均提高, 但陶粒砂极大改变了裂隙面的剪应力发展模式。纯净砂岩的剪应力发展可分为 3 个阶段: ①应力快速增长段。剪应力快速线性增长, 达到峰值剪应力 (τ_p)。②应力软化段。达到峰值剪应力后, 剪应力非线性快速下降。

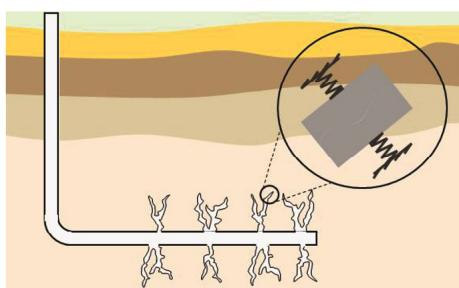


图 3 恒定法向刚度边界剪切原理图

Fig. 3 Diagram of shear of fracture surfaces under constant normal stiffness conditions

③残余阶段。随着剪切进行, 剪应力趋于稳定直至剪切结束。

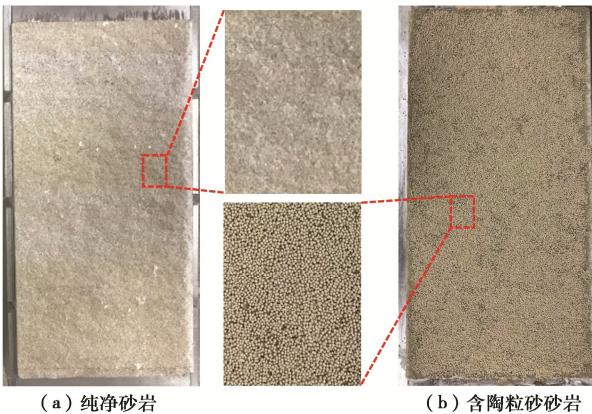


图 4 纯净与含陶粒砂砂岩裂隙表面

Fig. 4 Clean and ceramic proppant-filled sandstone fracture surface

对于含陶粒砂砂岩, S1 在达到峰值剪应力后进入应力软化段, 之后又缓慢增加直至剪切结束, 但峰值剪应力与残余剪应力相差较小。粗糙度增加后, S2 的剪应力经过快速线性增长后进入应力硬化段。随着剪切进行, 峰后剪应力没有应力突降, 这表明含陶粒砂砂岩的剪切破坏模式为沿着倾斜面缓慢滑动, 而不是凸起突然被剪断。

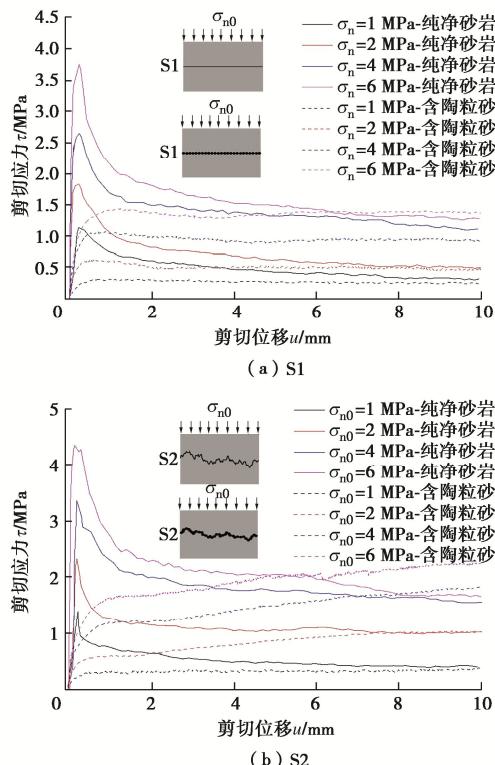


图 5 不同法向应力下砂岩裂隙剪应力-剪切位移曲线

Fig. 5 Stress-shear displacement curves with various normal stresses

含陶粒砂砂岩的峰值剪应力明显低于纯净砂岩。图 6 对比了纯净与含陶粒砂砂岩的峰值剪应力, 并计

算了不同法向应力下的峰值剪应力降低率。降低率为加入陶粒砂后砂岩的峰值剪应力降低量占纯净砂岩的峰值剪应力的百分比。从图 6 可以看到, 含陶粒砂砂岩 S1 的峰值剪应力降低率要高于 S2。这是因为 S1 初始粗糙度较低, 剪切过程中裂隙面磨损范围大, 但陶粒砂的嵌入量小, 剪切运动方式以滚动摩擦为主, 抗剪强度降低率高, 而 S2 的初始粗糙度较高, 裂隙面起伏度大, 裂隙面剪切磨损范围小, 但陶粒砂嵌入量及破碎程度大, 剪切运动方式以滑动摩擦为主, 因此抗剪强度降低率低。峰值摩擦角与抗剪强度有密切关系。根据 Indraratna 等^[23]的研究结论, 通过下式计算峰值摩擦角:

$$\tau_p = \sigma_n \tan(\phi_p) \quad (5)$$

式中: ϕ_p 为峰值摩擦角。通过对纯净与含陶粒砂砂岩的峰值剪应力进行过原点的线性拟合 ($R^2 > 0.97$), 与纯净砂岩相比, 加入陶粒砂后, S1 与 S2 的峰值摩擦角分别降低了 57.82%, 42.28%。

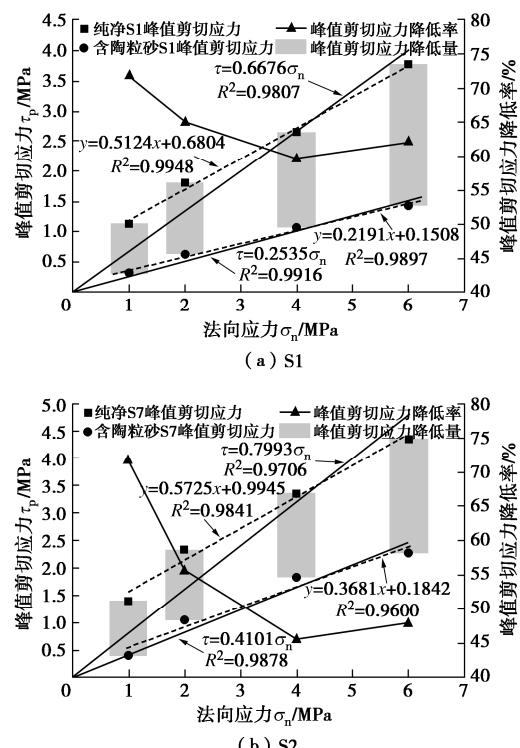


图 6 不同法向应力下砂岩裂隙的峰值剪应力

Fig. 6 Variation in peak shear stress with normal stresses

根据以上结果, 可以看到陶粒砂严重降低裂隙面的抗剪强度, 但随着法向应力及初始粗糙度的提高, 降低程度减缓。抗剪强度的降低也可以通过剪切刚度的变化证明。剪切刚度 (k_s) 表示岩体抵抗剪切变形的能力, 其值等于峰前剪应力-剪切位移曲线中初始线性段的斜率。如图 7 所示, 加入陶粒砂后, S1 和 S2 的剪切刚度降低率分别为 83.62%~91.27%, 82.98%~89.50%。随着法向应力的增加, 陶粒砂对剪切刚度的降低程度呈现先增加后减小的趋势。

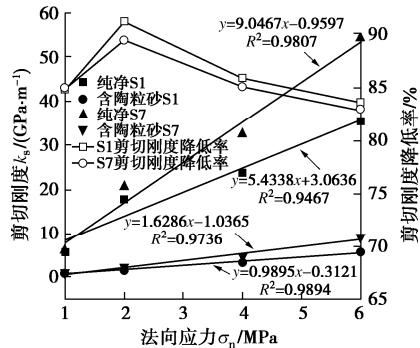


图 7 纯净与含陶粒砂砂岩的剪切刚度-法向应力曲线

Fig. 7 Variation in shear stiffness with normal stresses

图 8 为不同法向应力下纯净与含陶粒砂砂岩 S1 和 S2 的法向位移-剪切位移曲线。从图 8 中看到, 纯净砂岩 S1 与 S2 的剪缩量较小且剪缩过程很快被剪胀覆盖。统计了不同 σ_n 下纯净与含陶粒砂砂岩的最大剪缩量 (δ_{v0}) 与剪切结束时的剪胀量 (δ_{v10}), 结果如图 9 所示。S1 与 S2 的 δ_{v0} 分别为 0.015~0.029 mm, 0.019~0.114 mm。在剪胀过程中, 由于裂隙面上的凸起不断磨损, S1 的法向位移增加速率逐渐降低。而 S2 的初始粗糙度较大, 剪胀位移近似线性增长, 剪胀量高于相同试验条件下的 S1。随着 σ_n 的增加, S1 与 S2 的剪胀量降低。在剪切位移 $u=10$ mm 处, 不同 σ_n 下 S2 的 δ_{v10} 为 1.041~1.545 mm, 而 S1 仅为 0.435~0.952 mm。

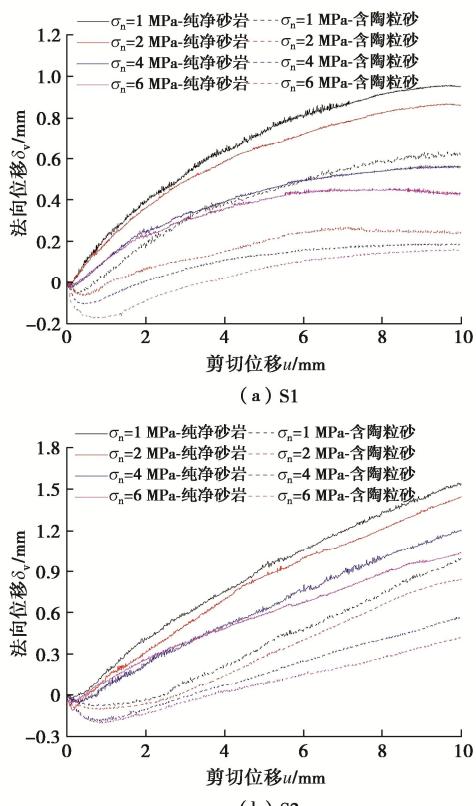
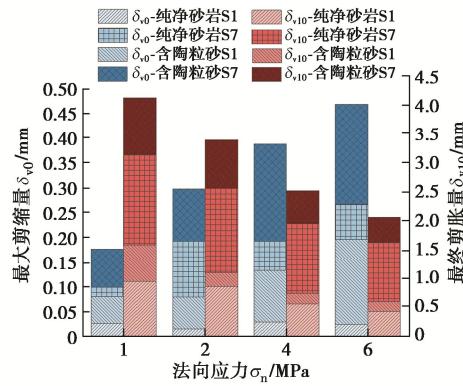


图 8 不同法向应力下砂岩裂隙法向位移-剪切位移曲线

Fig. 8 Normal displacement-shear displacement curves with various initial normal stresses

加入陶粒砂后, 剪缩量明显增加, 并且随 σ_n 增加而提高。这是因为在法向与剪切荷载作用下陶粒砂嵌入到岩体中, 法向荷载越大, 嵌入量越高, 且易发生破碎。在相同 σ_n 下, S2 的剪缩量高于 S1。因为 S2 裂隙面的起伏度较大, 在剪切过程中, 陶粒砂分布不均匀, 导致局部陶粒砂承担较高的应力, 加剧陶粒砂的嵌入与破碎。S1 与 S2 的 δ_{v0} 分别为 0.054~0.173 mm、0.078~0.203 mm。然而, 加入陶粒砂后, 剪胀量大幅下降。这也是由陶粒砂的嵌入、破坏所导致。随着 σ_n 的增加, 裂隙面的破坏程度加剧, 导致剪胀量降低。在提高初始粗糙度后, 剪胀量有所增加, 原因是裂隙面粗糙度越大, 岩体沿凸起爬升的高度会相对增加。

图 9 不同法向应力砂岩裂隙最大剪缩量 δ_{v0} 与最终剪胀量 δ_{v10} Fig. 9 Variation in δ_{v0} and δ_{v10} with normal stresses

2.2 CNS 边界下含陶粒砂砂岩裂隙剪切性

(1) 剪切应力变化

图 10 (a), (b) 是法向刚度为 0~5 GPa/m 时 S1 与 S2 的剪应力-剪切位移曲线。根据 Jiang 等^[21]和崔国建等^[17]的研究结论, 取剪应力-剪切位移曲线上斜率明显变缓的拐点为峰值点。峰值点对应的剪应力和剪切位移分别为峰值剪应力和峰值剪切位移 (u_p)。随着法向刚度的增加, S1 的剪应力软化量逐渐降低, 当法向刚度为 5 GPa/m 时, 应力软化阶段完全消失, 剪应力达到峰值后缓慢增加。S2 的剪应力先快速线性增长, 达到峰值剪应力后进入应力硬化阶段, 剪应力缓慢增长, 这与 CNL 条件下含陶粒砂砂岩 S2 的剪应力发展模式相似。可以看到, 在峰前阶段, 剪应力增长速率随法向刚度的增加而降低, 但在峰后阶段, 剪应力增长速率随着法向刚度的提高而增大。这是因为在剪缩段, 法向应力降低, 而在剪胀段, 法向应力增加。这种剪应力对法向刚度的依赖性与刘日成等^[18]的研究结果相吻合。

图 10 (c), (d) 是初始法向应力为 2~6 MPa 时 S1 和 S2 的剪应力-剪切位移曲线。初始法向应力对 S1 与 S2 的剪应力发展模式影响较小。对于初始粗糙

度较高的 S2, 不同初始法向应力下, 剪应力达到峰值后持续增加, 并且初始法向应力越大, 峰后剪应力增加速率越高。

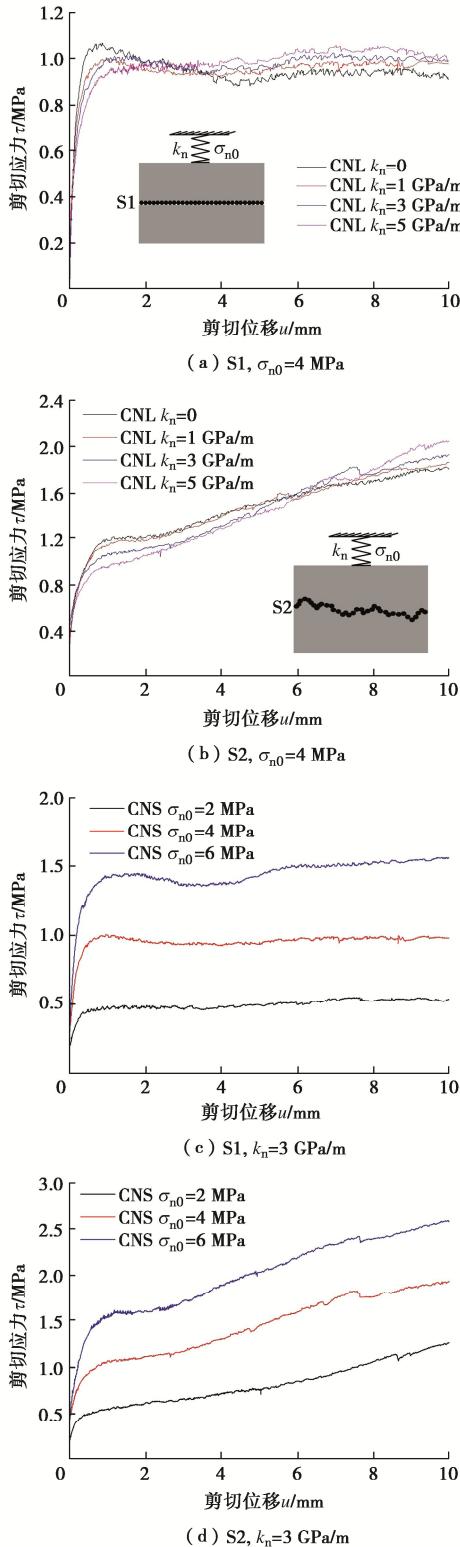


图 10 不同法向刚度和初始法向应力下砂岩裂隙剪应力-剪切位移曲线

Fig. 10 Stress-shear displacement curves with various normal stiffnesses and initial normal stresses

提取 S1 和 S2 的峰值剪应力以及剪切结束时 ($u=10 \text{ mm}$) 的残余剪应力 (τ_{10}), 分析法向刚度和

初始法向应力 (σ_{n0}) 对含陶粒砂砂岩裂隙剪切强度的影响。如图 11 所示, 随着法向刚度的增加, 峰值剪应力降低, 但剪切结束时的残余剪应力提高。这是因为剪切初期, 陶粒砂嵌入导致较大的剪缩, 在法向刚度约束下, 法向应力逐渐减小, 并且法向刚度越大, 法向应力降低量越高, 裂隙面提供的摩擦阻力减小, 导致峰值剪应力降低。随着剪切进行, 岩体发生剪胀, 在相同剪胀量下, 法向应力增量随着法向刚度的增加而增大, 裂隙面的摩擦阻力提高。这在 2.2 节第(3)条中得到了证明。与 CNL 边界下的结果相比, 提高法向刚度后, S1 与 S2 的峰值剪应力降低, 残余剪应力提高。

当法向刚度为 3 GPa/m 时, 随着初始法向应力的增加, S1 与 S2 的峰值剪应力与残余剪应力均提高, S1 与 S2 的峰值剪应力增加率分别为 52.32%~66.72%, 53.46%~68.58%, 残余剪应力增长率分别为 81.48%~188.89%, 51.18%~103.15%。在 CNS 边界下, 初始法向应力对于剪应力的影响程度较大, 而法向刚度对峰前剪应力影响较小, 但对峰后剪应力影响较大, 这与 Zhang 等^[2]的研究结果相一致。

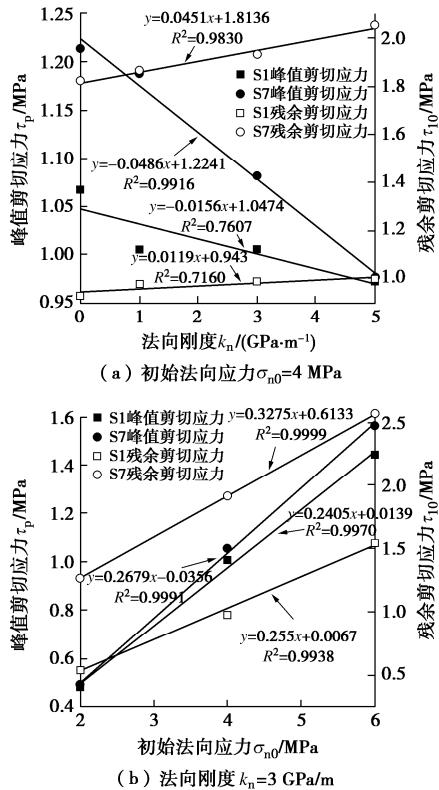


图 11 不同法向刚度和初始法向应力下砂岩裂隙的峰值剪应力与残余剪应力

Fig. 11 Variation in peak shear stress and residual shear stress with various normal stiffnesses and initial normal stresses

图 12 为法向刚度和初始法向应力对 S1 与 S2 剪切刚度的影响。当 σ_{n0} 相同时, 随着 k_n 的增加, 剪切

刚度降低, 当 k_n 相同时, 剪切刚度随 σ_{n0} 的增加而线性提高。但当初始法向应力及粗糙度相同时, CNS 边界下的裂隙面剪切刚度要低于 CNL 边界下。以 S2 为例, 与 CNL 边界相比, CNS 边界下 σ_{n0} 为 2, 4, 6 MPa 时的剪切刚度分别降低了 32.0%, 70.7%, 22.1%。这也说明了法向刚度的增加会降低含陶粒砂砂岩裂隙面的剪切刚度。

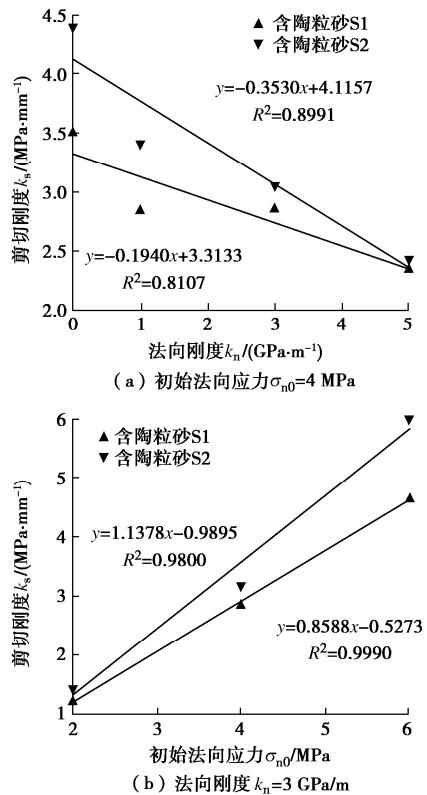


图 12 不同法向刚度与初始法向应力下剪切刚度变化曲线

Fig. 12 Variation in shear stiffness with various normal stiffnesses and initial normal stresses

(2) 法向位移变化

图 13 是不同法向刚度和初始法向应力下 S1 与 S2 的法向位移-剪切位移曲线。随着法向刚度的增加, S1 与 S2 的剪缩量及剪胀量均降低。因为在法向刚度的约束下, 法向应力会在剪缩段降低而在剪胀段增加, 并且法向刚度越高, 法向应力的变化量越大。但在相同法向刚度下, S2 的剪缩量与剪胀量均高于 S1。如图 14 所示, 法向刚度为 0~5 GPa/m 时, S1 的 δ_v0 为 0.051~0.104 mm, δ_{v10} 为 0.079~0.185 mm, 而 S2 的 δ_v0 为 0.130~0.195 mm, δ_{v10} 为 0.240~0.575 mm。这是因为 S2 的粗糙体倾斜面较陡峭, 承担荷载的陶粒砂数量较少, 导致陶粒砂嵌入严重, 因此剪缩量较高。而随着剪切进行, 岩体沿粗糙体继续爬升, 由于 S2 的初始粗糙度大, 爬升量相对较高, 表现为剪胀量较大。随着法向刚度的增加, S1 与 S2 的剪胀位移增长

速率均不断降低。这是因为法向刚度越大, 法向应力越高, 导致裂隙面破坏越严重。

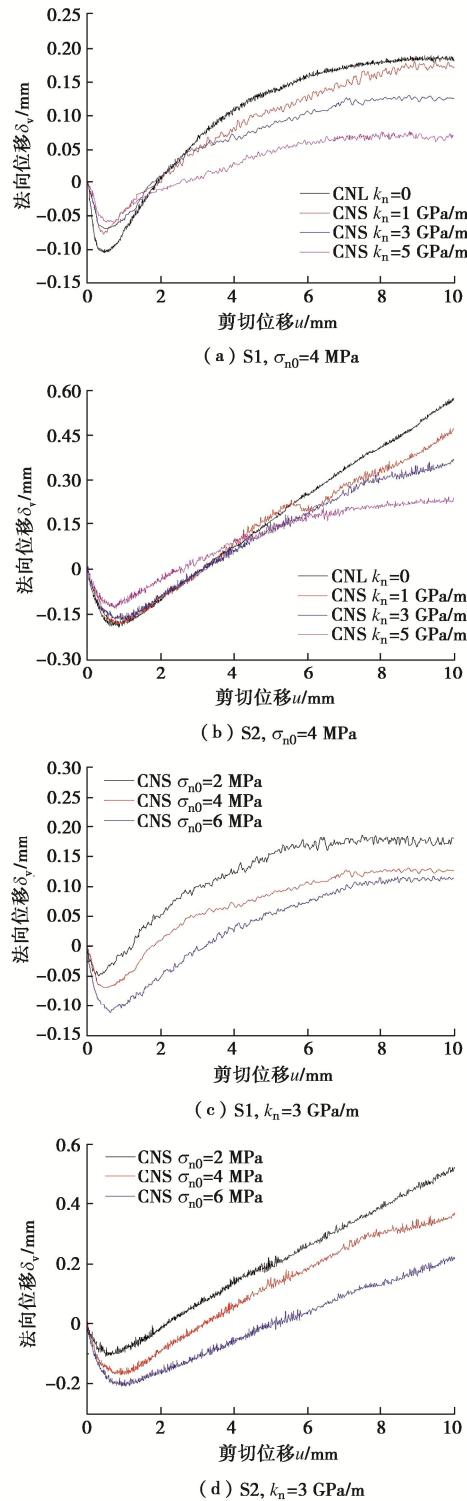


图 13 不同法向刚度和初始法向应力下砂岩裂隙法向位移-剪切位移曲线

Fig. 13 Normal displacement-shear displacement curves with various normal stiffnesses and initial normal stresses

如图 13 所示, 初始法向应力对法向位移增长速率影响较小。但随着初始法向应力的增加, S1 与 S2 的

剪缩量增加, 而剪胀量降低。这是因为在较高的法向应力下, 陶粒砂嵌入量及破碎程度增加。初始法向应力越大, 岩体的剪缩量越大, 剪胀量越小。

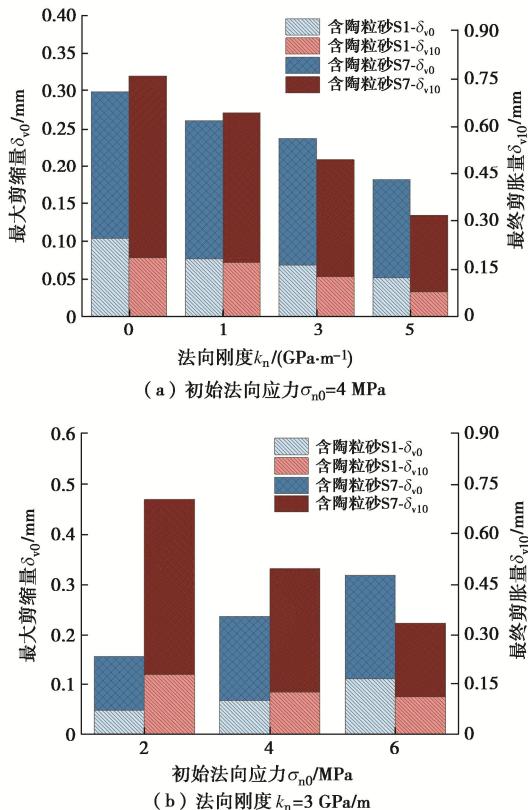


图 14 不同法向刚度与初始法向应力下剪缩量及剪胀量变化

Fig. 14 Variation in δ_{v0} and δ_{v10} with various normal stiffnesses and initial normal stresses

(3) 法向应力变化

图 15 为法向刚度 0~5 GPa/m 时 S1 和 S2 的法向应力-剪切位移曲线。在 CNL 边界下, 法向应力基本恒定。在 CNS 边界下, 由于法向刚度的约束, 法向应力先降低后增加。但随着剪切进行, S1 与 S2 法向应力的增加速率逐渐降低。这是因为裂隙面粗糙体不断磨损破碎, 剪胀效应减弱。

随着法向刚度的增加, S1 与 S2 在剪缩段的法向应力降低, 剪胀段的法向应力提高, 并且法向应力增长速率提高。这是因为法向应力增量与法向刚度成正相关, 在相同的初始法向应力下, 较高的法向刚度导致剪切中法向应力的增量更高。从法向应力-剪切位移曲线中提取不同法向刚度下 S1 与 S2 的法向应力最小值 (σ_{nmin}) 与剪切结束时的法向应力 (σ_{n10}), 如图 16 所示。从图 16 中可以看到, 法向刚度对法向应力的约束随着粗糙度的增加而提高。S2 的 σ_{nmin} 的降低速率与 σ_{n10} 的增加速度均高于 S1。原因是相同试验条件下, 初始粗糙度高的砂岩的剪缩量与剪胀量均高于低粗糙度砂岩。在 CNS 边界条件下, 由于法向刚度的约束, 法向应力与法向变形之间相互影响。

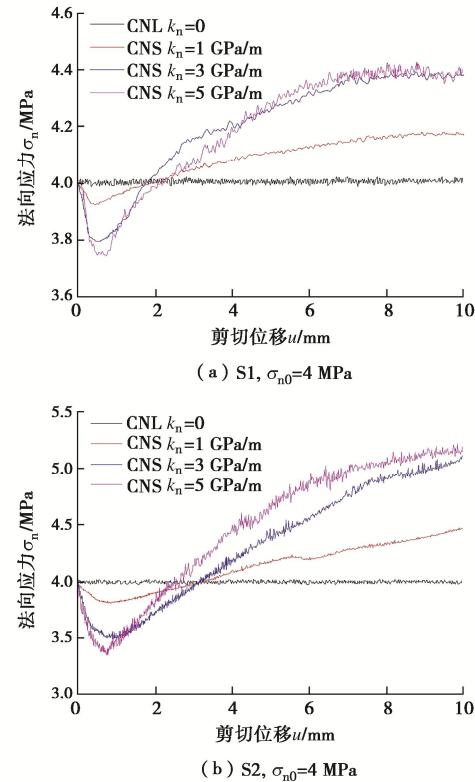


图 15 不同法向刚度下砂岩裂隙法向应力-剪切位移曲线

Fig. 15 Normal stress-shear displacement curves with various normal stiffnesses

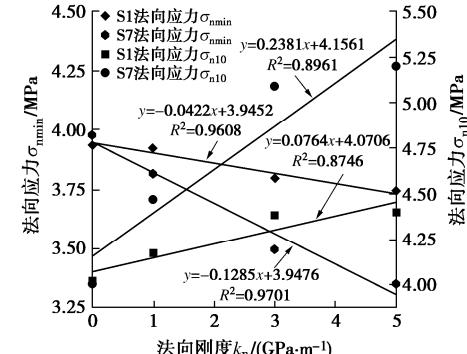


图 16 不同法向刚度砂岩裂隙法向应力最小值与最终法向应力

Fig. 16 Variation in σ_{nmin} and σ_{n10} with normal stiffnesses

(4) 应力演化路径变化

图 17 (a), (b) 为法向刚度 0~5 GPa/m 时 S1 与 S2 的法向应力-剪应力路径。根据 Indraratna 等^[24]的研究方法, 对峰后剪应力稳定增长段进行线性拟合, 计算式为

$$\tau = \sigma_n \tan(\varphi_f) + c_f \quad (6)$$

式中: φ_f 为峰后剪切磨损阶段的表观摩擦角; c_f 为峰后剪切磨损阶段的表观黏聚力。

根据拟合公式计算表观摩擦角, 结果列于表 2。由于陶粒砂表面较为光滑, 加入陶粒砂后, 裂隙面间的黏聚力几乎完全丧失, 因此 c_f 为负值。随着法向刚度的增加, S1 与 S2 的表观摩擦角分别降低了 25.8%~

67.4%和34.0%~56.0%。这是因为法向刚度越高，剪缩过程中法向应力越小，陶粒砂破碎程度也相应降低，剪切运动方式由滚动摩擦转变为滑动摩擦的时刻要晚于低法向刚度条件下，导致在峰后剪切磨损阶段，高法向刚度下岩体的运动方式仍为滚动摩擦。但相同法向刚度下，S2的表观摩擦角高于S1。

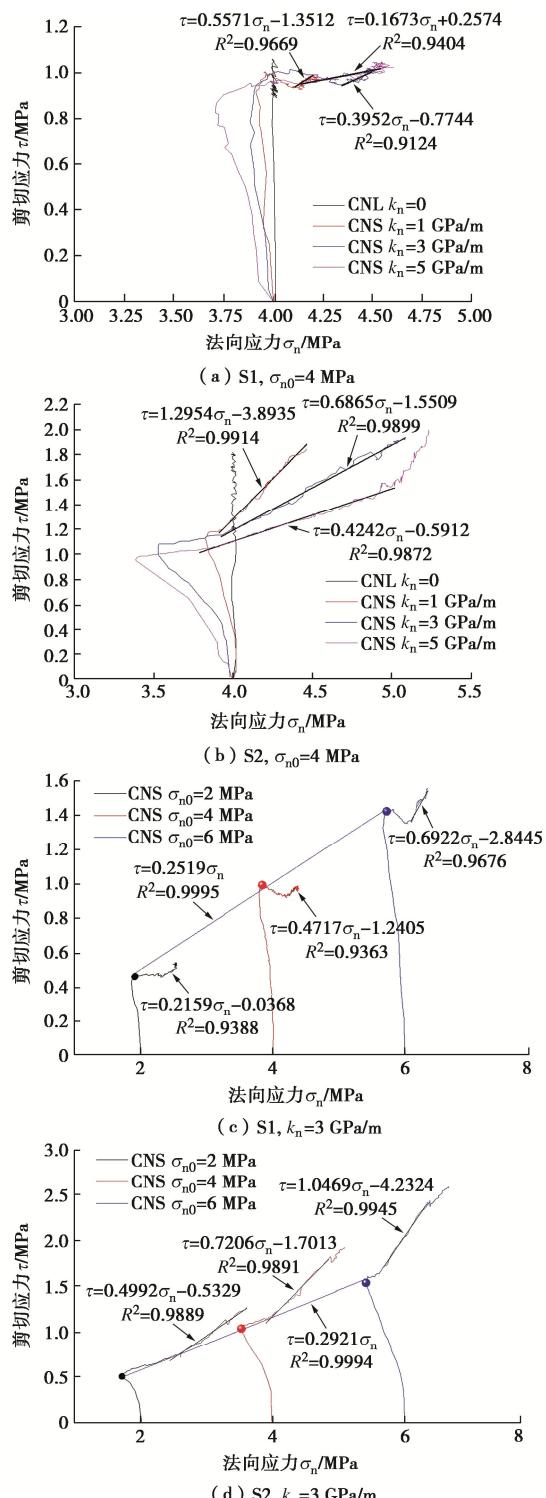


图 17 不同法向刚度和初始法向应力下砂岩裂隙法向应力-剪应力路径

Fig. 17 Normal stress-shear stress curves with various normal stiffnesses and initial normal stresses

图 17 (c), (d) 为初始法向应力 2~6 MPa 时 S1 与 S2 的法向应力-剪应力路径。随着初始法向应力的增加，S1 与 S2 的表观摩擦角均提高。这是因为在相同法向刚度下，初始法向应力越高，提供的摩擦力越高。根据 2.1 节中所述的 Indraratna 等^[23]的研究结论，对峰值剪应力进行过原点的线性拟合 ($R^2 > 0.99$)，得到含陶粒砂砂岩的峰值剪切强度包络线。提高初始粗糙度后，强度包络线的斜率增加了 15.17%，峰值摩擦角由 14.14° 增加至 16.28° 。但相较于 CNL 条件，CNS 条件下含陶粒砂砂岩的峰值摩擦角降低。这与 Indraratna 等^[24]的试验结果相同，均认为 CNS 条件下得到的峰值摩擦角要低于 CNL 条件。

表 2 不同法向刚度与初始法向应力下砂岩裂隙表观摩擦角

Table 2 Apparent internal friction angles under various normal stiffnesses and initial normal stresses
单位: ($^\circ$)

裂隙	法向刚度 $k_n/(GPa \cdot m^{-1})$						初始法向应力 σ_{n0}/MPa
	1	3	5	2	4	6	
S1	29.1	21.6	9.5	12.2	25.3	34.7	
S2	52.3	34.5	23.0	26.5	35.8	46.3	

2.3 支撑剂尺寸的影响

水力压裂中，支撑剂尺寸的差异将导致嵌入量与破碎程度不同，从而影响砂岩裂隙的剪切特性^[25]。图 18 为初始法向应力 4 MPa 时 3 种尺寸陶粒砂砂岩 S1 的剪应力-剪切位移曲线。随着陶粒砂尺寸的减小，峰值剪应力逐渐提高，应力软化段的剪应力降低幅度逐渐减小，并且在剪切结束时的残余剪应力逐渐提高。由于小尺寸支撑剂在裂隙面上的数量较多，分布较为均匀，同时强度较高^[25]，因此在荷载作用下，小尺寸支撑剂的嵌入量要低于大尺寸支撑剂^[13]，在剪切过程中含小尺寸陶粒砂砂岩裂隙面的破坏程度低。当陶粒砂尺寸为 30/50 目时，峰后剪应力经过小幅降低后又进入应力硬化阶段，剪应力持续增加，与高法向刚度条件 ($k_n=5 GPa/m$) 下的剪应力发展模式相似。

含不同尺寸陶粒砂砂岩 S1 的法向位移-剪切位移曲线如图 18 (b) 所示。随着陶粒砂尺寸减小，剪缩量逐渐减小，但剪胀位移逐渐增加。这与 Bandara 等^[26]的试验结果相一致。因为在相同法向荷载作用下，大尺寸支撑剂的嵌入量高，对裂隙面的磨损程度大。

2.4 裂隙面破坏特征

裂隙面的磨损破坏特征对于岩体剪切特性有重要影响。根据裂隙面划痕与粉末堆积区域的大小以及岩屑与陶粒砂碎屑的多少，对裂隙面的剪切磨损范围以及剪切磨损程度进行分析。图 19 展示了剪切后纯净砂岩与含陶粒砂砂岩的裂隙表面。从图中可以看到，纯净砂岩的裂隙面剪切磨损区域广泛且连续，而加入陶粒砂后，裂隙面的磨损范围减少但磨损程度加剧，且

仅在裂隙面较高的区域有面积较大的磨损, 其他区域更多的是短带状的划痕。这是因为陶粒砂改变了裂隙面的接触方式。从图 19 (b) 可以看到, 含陶粒砂砂岩的裂隙面凸起周围有大量的破碎陶粒砂颗粒以及岩粉(黑圈), 而裂隙面其他区域则是仅由陶粒砂嵌入产生的大量椭球状凹槽(红圈)。虽然支撑剂能承担的法向荷载较高, 但根据研究表明当法向荷载与剪切荷载共同作用时, 在较低的法向荷载下, 也会发生显著的支撑剂破碎^[2]。在 CNS 边界下, 由于法向刚度的约束以及剪胀过程中接触面积的降低, 陶粒砂将承担更高的荷载, 发生嵌入及破碎程度更高, 引起裂隙面更严重的磨损^[14]。

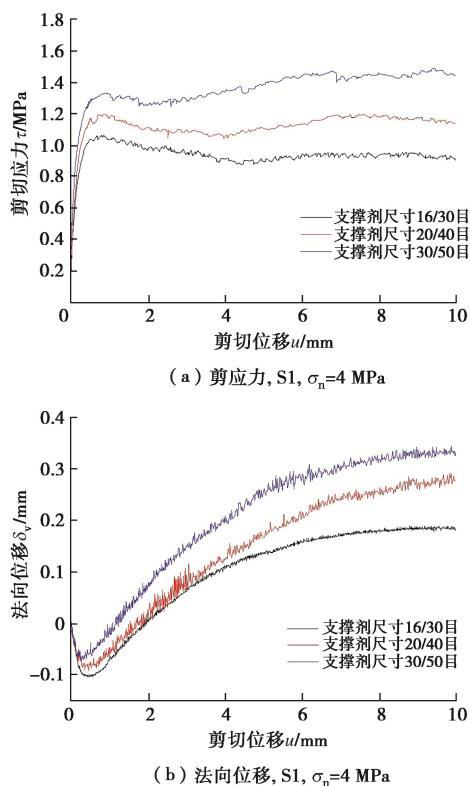


图 18 不同尺寸含陶粒砂砂岩裂隙剪应力与法向位移曲线

Fig. 18 Stress-shear displacement and normal displacement-shear displacement curves with various ceramic proppant sizes

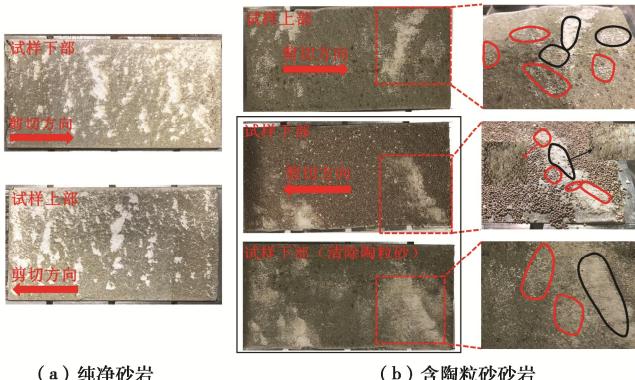


图 19 剪切后砂岩裂隙面

Fig. 19 Fracture surface after shearing

3 结 论

本文通过开展恒定法向荷载边界及恒定法向刚度边界下含陶粒砂砂岩裂隙剪切试验, 探究了粗糙度, 法向应力, 初始法向应力, 法向刚度及陶粒砂尺寸对砂岩裂隙面的剪切应力, 法向应力, 法向变形, 剪切刚度, 摩擦角等剪切特性的影响。根据研究结果, 得到以下 3 点结论。

(1) 陶粒砂改变了裂隙面的接触方式, 导致砂岩裂隙面的剪应力发展模式发生改变。在剪切过程中, 陶粒砂会发生嵌入和破碎两种情况。CNS 边界下, 陶粒砂降低了裂隙面的峰值摩擦角, 峰值剪应力与剪切刚度, 而提高法向应力与初始粗糙度可提高含陶粒砂砂岩裂隙的抗剪强度。

(2) CNS 边界下初始粗糙度, 初始法向应力对裂隙面的剪切强度影响较大, 法向刚度变化对剪切强度影响较小。剪切刚度随初始法向应力的增加而提高, 随法向刚度的增加而降低。随着初始法向应力及法向刚度的增加, 最终剪胀量降低。而剪缩量随着初始法向应力的增加而增加, 但随着法向刚度增加而减小。

(3) 随着陶粒砂尺寸的减小, 峰值剪应力与残余剪应力均提高。并且由于小尺寸陶粒砂嵌入量低, 使得最终剪胀量增加。

参考文献:

- [1] RAMLAN A S, ZIN R M, ABU BAKAR N F, et al. Recent progress on proppant laboratory testing method: Characterisation, conductivity, transportation, and erosivity[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2021, 205: 108871.
- [2] ZHANG F, FANG Y, ELSWORTH D, et al. Evolution of friction and permeability in a propped fracture under shear[J]. Geofluids, 2017: 1-13.
- [3] HARI S, KRISHNA S, GURRALA L N, et al. Impact of reservoir, fracturing fluid and proppant characteristics on proppant crushing and embedment in sandstone formations[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2021, 95: 104187.
- [4] ZOU C N, TAO S Z, HAN W X, et al. Geological and geochemical characteristics and exploration prospect of coal-derived tight sandstone gas in China: case study of the Ordos, Sichuan, and Tarim Basins[J]. Acta Geologica Sinica-English Edition, 2018, 92(4): 1609-1626.
- [5] KAZEMI H. Low-permeability gas sands[J]. Journal of Petroleum Technology, 2019, 34(10): 2229-2232.
- [6] LEE H S, CHO T F. Hydraulic characteristics of rough fractures in linear flow under normal and shear load[J]. Rock

- Mechanics and Rock Engineering, 2002, **35**(4): 299-318.
- [7] YEO I W, DE FREITAS M H, ZIMMERMAN R W. Effect of shear displacement on the aperture and permeability of a rock fracture[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1998, **35**(8): 1051-1070.
- [8] LIU C H, NAGEL S R, SCHECTER D A, et al. Force fluctuations in bead packs[J]. Science, 1995, **269**(5223): 513-515.
- [9] PARKER M, WEAVER J, VAN BATENBURG D. Understanding proppant flowback[C]//SPE Annual Technical Conference and Exhibition. OnePetro, 1999.
- [10] SHRIVASTAVA A K, RAO K S. Physical modeling of shear behavior of infilled rock joints under CNL and CNS boundary conditions[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, **51**(1): 101-118.
- [11] TANG Y, RANJITH P G, WU B. Experimental study of effects of shearing on proppant embedment behaviour of tight gas sandstone reservoirs[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2019, **172**: 228-246.
- [12] KIMURA T, IKUSADA K, ESAKI T. Surface roughness and shear behavior of rock joints[C]//ISRM International Symposium-EUROCK 93. OnePetro, 1993.
- [13] TANG Y, RANJITH P G, PERERA M S, et al. Influences of proppant concentration and fracturing fluids on proppant-embedment behavior for inhomogeneous rock medium: an experimental and numerical study[J]. SPE Production & Operations, 2018, **33**(4): 666-678.
- [14] TANG Y, RANJITH P G. An experimental and analytical study of the effects of shear displacement, fluid type, joint roughness, shear strength, friction angle and dilation angle on proppant embedment development in tight gas sandstone reservoirs[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2018, **107**: 94-109.
- [15] 尹 乾, 靖洪文, 孟 波, 等. 恒定法向刚度条件下三维粗糙裂隙面剪切力学特性[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, **39**(11): 2213-2225. (YIN Qian, JING Hongwen, MENG Bo, et al. Shear mechanical properties of 3D rough rock fracture surfaces under constant normal stiffness conditions[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, **39**(11): 2213-2225. (in Chinese))
- [16] ISRM. Rock characterization, testing and monitoring-ISRM suggested methods[C]// Suggested Methods for the Quantitative Description of Discontinuities in Rock Masses. Pergamon, Oxford, 1981: 3-52.
- [17] 崔国建, 张传庆, 韩华超, 等. CNL 及 CNS 条件下结构面剪切特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, **38**(增刊 2): 3384-3392. (CUI Guojian, ZHANG Chuanqing, HAN Huachao, et al. Experiment study on shear behavior of artificial joint under CNL and CNS boundary conditions[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, **38**(S2): 3384-3392. (in Chinese))
- [18] 刘日成, 尹 乾, 杨瀚清, 等. 恒定法向刚度条件下三维粗糙节理面循环剪切力学特性[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(6): 1092-1109. (LIU Richeng, YIN Qian, YANG Hanqing, et al. Cyclic shear mechanical properties of 3D rough joint surfaces under constant normal stiffness(CNS) boundary conditions[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(6): 1092-1109. (in Chinese))
- [19] TSE R, CRUDEN D M. Estimating joint roughness coefficients[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1979, **16**(5): 303-307.
- [20] TANG Z C, ZHANG Y B. Temperature-dependent peak shear-strength criterion for granite fractures[J]. Engineering Geology, 2020, **269**: 105552.
- [21] JIANG Y, XIAO J, TANABASHI Y, et al. Development of an automated servo-controlled direct shear apparatus applying a constant normal stiffness condition[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2004, **41**(2): 275-286.
- [22] XIA C C, YU Q F, GUI Y, et al. Shear behavior of rock joints under CNS boundary condition[C]// ZHANG L, GONCALVE S DA SILVA B, ZHAO C. GeoShanghai International Conference. Singapore, 2018: 263-274.
- [23] INDRARATNA B, HAQUE A. Experimental study of shear behavior of rock joints under constant normal stiffness conditions[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, **34**(3/4): 141.e1-141.e14.
- [24] INDRARATNA B, HAQUE A, AZIZ N. Laboratory modelling of shear behaviour of soft joints under constant normal stiffness conditions[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 1998, **16**(1): 17-44.
- [25] KATENDE A, O'CONNELL L, RICH A, et al. A comprehensive review of proppant embedment in shale reservoirs: experimentation, modeling and future prospects[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2021, **95**: 104143.
- [26] BANDARARA K M A S, RANJITH P G, RATHNAWEERA T D, et al. Crushing and embedment of proppant packs under cyclic loading: an insight to enhanced unconventional oil/gas recovery[J]. Geoscience Frontiers, 2021, **12**(6): 100970.