

砂岩双轴压缩应力状态下的拉伸强度的实验研究

鞠盈彤¹, 陈勉^{1*}, 杨帅²

1 中国石油大学(北京)石油工程学院, 北京 102249

2 中国石油勘探开发研究院, 北京 100083

* 通信作者, chenmian@vip.163.com

收稿日期: 2023-08-21; 修回日期: 2023-09-26

国家自然科学基金重点项目“提高超深大斜度井压裂效率的关键力学问题研究”(52334001)资助

摘要 岩石材料的拉伸强度对于井壁稳定校核计算是一个比较重要的基础参数。一般的, 对于金属材料, 可以通过拉伸试验机来直接获得抗拉强度; 但是对于岩土类材料, 这种方法从第一步制样上可行性就较差。在实验室内获得岩石抗拉强度最常用的方法是巴西劈裂法, 这是一种间接获得岩石单轴抗拉强度的方法, 目前被ISRM(国际岩石力学协会)推荐并得到了广泛的应用。但这种方法也存在一定的局限性: 首先, 由于无法还原岩石的初始压实状态, 因此在校核超深层岩石的拉伸强度时会有偏差; 此外, 这种方法的前提假设是岩石在线弹性阶段过后直接发生脆性破坏, 这与砂岩实际变形规律不符。基于以上问题, 本文从屈服理论出发, 通过双轴压缩实验的方法确定了砂岩在地下的真实拉伸屈服强度以及极限拉伸强度, 实验表明砂岩的屈服强度随围压增大而增大, 符合岩石材料越致密强度越高的普遍认识。通过拟合外推可以得到等效的砂岩单轴拉伸屈服强度, 与巴西实验数据结果非常接近, 验证了这种方法获得带围压下砂岩拉伸屈服强度的可靠性。通过研究双轴压缩应力状态下砂岩的拉伸强度, 可以为卸载工况下砂岩发生拉伸破坏提供更准确的校核依据, 为砂岩井壁稳定提供理论与实验支撑。

关键词 砂岩; 拉伸屈服强度; 双轴压缩应力状态; 井壁稳定; 理论方法

中图分类号: TE357; P618.13

Experimental study on tensile strength of sandstone under biaxial compressive stress

JU Yingtong¹, CHEN Mian¹, YANG Shuai²

1 College of Petroleum Engineering, China University of Petroleum-Beijing, Beijing 102249, China

2 PetroChina Research Institute of Petroleum Exploration & Development, Beijing 100083, China

Received: 2023-08-21; Revised: 2023-09-26

Abstract The tensile strength of rock material is an important and basic parameter when it comes to wellbore stability. In general, for metal, we can obtain the tensile strength in a direct way – the Tensile Test. However, for geotechnical materials, this method is impractical from the first step of sample preparation. Generally, the most commonly used method to obtain the tensile strength of rocks in the laboratory is using the Brazilian Test, which is an indirect approach. Now, this method is recommended by ISRM and has been extensively accepted by the whole community. However, this method has certain limitations. First, since it

引用格式: 鞠盈彤, 陈勉, 杨帅. 砂岩双轴压缩应力状态下的拉伸强度的实验研究. 石油科学通报, 2024, 03: 513-524

JU Yingtong, CHEN Mian, YANG Shuai. Experimental study on tensile strength of sandstone under biaxial compressive stress. Petroleum Science Bulletin, 2024, 03: 513-524. doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2024.03.038

cannot restore the initial compacted state of the rock, there may be deviations when determining the tensile strength of ultra-deep rock formation. Additionally, the underlying assumption of this method is that the rock undergoes brittle failure directly after the linear elastic stage, which does not align with the actual deformation behavior of ultra-deep sandstone. Based on the problems mentioned above, in this paper, the real tensile yield strength and ultimate tensile strength of sandstone are determined through Biaxial Compression Tests. The real tensile yield strength and ultimate tensile strength of underground sandstone can be determined by a Biaxial Compression Test. The results show that they both increase along with the confining pressure, which accords with the common understanding that the denser the rock material, the higher the strength. The equivalent uniaxial tensile yield strength of sandstone can be obtained by fitting-extrapolation, which is very close to the results of Brazilian Tests, verifying the reliability of this method. By studying the tensile strength of sandstone under biaxial compressive stress, it can provide a more accurate basis for checking tensile failure under unloading conditions, as well as the theoretical and experimental support for the stability of sandstone wellbores.

Keywords sandstone; tensile yield strength; biaxial compressive stress; wellbore stability; theoretical approach

doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2024.03.038

0 引言

岩石材料的拉伸强度对于井壁稳定计算、水力压裂施工来说是一个比较重要的基础参数。一般岩土类材料的抗拉强度要远远低于抗压强度，一般不超过 35 MPa，所以对于岩石的抗拉强度需要比较精准的测量。一般的，对于岩土类材料的拉伸强度，常见的实验方法有：直接拉伸法、巴西劈裂法、套筒致裂法、局部拉应力法等等^[1-4]。其中直接拉伸法又包括胶粘法^[5]，哑铃状样品拉伸法^[6]；巴西劈裂方法又分采用圆形试件^[7]和半圆形试件^[8-9]；局部拉应力法又包括集中载荷弯曲法^[10-11]，特殊形状样品间接测量法^[12-13]。其中对于围压下的岩石抗拉强度的研究主要是通过厚壁筒样品进行水力压裂而得到的即套筒致裂法^[4]。

上述方法除了直接拉伸以外都是通过施加压力间接换算得到材料的抗拉强度，并不是对试样直接施加拉力。而直接拉伸实验对于制样、安装、操作又有着比较苛刻的要求，很容易因为产生应力的不均匀分布而导致实验失败。通过给特殊形状的样品施加压力以在局部产生拉应力的方法对样品的加工同样有着较高的要求。所以在实际中，巴西劈裂实验是最为常用的获取岩石抗拉强度的室内实验方法，且被国际岩石力学协会 (ISRM) 认定为岩石抗强度的标准测试方法^[5,7]。

但是对于砂岩来说，其在地下由于受到地应力的作用而处于相对的压实状态，巴西劈裂实验无法还原砂岩在地下的状态，因此测得的拉伸强度无法准确反应砂岩在地下的性质。此外，巴西劈裂的假设是岩石在加载时，线弹性阶段过后直接发生脆性破坏，这与加载阶段砂岩实际变形规律不符，因此对于砂岩的拉伸强度来说，巴西劈裂实验的适用性以及结果的准确性都存有一定问题。厚壁筒水力压裂方法虽然以液压

的方式在圆周上施加了围压，但是得到的抗拉强度反映的不是整个岩心的性质，因此更无法将通过这种方式的得到的抗拉强度应用到地层或者其它有着更大尺寸的情况。因此现有的岩石单轴抗拉强度的测试方法都有局限性，无法简便且有效的测量砂岩的拉伸强度。

在主应力空间中，岩石单轴拉伸和双轴压缩破坏时的应力状态用主应力表示分别为： $UCS = \sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ； $0 < \sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ (这里设拉为负，压为正)，这两种应力状态都在拉伸子午面上^[14] (拉伸子午面上任意点满足主应力关系 $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ ，见图 1)。

其中， $\rho = \sqrt{2J_2}$ ； $\xi = \frac{I_1}{\sqrt{3}}$ ； I_1 是应力张量的第一不变量， $I_1 = \sigma_{kk} = \text{tr}(\sigma_{ij})$ ， σ_{ij} 为应力张量； J_2 是偏应力张量的第二不变量， $J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ji}$ ， s_{ij} 是偏应力张量， $s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}$ ， δ_{ij} 为克罗内克符号。

注： $\rho = \sqrt{2J_2}$ ， $\xi = \frac{I_1}{\sqrt{3}}$ 本质是坐标变换公式，将主应力空间中的一点应力状态，对应的转换到子

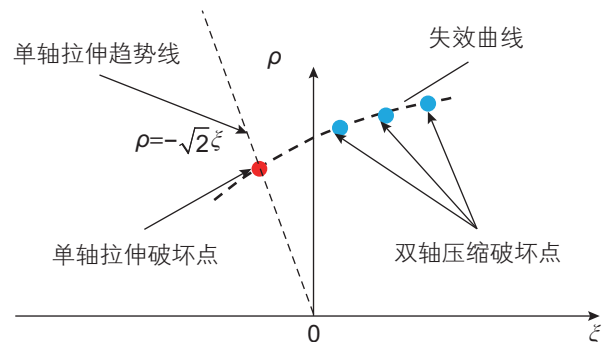


图 1 拉伸子午面示意图

Fig. 1 Schematic of tensile meridian

午面(ρ - ξ 坐标系)上。 ξ 代表单位静水压力; 由于

$$\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{3J_2}, \sigma_{\text{eff}} \text{ 为有效应力}^{[5]}, \rho = \frac{\sqrt{6}}{3} \sigma_{\text{eff}}$$

因此, 无法直接获得材料的单轴拉伸强度时候, 理论上可以通过多组双轴压缩实验的数据点拟合出来在拉伸子午面上的破坏曲线, 其与单轴拉伸破坏趋势线($\rho = -\sqrt{2}\xi$)的交点即为材料的等效单轴拉伸强度。同理, 若图 1 中蓝色数据点换做双轴压缩状态下的屈服状态点, 拟合出来的曲线就是屈服趋势线, 与单轴拉伸应力状态趋势线($\rho = -\sqrt{2}\xi$)的交点就是等效的拉伸屈服强度。从另一种角度来看, 岩石破坏时候的有效应力也可以当成岩石在当前静水压力下的抗拉强度。

从实验原理上来说, 巴西劈裂的原理是通过压缩实验得到拉伸强度, 这一点上双轴压缩和其是一样的, 但是由于双轴压缩的应力状态相当于在球应力张量的基础上在轴向叠加一个拉应力, 轴向压力始终小于围压, 所以跟单轴拉伸实验来比, 双轴压缩实验的意义是可以实现围压条件下的单轴拉伸。

目前国内外对于岩石材料的双轴压缩实验研究较少, 大都是一些金属或者合金材料, 且基本都是轴压和围压按照一定比例(围压高)持续增加的情况^[15-17],

对保持围压的同时减小轴压这种应力路径的研究几乎没有, 并且它们的实验目的都不是研究岩石的抗拉强度, 且从理论逻辑上来说这种应力路径更符合井下岩石在地应力的作用下受拉的情况。因此本文通过在室内开展双轴压缩实验, 计算围压状态下砂岩的抗拉强度以及等效的单轴抗拉强度, 得到砂岩抗拉强度随围压变化的规律; 再与巴西劈裂实验结果对比, 验证这种方法可靠性。

1 实验流程

1.1 岩石样品选取与加工

用于双轴压缩实验的样品选用细砂岩露头, 先钻取直径 25 mm, 高 50 mm 的标准岩心柱(图 2), 然后两侧端面依次用 600、800、1000、2000 目的砂纸打磨, 使其轴线与端面保持垂直, 以确保加载过程中不会由于试件形状不规则而提前发生失效。用于巴西劈裂实验的试样则是在标准岩芯柱的基础上切割成 10 mm 左右厚的圆片(图 3)。

1.2 实验仪器与改进

实验仪器采用美国 GCTS 公司 RTR-1500 型高温

高压岩石流变仪(图 4), 样品以及各种传感器置于不锈钢材质的三轴压力室内, 其底部采用低摩擦阻弹簧式石墨密封。压力室内置 SR-LCI-1500 载荷传感器, 最高可提供 1500 KN 的轴向载荷, 精度可达 0.25%。此外, 装置还配有 HPVC-140C 围压增压器, 最高可提供 140 MPa 液体压力, 增压介质为二甲基硅油。仪器采用高频率二级电液伺服阀, 对载荷和位移控制更为精准。应变测量采用 FCXA10-000525 型号 LVDT 传感



图 2 双轴压缩实验样品

Fig. 2 Samples for biaxial compression test



图 3 巴西劈裂实验样品

Fig. 3 Samples for Brazilian test



图 4 高温高压岩石流变仪

Fig. 4 Geotechnical consulting testing system

器, 量程 $\pm 2.5 \text{ mm}$, 精度可达 0.001 mm (图 5)。

常规的三轴压缩实验装配效果如图 6, 样品通过热缩管固定在上下两压头之间, 通过绿色环形胶圈密封, 以达到与硅油隔离的目的。在热缩管的外部装有径向变形传感器, 上下压头上各装有一个圆盘, 用于固定轴向变形传感器, 两个圆盘通过两侧辅助棒进行调平。样品安装好之后通过滑轨推入压力室下方, 最后降下压力室。所有信号通过压力室底座上的四针浮动式航空插头输出至 SCON-2000 数字信号采集器。

由于仪器设计原理以及出于安装便捷考虑等问题, 导致上压头和球头之间是分离状态(图 7), 因此在施加围压的阶段, 围压不仅作用于周向, 还从上作用于轴向, 这使得在进行三轴实验时, 轴向应力始终大于等于围压, 即无法达到双轴压缩应力状态($0 < \sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$, σ_1 为轴向应力)。因此, 若要实现轴向应力小于围压的状态, 必须要对仪器进行改进。

本文采用的解决方案是将压头与球头做成一体式结构(图 7), 消除原有间隙, 但是这种方法使得样品的安装过程变得繁琐, 无法像先前一样在实验台外侧安装好样品再将其推入压力室正下方, 只能在压力室正下方安装样品, 由于操作空间有限, 需要对配件尺寸以及安装顺序进行调整, 如: 将辅助调平棒尺寸缩

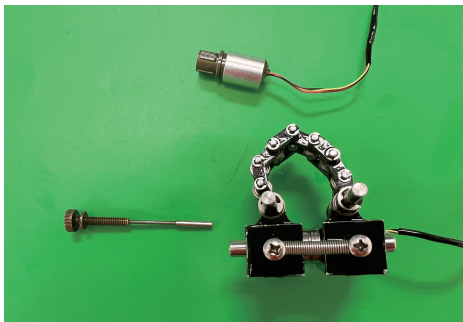


图 5 FCXA10-000525 型号径向 LVDT 传感器
Fig. 5 FCXA10-000525 radial deformation sensor

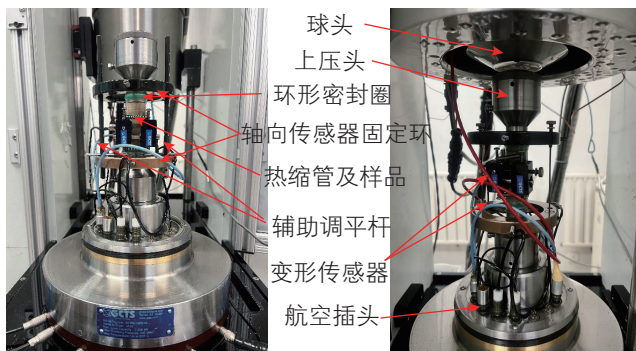


图 6 常规压缩实验试样安装
Fig. 6 Sample assembly for conventional compression test

短以使其在完成调平工作后顺利取出; 轴向传感器固定环以及径向传感器都需要在热缩管密封之前提前“套”在样品上, 待密封完成再继续安装。

从上到下的结构依次为压力传感器—压头—样品—下压头—底座, 使得装配体在轴向上呈现无间断的全固体接触形式, 并且依旧采用热缩管密封, 真正实现了围压只能从轴向作用于样品, 为双轴压缩应力条件的实现提供了实验基础(图 8)。

此外, 进行巴西劈裂实验的配套夹具见图 9。

1.3 加载方式与应力路径选取

为了实现双轴压缩的应力状态 $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$, 可以施加的应力路径有两种:

1. 先通过应力控制加载静水压力至一定值(较小), 之后保证轴压不变, 通过压力控制匀速增加围压直至岩石破坏, 实验终止。
2. 先通过应力控制加载静水压力至一定值(较大),

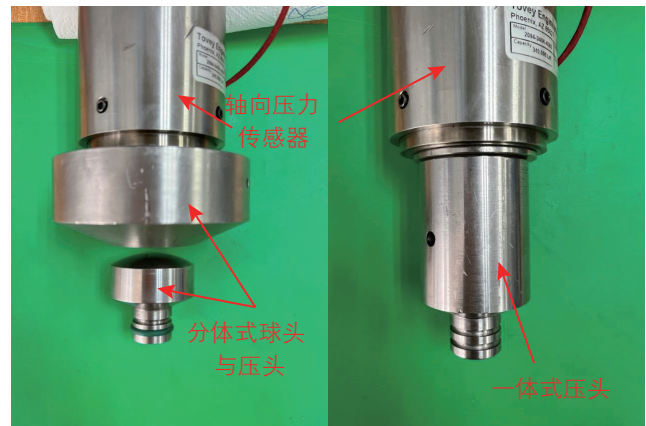


图 7 压头改进前后对比图
Fig. 7 Comparison of indenters before and after improvement

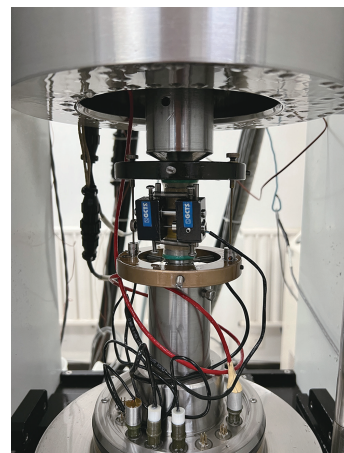


图 8 双轴压缩实验试样安装
Fig. 8 Sample assembly for biaxial compression test

之后保证围压不变通过位移控制匀速抬升压头减小轴压直至岩石破坏，实验终止。

岩石破坏时候的偏应力就是岩石在当前围压作用下的拉伸强度，这里本文采用第二种应力路径，因为从理论逻辑上来说这种应力路径更符合井下岩石在地应力的作用下受拉的情况。

对于巴西劈裂实验本文采用位移控制施加轴压，即压头匀速向下移动直到应力出现峰值样品破坏，实验终止。

2 实验结果

2.1 双轴压缩实验

首先以相同的速率(2 MPa/min)同时对砂岩岩心施加围压和轴压至预定值(12 MPa, 20 MPa, 30 MPa, 40 MPa)，由于砂岩属多孔介质，所以在施加围压阶段砂岩有很大体积应变(图 10)。但是压实速度、最终的体积应变与围压大小并没有明显的正相关性，说明实验采用的砂岩样品具有一定程度的非均质性(初始压实程度不均)。

达到预定值之后保持 10 min 左右，这一步的目的是希望在进入下一阶段(抬升压头)之前样品能够达到一个相对稳定的状态。在这一阶段样品持续压缩(图 11)，即体积变形存在后效，但体积应变基本都控制在 0.5% 上下，这部分的形变属于粘弹性还是粘塑性需要后续通过卸载实验来验证。此外还观察到在压缩的过程中体积变形有非瞬时的震荡，这说明砂岩的体积变形主要是由于颗粒的不规律错动引起。不同围压下体积应变差异不大，说明在恒定压力下，砂岩颗粒的错动对应力水平不敏感。

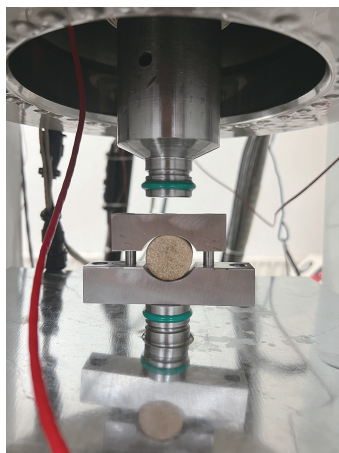


图 9 巴西劈裂实验夹具
Fig. 9 Sample assembly for Brazilian test

进入到下一阶段，将压头以 -0.3 mm/h 的速度抬起，得到下面的应力应变随时间的变化关系(图 12)。注：应变为正代表压缩，应变为负代表拉伸。

从整体趋势上来看，在任何围压下样品的变形遵循轴向伸长径向压缩的规律。体积应变先压缩后膨胀，轴向应变和轴向载荷都呈阶梯状降低且变化规律高度一致。体积应变在局部有非瞬时的不规律震荡，是由颗粒错动引起的。此阶段是通过控制压头运动速度(某时刻的位移)来控制弹性能的释放，进而轴向应力会发生改变。压头位移是自变量，弹性能和轴向应力是因变量，弹性能和轴向力之间符合正相关关系。

以 30 MPa 的数据为例，下面具体的解释各个参数

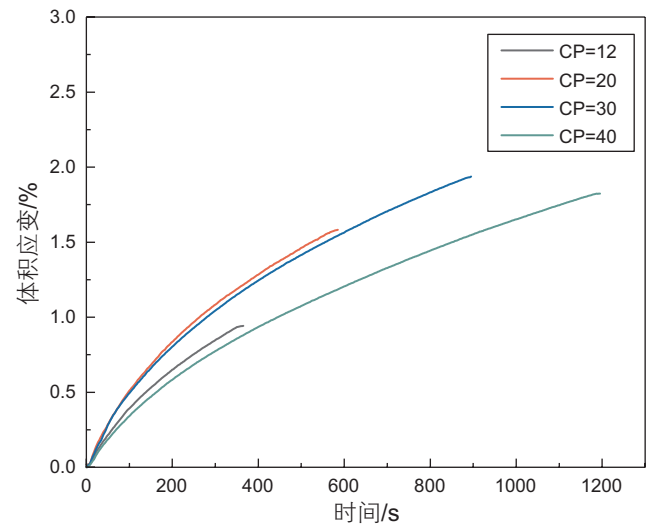


图 10 加载阶段砂岩体积应变随时间变化
Fig. 10 The evolution of volumetric strain with time during loading

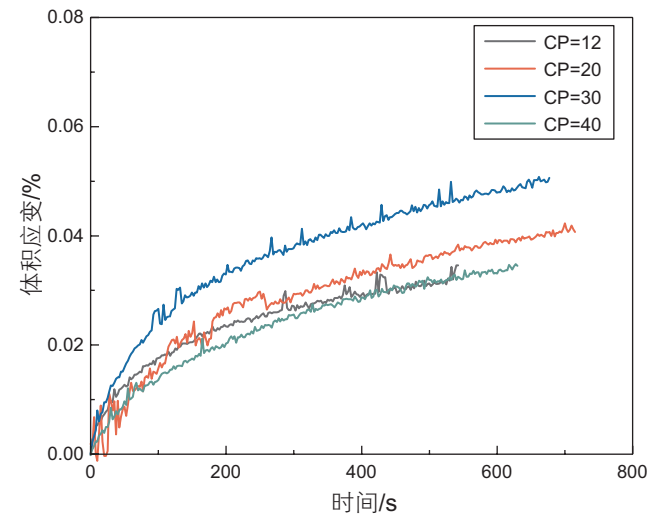


图 11 应力保持阶段体积应变随时间变化
Fig. 11 The evolution of volumetric strain with time during holding

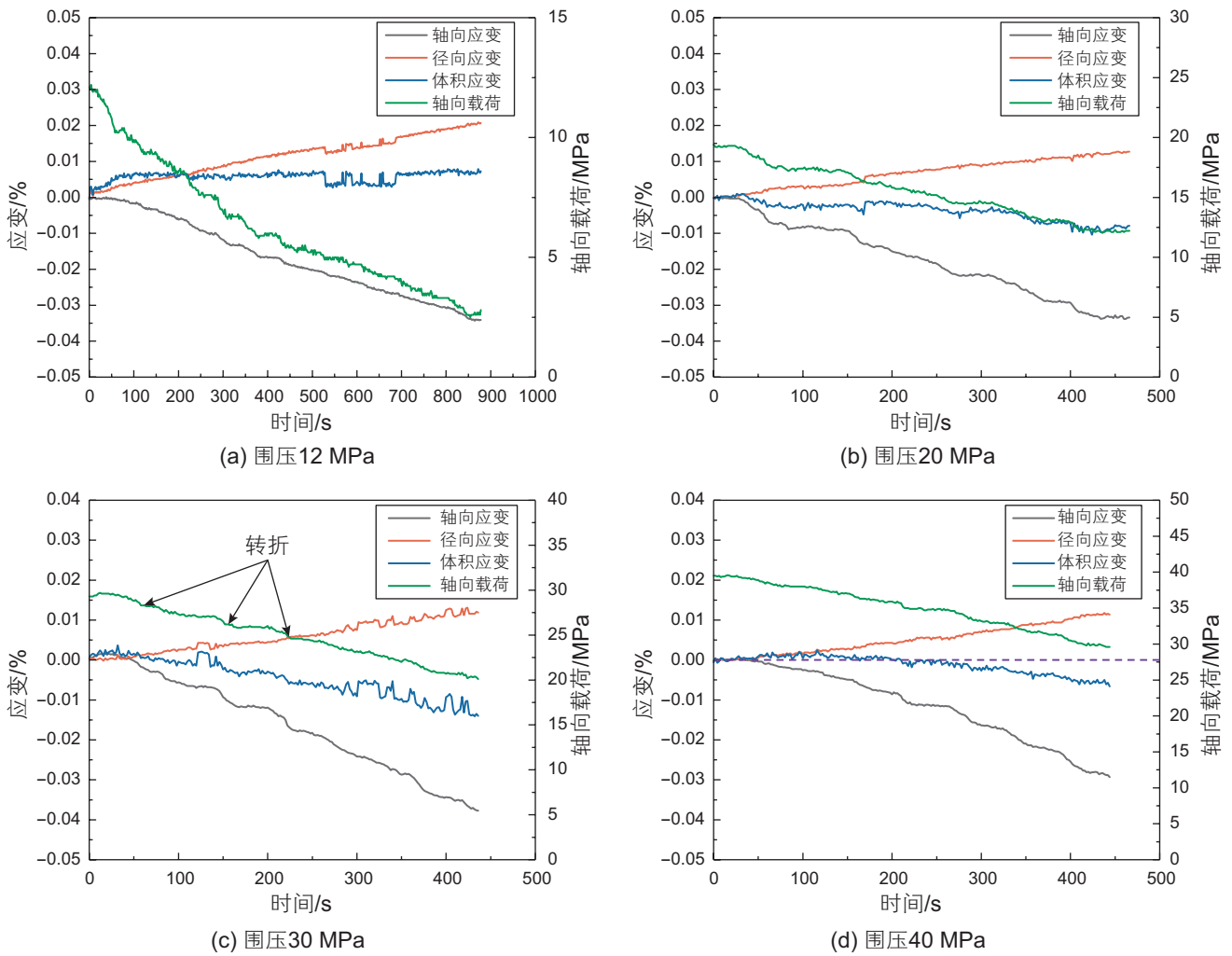


图 12 卸载阶段应变以及应力随时间变化趋势
 Fig. 12 The evolution of strain/axial load with time during unloading

变化规律以及原因:

诸多失效准则认为(Von-Mises, DP等), 当一个物体受到静水压力作用时, 无论压力值多大, 其都不会发生屈服/破坏, 也就是说第一阶段(静水加压阶段)结束之后样品是处于一个完全的弹性(压缩)状态, 在经过稳定阶段后, 样品积累了一定量弹性势能。当压头开始缓慢抬升(看作是静水压力状态叠加一维拉伸), 样品完全进入到一个弹性能的释放过程, 此时轴向应力衰减并伴随着样品体积膨胀。相反, 对于零围压下的直接或者间接拉伸实验样品初始时刻是不具有弹性能的, 能量变化的实际过程是: 加载弹性能积累, 失效之后弹性能释放。在这一点上, 双轴压缩实验可以真实的反应砂岩在地下因卸载而受拉发生失效的情况, 而巴西劈裂实验结果对应于砂岩在初始时刻不具有弹性能时的拉伸强度。

前文中提到载荷随时间呈阶梯状变化, 每一阶段轴向应力随时间先是缓慢上升或几乎保持水平然后呈

近似二次关系下降。呈现这种趋势的原因是: 在围压的挤压下样品在轴向有伸长的趋势, 如果压头位置保持不变, 那么轴向应力上升趋势应该如图 13a。但压头抬起的情况, 由于轴向应力与弹性能是正相关, 而弹性能与轴向应变之间应满足一维胡克定律(连续介质范畴), 而实测轴向应变随时间是分段呈幂函数(指数大于1)关系降低, 因此轴向应力随时间衰减应该也是呈幂函数关系(指数大于1)如图 13b。所以, 在围压

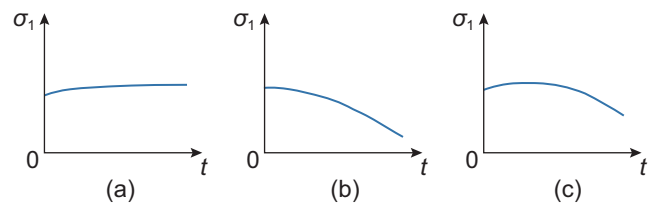


图 13 不同实验条件下轴向应力随时间变化关系
 Fig. 13 The relation between axial load and time under different conditions

的挤压作用下匀速抬升压头, 应力的变化趋势应该是图 13a 叠加图 13b, 即图 13c (或近似图 13b): 前半段围压占主导, 后半段轴向应力占主导。并且轴向应力随时间的变化呈图 13c 趋势的前提条件是: ①压头抬升速率足够小; ②变形属连续介质范畴。

接下来压头继续保持匀速抬升, 轴向应力下降到一定水平 (相当于等效叠加了一定的拉力) 会发生转折 (如图 12c) 之后又会重复图 13c 或图 13b 的变化趋势, 这可以从两个角度进行解释:

一、能量角度

由于围压对总弹性能亦会产生影响: 当压头抬升时, 弹性能在轴向释放, 但同时在围压 (压实) 的作用下, 于径向得到了补充, 导致轴向压力不再沿之前的趋势继续下降, 而是保持在相对稳定的水平甚至升高。

二、变形角度

通过对比发现这一段曲线于图 13a 后半部分有相似之处——轴向应力随时间的变化趋势由图 13c 变回图 13a, 即轴向的抬升完全没起作用, 围压对样品的挤压作用几乎占 100%。

综上所述, 应力下降阶段, 轴向作用占主导; 应力保持水平或轻微上升阶段, 围压作用占主导。因此应力曲线发生转折的本质是主导因素 (力) 发生了转变。

对于匀速抬升压头过程的应力应变曲线, 本文通过下面的方式来确定拉伸强度:

压头的抬升速率是 -0.3 mm/h , 换算成样品的轴向应变速率 (以 50 mm 高的标准样品为例) 大约为 $-1.67 \times 10^{-4} \% \cdot \text{s}^{-1}$ 。由于样品是夹在压头之间随着压头的抬升而伸长的, 如果样品端面始终保持与压头紧密接触, 那么在变形弹性且连续的范畴内, 样品的轴向应变速率不会超过这个阈值。反之, 若样品在某一时刻或者阶段的轴向应变速率超过这一阈值, 那么变形一定不属于连续范畴, 换句话说就是发生了不可逆的变形 (注: 样品的轴向应变速率不超过这个值, 变形可能属于连续范畴也可能不属于连续范畴, 需要根据变形阶段具体分析)。

在不同围压水平下, 上述临界速率应该有所不同 (理论上它的绝对值应该随围压增高而增大, 这里不做详细讨论), 这里将这一理论阈值上下各偏移 5%, 作为变形连续 / 不连续的临界应变速率的区间范围, 如图 14a 至 14d 中两条黑色虚线。绿线代表轴向应力随时间的变化关系; 红色三角形代表每一段阶梯的应变速率最大值 (绝对值)。

除图 14a 仅有一个外, 图 14b 至 14d 3 张图中均有

明显的两个时期应变速率在临界速率区间以内或者以下, 说明在对应的时间节点样品发生了不可逆的变形。前一个时期由于应力水平低 (这里指叠加的拉力), 对应样品发生了拉伸屈服 (进入塑性), 后一个时期由于应力水平相对较高 (这里指叠加的拉力), 对应样品发生了拉伸破坏。选取对应阶段结束的应力水平 (如图中标记), 总结在表 1 中。

围压等于 12 MPa 的情况, 在相对靠后的时期, 没有出现应变速率明显小于临界速率区间的节点, 可能是由于压力过小、仪器精度有限导致极限拉伸强度无法测出, 如若想测得拉伸强度, 建议将围压值设定为 20 MPa 以上。

此外, 通过观察发现, 实验后样品表面没有明显的破坏 (图 15), 可能是由于跟直接拉伸实验的原理不同, 双轴压缩实验 3 个方向主应力全部为压力, 加之热缩管束缚, 因此导致样品无法像单轴压缩实验一样 “真正的” 被破坏并产生宏观的大裂缝; 亦是围压作用区域问题, 虽然都是对于 “一点应力状态” 的等效简化, 在进行标准尺寸样品的三轴压缩实验的时候, 采用高径比 2: 1 的标准尺寸样品对结果影响不大; 但是对于文中提及的等效拉伸应力来说, 采用传统三轴实验尺寸样品以及围压作用区域, 对样品最终的破坏可能产生较大影响, 这些需要后续开展实验进行进一步验证。

2.2 巴西劈裂实验

本文中的巴西实验的加载速率为 0.024 mm/min , 实验结果如图 16。由于巴西实验样品形状特殊, 无法安装传感器测量应变, 但因为是匀速加载, 为了便于分析, 这里认为轴向应变随时间也是线性变化, 得到图 16。

结果显示应力应变曲线有两个峰值, 第二个峰值也是应力应变曲线最大值, 并且这一时刻在这个位置岩石发生了宏观破坏, 因此这个压力峰值通过换算可得到岩石的极限抗拉强度 (表 2)。此外, 由于从加载形式上看巴西实验本质上还是一个单轴压缩实验, 只是加载方向为样品径向, 因此类比砂岩的单轴压缩实验, 在样品达到抗压强度之前, 应力应变曲线会先出现一个峰值, 这个峰的位置即对应体积应变拐点出现时刻, 通常将此时的应力水平当作样品的压缩屈服强度。实际上, 这种多峰现象在许多不同岩性样品的单轴实验过程中都能够观察到, 第一个峰值出现的原因是由于没有施加围压, 样品压孔隙度较大脆性较强, 在加载速率, 试验机刚度, 初始裂隙等多种因素的共

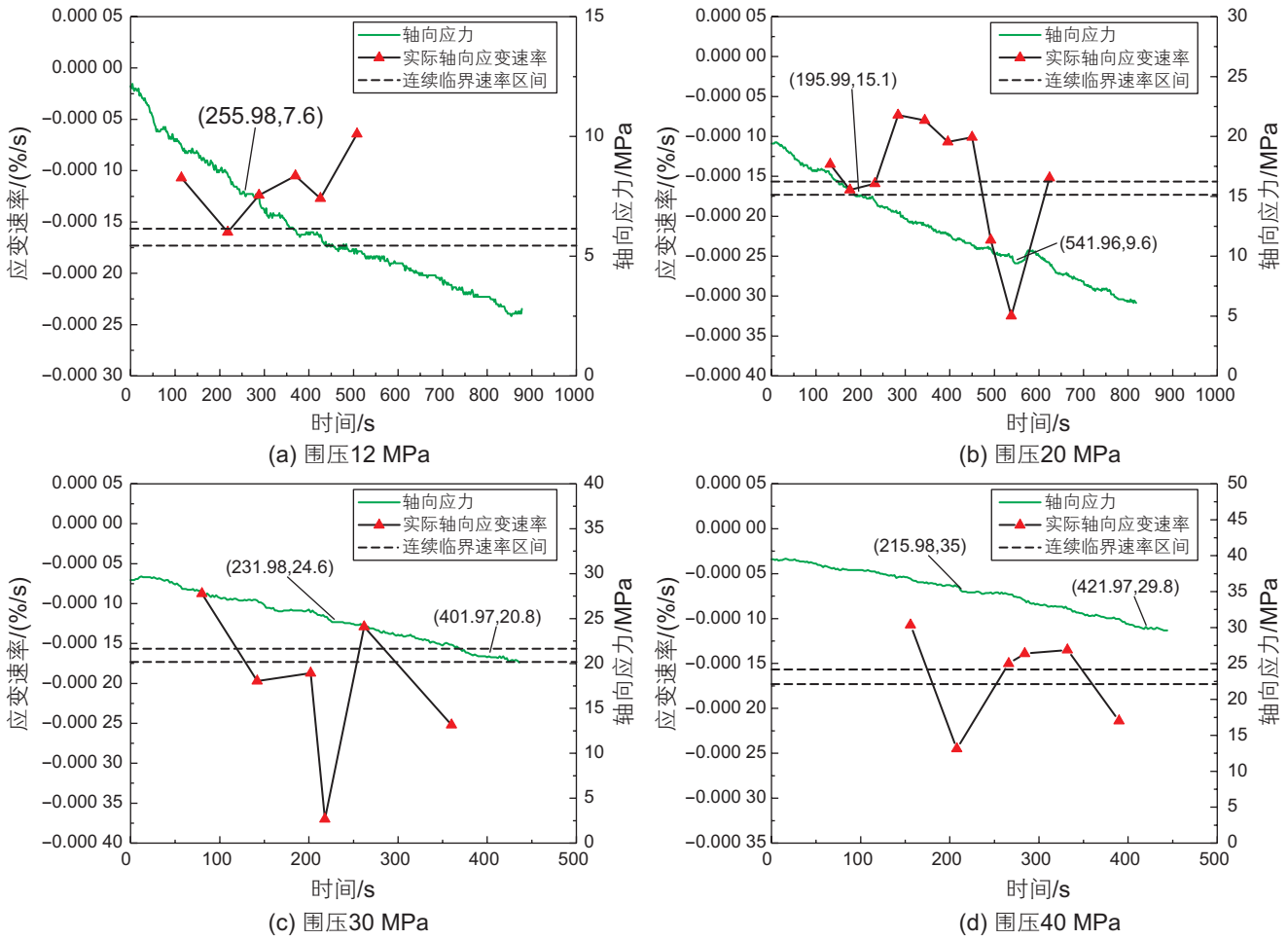


图 14 砂岩应变速率随时间关系
 Fig. 14 The evolution of strain rate with time for sandstone

表 1 不同围压下砂岩拉伸屈服强度与极限拉伸强度

Table 1 Tensile yield strength and ultimate tensile strength of Sandstone under different confining pressures

编号	长度/mm	直径/mm	围压/MPa	拉伸屈服强度(压力)/MPa	拉伸极限强度(压力)/MPa
SY-12-1	50.56	25.46	12	7.7	—
SY-12-2	52.20	24.96		7.6	—
平均值				7.7	—
SY-20-1	49.86	25.17	20	16.1	12.3
SY-20-2	51.02	25.31		15.1	9.6
平均值				15.6	11.0
SY-30-1	52.29	25.07	30	24.6	20.8
SY-30-2	50.76	25.47		25.7	21.3
平均值				25.2	21.1
SY-40-1	49.00	25.01	40	35.0	29.8
SY-40-2	50.88	25.65		34.6	28.5
平均值				34.8	29.2

同作用下, 导致样品在进入屈服时, 由于内部开始出现损伤, 弹性能瞬时释放产生了局部的破坏, 因此产生了第一个应力突降点。因此巴西实验出现第一个压

力峰值的时刻, 通过换算则可以对应岩石的拉伸屈服强度(表 2)。

进一步分析发现, 在达到第一个峰值之前, 样品



图 15 双轴压缩实验后样品外观图
Fig. 15 Sandstone samples after biaxial compression test

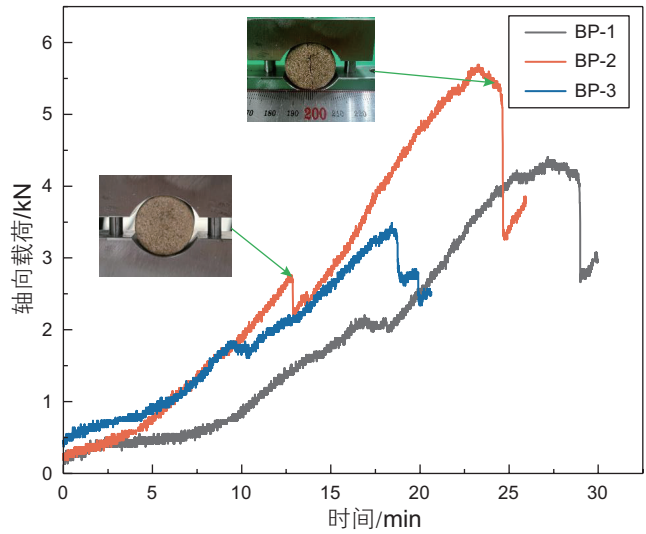


图 16 砂岩巴西劈裂实验载荷随时间关系
Fig. 16 The evolution of axial load with time for Brazilian test

表 2 砂岩巴西劈裂实验峰值载荷

Table 2 Axial load values for Sandstone at peaks in Brazilian Tests

样品序号	厚度/mm	直径/mm	第一个峰/kN	第二个峰/kN
BP-1	16.31	25.07	2.20	4.41
BP-2	16.94	25.07	2.80	5.69
BP-3	14.10	25.07	1.84	3.49

明显处于线弹性变形阶段，但在峰值之后也有一定的线性段(图 16)，说明在第一个峰值位置岩石没有达到理论上的拉伸屈服强度。在达到第二个峰值之前有明显的硬化阶段，其中两个样品并不是在峰值处产生了脆性破坏，而是在软化阶段(岩石外表出现宏观贯穿性裂缝，见图 17)，但巴西劈裂的前提假设是材料变形在线弹性阶段之后直接发生脆性破坏，因此用第二个峰值计算出来的砂岩抗拉强度有理论上的缺陷。

此外，在加载过程中曲线平滑程度较低，伴有明显的载荷震荡，这个跟砂岩自身孔隙度大，且骨架

由颗粒构成这些特点有关。

3 抗拉强度确定

3.1 抗拉强度计算方法

对于双轴压缩实验，一方面，不同围压下样品屈服时刻轴向应力—围压的值可以看作当前围压下样品的等效拉伸屈服强度；另一方面，将不同围压下样品屈服时刻的应力状态标记到拉伸子午面上(如图 1)，通过拟合得到双轴压缩应力状态($\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$)的屈服曲线，而单轴拉伸应力状态($\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3 = 0$)满足关系式： $\rho = -\sqrt{2}\xi$ 。因此由两条线的交点即为岩石的单轴拉伸屈服状态，根据 ρ 或者 ξ 的值反算可以得到岩石的单轴拉伸屈服强度。

巴西劈裂实验的抗拉强度计算公式：

$$\sigma_t = \frac{2F}{\pi DL} \tag{1}$$

其中， F 是破坏时候的轴向应力，N； D 是式样的直径，mm； L 是试样的厚度，mm。

根据上面的公式，将表 2 中的第一个峰值载荷代入得到的是岩石的单轴拉伸屈服强度，同理将第二个

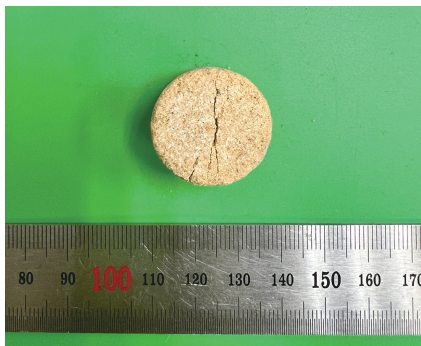


图 17 砂岩样品破坏形态
Fig. 17 Sandstone samples after Brazilian tests

峰值载荷代入得到岩石的单轴抗拉强度 σ_t , MPa。

3.2 抗拉强度对比

根据公式(1)将表2中的峰值换算成拉伸强度, 将表1中的拉伸强度换算成等效拉力(等效拉力=拉伸强度-围压)一并总结在表3中。可以发现在围压条件下, 双轴压缩实验获得的等效拉伸强度要大于巴西劈裂实验得到的值, 且这个强度随围压的升高而增大, 这个符合岩石材料越致密强度越高的普遍认识。

根据引言中 ρ 和 ξ 的定义式将表3中不同围压下的屈服强度与抗拉强度平均值换算成 ρ 和 ξ , 总结在表4中并绘制在 $\rho-\xi$ 坐标系中(图18)

通过拟合发现, 对于极限拉伸强度来说, 一方面数据点线性拟合相关性较低(相关系数0.6903), 另一

方面, 由于实验结束后样品表面并没有发生明显的破坏, 与巴西实验达到最大峰值时样品形态不一致(图16), 因此还需进一步优化实验设计, 以获得更准确的拉伸屈服强度。

对于拉伸屈服强度来说, 双轴压缩实验的数据点线性拟合有很好的相关性(相关系数0.9507), 且拟合趋势线与单轴拉伸趋势线($\rho = -\sqrt{2}\xi$)的交点换算成拉伸屈服强度为-3.962 MPa(图18a), 接近且略高于巴西劈裂实测结果-3.65 MPa, 这与2.2节分析巴西劈裂获得的拉伸屈服强度略低于真实值相吻合。并且从巴西劈裂实验结果看, 在达到第一个应力水平较低的峰值时样品表面并未产生宏观破坏(图16), 在这一点上两种实验结果相一致。因此说明, 砂岩在带围压下的拉伸屈服强度可以通过双轴压缩实验来获得, 且更

表3 双轴压缩实验不同围压下砂岩等效拉伸强度

Table 3 The equivalent tensile strength of sandstone under different confining pressures in Biaxial Compression Test

岩性	实验类型	序号	围压/MPa	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	岩心状态	
巴西劈裂		BP-1	0	-3.4	-6.8	欠压实	
		BP-2		-4.2	-8.5		
		BP-3		-3.3	-6.3		
		平均值		-3.7	-7.2		
砂岩	巴西劈裂	SY-12-1	12	-4.3	—		
		SY-12-2		-4.4	—		
		平均值		-4.4	—		
	双轴压缩		SY-20-1	20	-3.9	-7.7	压实
			SY-20-2		-4.9	-10.4	
			平均值		-4.4	-9.1	
		SY-30-1	30	-5.4	-9.2		
		SY-30-2		-4.3	-8.7		
		平均值		-4.9	-9.0		
			SY-40-1	40	-5.0	-10.2	
			SY-40-2		-5.4	-11.5	
			平均值		-5.2	-10.9	

注: 负值代表拉力。

表4 不同围压下的拉伸强度换算 ρ 和 ξ

Table 4 Converting strengths under different confining pressures into ρ and ξ

围压/MPa	拉伸屈服(平均值)		极限拉伸(平均值)	
	ξ	ρ	ξ	ρ
0	-2.107	2.980	-4.163	5.887
12	18.273	3.552	—	—
20	32.101	3.593	29.416	7.389
30	49.161	3.960	46.794	7.308
40	66.280	4.246	63.018	8.859

注: 0围压对应数据由表3中巴西实验拉伸强度的平均值换算得出

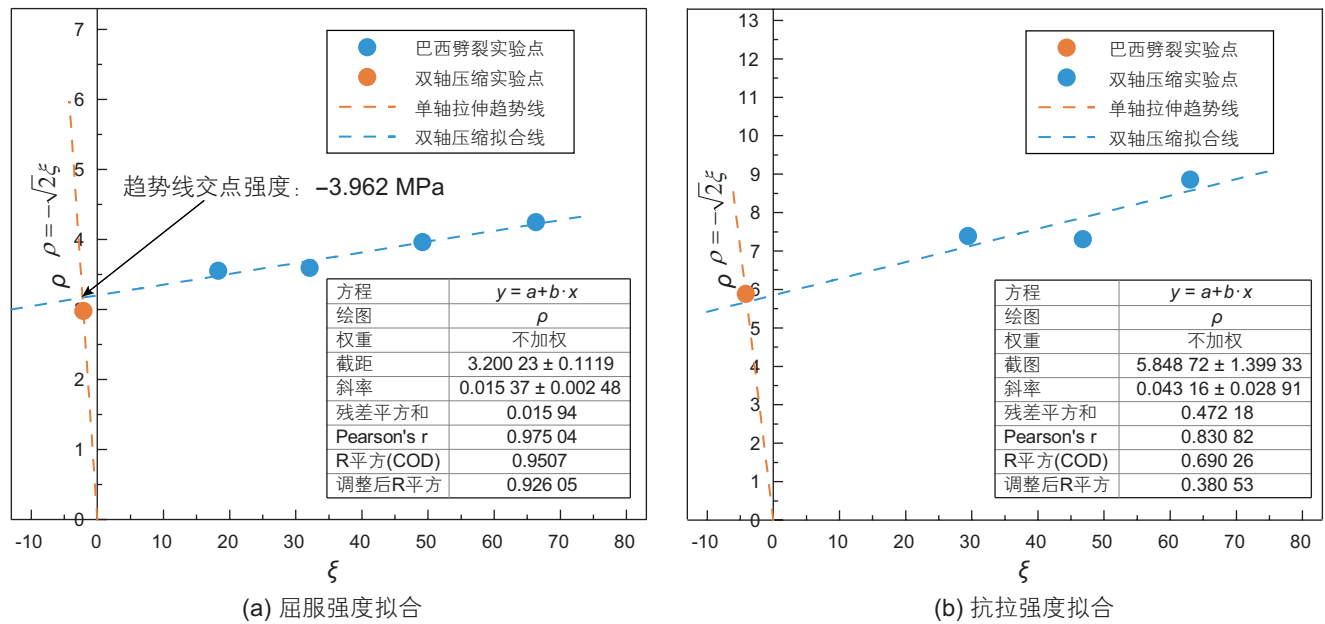


图 18 双轴压缩与巴西劈裂数据点拟合
 Fig. 18 The fitting results of biaxial compressive test and Brazilian test

接近真实值。并且借助拟合曲线，可以得到任何围压(静水压力)下的砂岩拉伸屈服强度。因此，通过研究双轴压缩应力状态下岩石的拉伸强度，可以为卸载工况下岩石发生拉伸破坏提供更准确的校核依据，为砂岩井壁稳定计算提供理论与实验支撑。

4 结论

(1)通过巴西劈裂实验得到的砂岩强度，无论从理论还是实际的角度看，其都不具有适用性。而双轴压

缩实验则可以真实的反应岩石在地下因卸载而受拉进而发生失效的情况；

(2)在围压状态下，双轴压缩实验得到的砂岩拉伸屈服强度以及极限抗拉强度要明显大于巴西劈裂实验结果，且随围压增大而增大；

(3)利用应变速率判断不同围压下砂岩双轴压缩屈服状态，屈服点有很好的线性相关性，外推得到的单轴拉伸屈服强度接近并略高于巴西劈裂实测结果，且样品均未产生宏观上的破坏，验证了双轴压缩实验确定拉伸屈服强度的可靠性。

参考文献

- [1] 张少华, 缪协兴, 赵海云. 试验方法对岩石抗拉强度测定的影响[J]. 中国矿业大学学报, 1999, 28(3): 243-246. [ZHANG S H, MIAO X X, ZHAO H Y. Influence of test methods on measurement results of rock tensile strength[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 1999, 28(3): 243-246.]
- [2] 何满潮, 胡江春, 熊伟, 等. 岩石抗拉强度特性的劈裂试验分析[J]. 矿业研究与开发, 2005, 25(2): 5. [HE M C, HU J C, XIONG W, et al. Splitting test and analysis of rock tensile strength[J]. Mining Research and Development, 2005, 25(2): 5.]
- [3] 徐根, 陈枫, 肖建清. 载荷接触条件对岩石抗拉强度的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(1): 168-173. [XU G, CHEN F, XIAO J Q. Influence of load contact condition on rock tensile strength[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 25(1), 2006, 168-173.]
- [4] 颜玉定, 廖远群, 吴景浓, 等. 围压条件下岩石的抗拉强度[J]. 华南地震, 1991, 11(2): 12. [YAN Y D, LIAO Y Q, WU J N, et al. Tension resistant strength of rock under confining pressure[J]. South China Journal of Seismology, 1991, 11(2): 12.]
- [5] BIENIAWSKI Z T, HAWKES I. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1978, 15(3): 99-103.
- [6] KLANPHUMESRI S. Direct tension testing of rock specimens[D]. School of Geotechnology Institute of Engineering Suranaree University of Technology, 2010.
- [7] ULUSAY R, HUDSON J A. Suggested methods prepared by the commission on testing methods[J]. International Society for Rock

- Mechanics, 2007: 628.
- [8] ALIHA M R M, HEIDARI-RARANI M, SHOKRIEH M M, et al. Experimental determination of tensile strength and K_{1C} of polymer concretes using semi-circular bend(SCB) specimens[J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2012, 43(6): 823.
- [9] HUANG B, SHU X, TANG Y. Comparison of semi-circular bending and indirect tensile strength tests for HMA mixtures[M]//*Advances in Pavement Engineering*. 2005: 1–12.
- [10] YU M, WEI C, NIU L, et al. Calculation for tensile strength and fracture toughness of granite with three kinds of grain sizes using three-point-bending test[J]. *PloS one*, 2018, 13(3): e0180880.
- [11] HOU C, JIN X, ZHAO L, et al. Analysis of tensile strength and fracture toughness of ZrB₂-SiC ceramic from three-point bending samples with edge cracks[J]. *Ceramics International*, 2022, 48(20): 30078–30085.
- [12] LIU J, LYU C, LU G, et al. Evaluating a new method for direct testing of rock tensile strength[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2022, 160: 105258.
- [13] ALIHA M R M, EBNEABBASI P, REZA KARIMI H, et al. A novel test device for the direct measurement of tensile strength of rock using ring shape sample[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2021, 139: 104649.
- [14] OTTOSEN N S, RISTINMAA M. Thermodynamic framework for constitutive modeling-the mechanics of constitutive modeling–21[J]. *Mechanics of Constitutive Modeling*, 2005: 551–589.
- [15] BARQUINS M, PETIT J P, MAUGIS D, et al. Path and kinetics of branching from defects under uniaxial and biaxial compressive loading[J]. *International Journal of Fracture*, 1992, 54(2): 139–163.
- [16] ADAMS M, SINES G. Determination of biaxial compressive strength of a sintered alumina ceramic[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1976, 59(7–8): 300–304.
- [17] YUN X, MITRI H S, YANG X, et al. Experimental investigation into biaxial compressive strength of granite[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, 47(2): 334–341.

(编辑 杨雅露)