

文章编号:1674-9669(2024)03-0422-10 DOI:10.13264/j.cnki.ysjskx.2024.03.012

引文格式:柯愈贤,曾杰,胡凯建,等.渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的三轴力学特性及演变机制[J].有色金属科学与工程, 2024, 15(3):422-431.

## 渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的 三轴力学特性及演变机制

柯愈贤<sup>1,2,3</sup>, 曾杰<sup>1,2</sup>, 胡凯建<sup>\*2,3</sup>, 沈阳<sup>1,2</sup>, 虞松涛<sup>1,2</sup>, 马永超<sup>4</sup>

(1. 江西理工大学应急管理与安全工程学院,江西 赣州 341000; 2. 赣州市多灾种综合应急技术创新中心,江西 赣州 341000;  
3. 江西省矿业工程重点实验室,江西 赣州 341000; 4. 赤峰中色白音诺尔矿业有限公司,内蒙古 赤峰 024000)

**摘要:**为了明确渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的三轴力学特性及演变机制,对全尾砂胶结充填体开展了不同渗透水压作用下的三轴力学试验和扫描电镜试验,分析了渗透水压对全尾砂胶结充填体的三轴力学特性和微观结构特征的影响规律,并基于损伤理论和有效应力原理建立了渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的损伤本构模型。研究表明:随着渗透水压的增加,全尾砂胶结充填体峰值应力与弹性模量均呈线性减小趋势,且随着灰砂比的增加,渗透水压对峰值应力的弱化作用逐渐减弱,对弹性模量弱化作用逐渐增大;渗透水压会劣化全尾砂胶结充填体内部结构,加速微孔隙与微裂纹的产生与发展,全尾砂胶结充填体内部结构的分形维数随渗透水压增大而增大;通过试验数据对建立的渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的损伤本构模型进行验证,两者的应力-应变曲线较为吻合,表明建立的模型能较好地描述渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的三轴力学行为。研究结果可为富水矿山全尾砂胶结充填体三轴力学性能指标设计提供一定理论指导。

**关键词:**全尾砂;胶结充填体;渗透水压;灰砂比;三轴试验;力学特性

**中图分类号:**TD853 **文献标志码:**A

## Triaxial mechanical properties and evolution mechanism of fully cemented unclassified tailings backfill under seepage pressure

KE Yuxian<sup>1,2,3</sup>, ZENG Jie<sup>1,2</sup>, HU Kaijian<sup>\*2,3</sup>, SHEN Yang<sup>1,2</sup>, YU Songtao<sup>1,2</sup>, MA Yongchao<sup>4</sup>

(1. School of Emergency Management and Safety Engineering, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, Jiangxi, China; 2. Ganzhou Innovation Center for Comprehensive Emergency Technology of Multi-disasters, Ganzhou 341000, Jiangxi, China;  
3. Jiangxi Province Key Laboratory of Mining Engineering, Ganzhou 341000, Jiangxi, China;  
4. Chifeng NFC Baiyinnuoer Mining Co., Ltd., Chifeng 024000, Inner Mongolia, China)

**Abstract:** To clarify the triaxial mechanical properties and evolution mechanism of fully cemented unclassified tailings backfill (CUTB) under the action of seepage pressure, triaxial mechanical tests and scanning electron microscope tests were carried out on the CUTB under different seepage pressures, and the influence rule of seepage pressure on the triaxial mechanical properties and meso-structural characteristics of CUTB was analyzed, respectively. Based on damage theory and effective stress principle, the damage modulus constitutive model of the CUTB under seepage pressure was established. The results show that the peak stress and elastic modulus of CUTB

收稿日期:2023-05-04;修回日期:2023-06-20

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51804135);江西省自然科学基金资助项目(20192BAB216017)

通信作者:胡凯建(1988—),博士,副教授,主要从事充填采矿及矿山安全方面的研究工作。E-mail:hukaijian@jxust.edu.cn

linearly decrease with the increase of seepage pressure. However, with the increase of cement-sand ratio, the weakening effect of seepage pressure on peak stress gradually weakens, and the weakening effect on elastic modulus gradually increases. Seepage pressure will degrade the internal structure of CUTB and accelerate the generation and development of micro-pores and micro-cracks. The fractal dimension of CUTB increases with increasing seepage pressure. Based on the experimental data, the damage constitutive model of CUTB under seepage pressure is verified, and the stress-strain curves of the two models are consistent with each other. It shows that the model can well describe the triaxial mechanical behavior of CUTB under seepage pressure. The research results can provide some theoretical guidance for the design of the triaxial mechanical property index of CUTB in water-rich mines.

**Keywords:** unclassified tailings; cemented backfill; seepage pressure; cement-sand ratio; triaxial compression test; mechanical properties

矿业是我国经济发展的重要支柱产业之一,充填采矿技术是目前解决地下矿产资源开发带来一系列环保与安全问题的最有效方法<sup>[1-2]</sup>。井下充填体具有支撑采场围岩的作用,是充填采矿技术的核心部分之一。充填体的力学特性与其自身和采场稳定性密切相关,直接关系到矿山的生产安全、经济效益,越来越受到人们的重视<sup>[3-4]</sup>。大量学者通过试验分析、数值模拟及理论分析研究了各种因素(如浓度<sup>[5-6]</sup>、灰砂比<sup>[7]</sup>、胶凝材料<sup>[8]</sup>、养护龄期<sup>[9]</sup>、养护温度<sup>[10-11]</sup>、含水率<sup>[12]</sup>、添加剂<sup>[13-15]</sup>等)对充填体力学性质的影响,极大地丰富了人们对充填体力学特性的认识,促进了充填采矿技术的进步。

随着矿产资源开采深度的增加,充填体所面临的地下环境也日趋复杂。地下水作为深部开采中遇到的最普遍存在的流体,与超过 60% 的矿山工程破坏有关,是影响矿山工程稳定性的重要因素之一<sup>[16]</sup>。充填体作为一种人造多孔介质,内部弥漫着大量的微孔隙、微裂纹,地下水在自重作用下极易从这些微孔隙中流过形成渗流场,产生渗透水压,影响充填体的力学性质。但有关渗透水压对充填体力学性质影响方面的研究较少,仅部分学者做了少量探索性研究。KE 等<sup>[17]</sup>研究了渗透水压对胶结充填体单轴压缩下力学性能的影响规律;王成<sup>[18]</sup>通过力学实验,建立了膏体充填体在不同渗透水压下单轴压缩时的损伤本构模型;方立发<sup>[19]</sup>通过渗流-蠕变耦合试验研究,发现膏体充填体的长期力学性能会随着渗透水压的

增加呈线性降低趋势的变化规律;HOU 等<sup>[20]</sup>研究发现了渗透水压对预制裂缝研石-粉煤灰胶结充填体的抗压强度和弹性模量有显著的弱化作用。上述研究表明渗透水压对充填体力学性质的影响不可忽视,但有关渗透水压对全尾砂胶结充填体三轴压缩下力学性质的影响规律及机制方面的研究较少。鉴于此,笔者研究了 4 种不同灰砂比的全尾砂胶结充填体在不同渗透水压作用下的三轴力学性能,并通过扫描电镜试验分析了渗透水压对全尾砂胶结充填体微观结构的影响,建立了渗透水压与全尾砂胶结充填体三轴力学性能和微观结构之间的关系,并利用有效应力原理构建了全尾砂胶结充填体在不同渗透水压作用下的损伤模型及本构方程,研究结果可为富水矿山全尾砂胶结充填体三轴力学性能指标设计提供一定理论指导。

## 1 实验部分

### 1.1 实验材料

全尾砂选自江西某矿山,其颗粒级配分布与主要化学组成分别见图 1 和表 1。全尾砂  $d_{10}$ 、 $d_{50}$ 、 $d_{60}$  分别为 5.6、68.4、90.9  $\mu\text{m}$ ,不均匀系数( $C_u$ )为 16.2,曲率系数( $C_c$ )为 2.2,颗粒分布连续、级配良好。全尾砂  $\text{SiO}_2$  与  $\text{CaO}$  含量高,有利于全尾砂胶结充填体强度形成的要求。凝胶材料选用 42.5 普通硅酸盐水泥,水为自来水。

表 1 全尾砂主要化学组成

Table 1 Main chemical component of unclassified tailings

单位:%(质量分数)

成分	$\text{SiO}_2$	$\text{CaO}$	$\text{Fe}$	$\text{S}$	$\text{Al}_2\text{O}_3$	$\text{MgO}$	$\text{K}$	$\text{Mn}$	$\text{F}$	$\text{Cu}$	$\text{P}$	$\text{Pb}$
含量	33.02	15.68	10.37	4.55	2.56	1.82	0.37	0.09	0.08	0.06	0.05	0.01

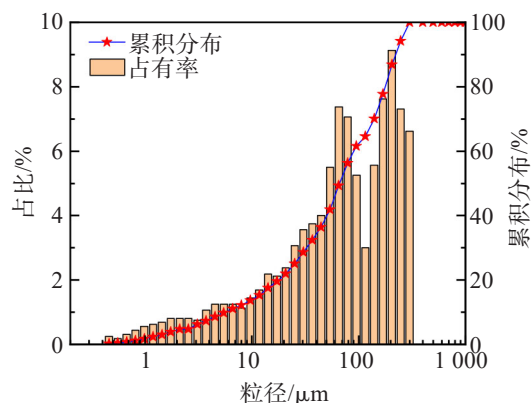


图1 全尾砂粒径累积分布

Fig.1 Particle size distribution of unclassified tailings

## 1.2 试样制备

本文制作料浆质量分数为76%、灰砂比( $c:t$ , 指质量比,下同)分别为1:4、1:6、1:8、1:12的全尾砂胶结充填体试样。将水泥、全尾砂与自来水按一定比例置于搅拌容器中搅拌均匀成具有流动性的充填料浆并浇筑于直径50 mm、高100 mm的标准圆柱体模具,采用人工插捣的方式成型。将脱模后的全尾砂胶结充填体试样标号并放置于YH-35B型恒温恒湿养护箱中,养护箱温度为 $20\text{ }^{\circ}\text{C}\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,相对湿度90%,为消除全尾砂胶结充填体试样力学性能参数随时间的变化而变化,所有全尾砂胶结充填体试样养护龄期均为60 d。制作好的部分全尾砂充填试样如图2所示。

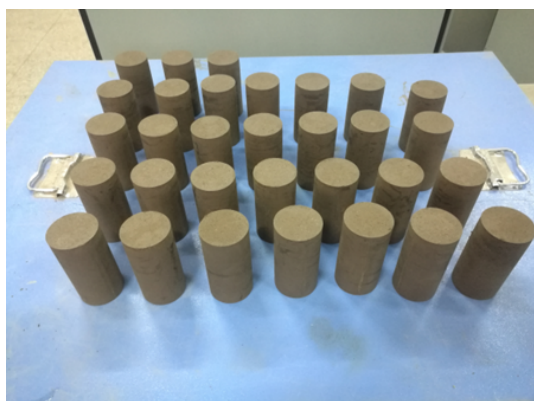


图2 全尾砂胶结充填试样

Fig.2 Cemented unclassified tailings backfill sample

## 1.3 实验仪器及实验步骤

### 1.3.1 渗透水压下三轴压缩实验

采用KSR-100型充填体三轴蠕变仪对全尾砂胶结充填体开展渗透水压作用下的三轴压缩试验,如图3所示。该设备轴向荷载范围为0~50 kN,精度为0.01 kN,轴向位移最大量程为30 mm,精度为0.01 mm。

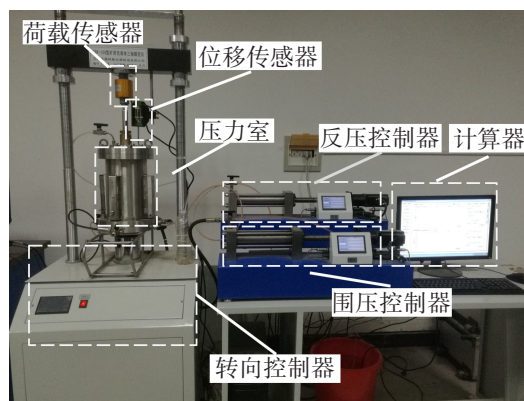


图3 充填体三轴蠕变仪全貌

Fig.3 General view of backfill triaxial creep meter

渗透水压下三轴压缩试验设定的围压为1.0 MPa,渗透水压( $P_w$ )为0、0.2、0.5、0.8 MPa。试验步骤为:将饱水处理后的全尾砂胶结充填体试件装入橡皮套中并组装至底座圆盘,安装压力容器罩,调整压力容器高度使全尾砂胶结充填体试件与轴向压力传感器接触,随后以0.01 kN/s的加载速率同步加载围压与轴向应力到1.0 MPa并保持,随后加载渗透水压并维持所预设定的值,打开渗透水阀门,并将其连接至大气,当渗透水进出体积变化趋于稳定后,以0.01 mm/s速度加载应力至全尾砂胶结充填体试件破坏。

### 1.3.2 扫描电镜测试实验

选用捷克TESCAN MIRA LMS型扫描电子显微镜进行扫描电镜测试试验,如图4所示。从三轴压缩试验后的全尾砂胶结充填体破裂面中央取样,制作成边长为1.0 cm的立方体扫描电镜测试试样,将喷金处理后的试件放置于测试仪器内,在对仪器内部进行真空化处理后对试件进行扫描电镜测试。



图4 捷克 TESCAN MIRA LMS 型扫描电子显微镜

Fig.4 Czech TESCAN MIRA LMS scanning electron microscope



## 2 渗透水压对全尾砂胶结充填体三轴力学特性的影响

渗透水压与全尾砂胶结充填体三轴力学特性关系如图 5 所示,其中弹性模量由轴向应力-轴向应变曲线

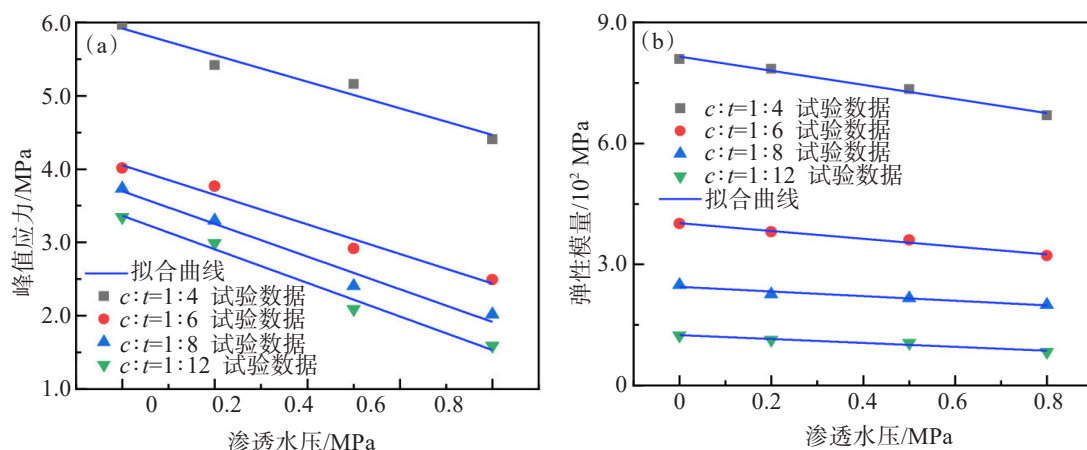


图 5 渗透水压下全尾砂胶结充填体三轴力学特性:(a) 峰值应力变化;(b) 弹性模量变化

Fig.5 Triaxial mechanical properties of cemented unclassified tailings backfill under seepage pressure: (a) peak stress variation rule; (b) elasticity modulus variation rule

为了进一步明确渗透水压对全尾砂胶结充填体三轴力学特性的影响规律,对渗透水压与全尾砂胶结充填体三轴力学特性进行拟合分析,数据拟合得到的表达式如式(1),拟合结果见图 5 和表 2。由图 5 可以看出,渗透水压与峰值应力和弹性模量均具有良好的线性相关性(相关系数  $R^2$  均大于 0.9)。由表 2 可知:灰砂比为 1:12、1:8、1:6、1:4 时,峰值应力对渗透水压的敏感系数分别为 2.289、2.229、2.017、1.815,表明随着灰砂比的增加,全尾砂胶结充填体的峰值应力对渗透水压敏感系数降低,这说明渗透水压对全尾砂胶结充填体峰值应力的弱化效果随着灰砂比的增加而呈现出减弱趋势,这可能是由于灰砂比越大,水化产物越多,全尾砂胶结充填体内部结构更为紧密,渗透水压不易对全尾砂胶结充填体内部结构造成损伤。而灰砂比从 1:12 增加至 1:4 时,全尾砂胶结充填体的弹性模量对渗透水压敏感系数由 0.482 上升至 1.749,即弹性模量与渗透水压的拟合曲线越陡峭,这说明随着灰砂比的增大,渗透水压对全尾砂胶结充填体弹性模量的削弱效果越明显。由图 5 可以明显看出,全尾砂胶结充填体在渗透水压下的三轴压缩试验中,当渗透水压相同时,可通过提高灰砂比,增大全尾砂胶结充填体的峰值应力与弹性模量。

$$y = b - kP_w \quad (1)$$

中线弹性变形阶段的曲线斜率确定,从图 5 可以看出,随着渗透水压的增加,全尾砂胶结充填体的峰值应力与弹性模量均逐渐减小,即渗透水压对全尾砂胶结充填体的三轴抗压强度与刚度具有弱化效应,这可能是由于渗透水压的存在促进了全尾砂胶结充填体内部缺陷的形成与发展,从而导致其强度与刚度降低。

式(1)中: $y$  为峰值应力  $\sigma_{1c}$  或弹性模量  $E$ ;  $k$  为敏感系数;  $b$  为与试验条件相关的参数。

## 3 渗透水压下全尾砂胶结充填体力学特性演变机制

### 3.1 微观结构分析

图 6 所示为全尾砂胶结充填体在不同渗透水压下的部分微观形貌图。通过观察全尾砂胶结充填体的内部微观骨架结构,发现内部结构大多呈块状或颗粒状分布,这是由水化产物与尾砂颗粒结合形成的结构。骨料颗粒周围存在较多的微孔隙(图 6 中红圈)和微裂纹(图 6 中黄线),这些微孔隙和微裂纹的分布与数量受渗透水压与水化产物的影响。从图 6(a)与图 6(b)可以看出当渗透水压较低时,孔隙结构中的微孔隙和微裂纹数量较少,微观结构表现良好,而当渗透水压增加至 0.5、0.8 MPa 时,从图 6(c)与图 6(d)可看出微孔隙与微裂纹数量增多。这说明渗透水压促进了全尾砂胶结充填体内部微孔隙、微裂纹的形成与发展,使得骨料颗粒间的紧密程度降低,从而导致全尾砂胶结充填体内部结构的黏聚力、内摩擦力减小,全尾砂胶结充填体的承载能力降低,宏观表现为抗压强度下降。

表 2 力学特性与渗透水压的拟合方程

Table 2 Fitting equation of mechanical properties and seepage pressure

灰砂质量比	峰值应力( $\sigma_{1c}$ )/MPa	弹性模量( $E$ )/ $10^2$ MPa
1:4	$\sigma_{1c} = 5.919 - 1.815P_w (R^2=0.943)$	$E = 8.151 - 1.749P_w (R^2=0.982)$
1:6	$\sigma_{1c} = 4.053 - 2.017P_w (R^2=0.966)$	$E = 4.022 - 0.966P_w (R^2=0.975)$
1:8	$\sigma_{1c} = 3.699 - 2.229P_w (R^2=0.963)$	$E = 2.444 - 0.574P_w (R^2=0.915)$
1:12	$\sigma_{1c} = 3.363 - 2.289P_w (R^2=0.979)$	$E = 1.247 - 0.482P_w (R^2=0.949)$

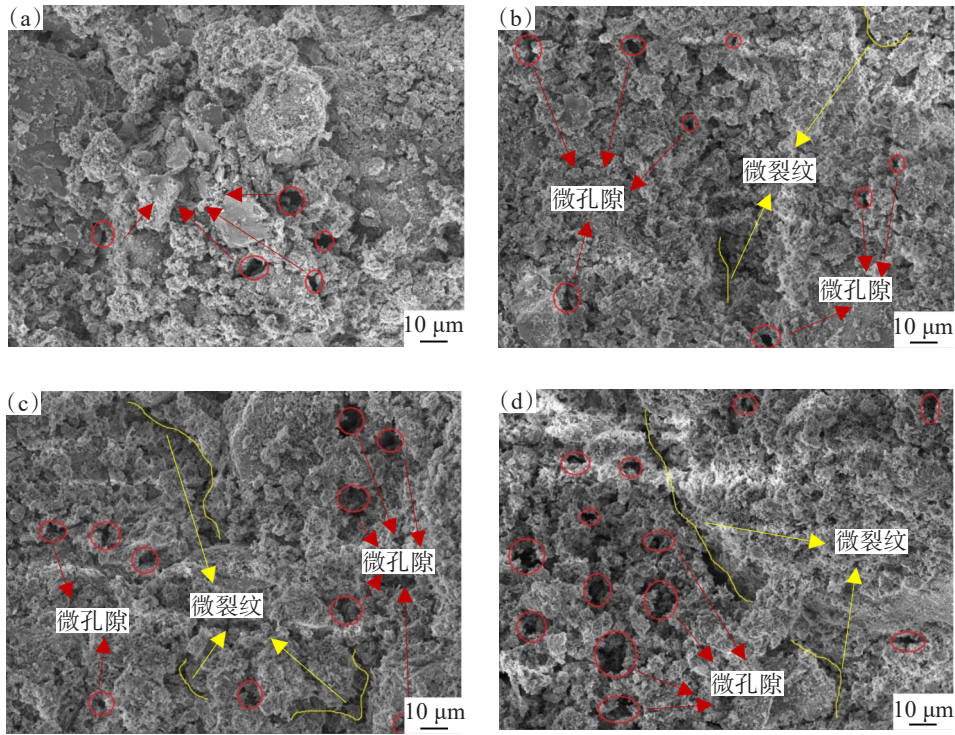


图 6 不同渗透水压作用下的微观形貌图:(a)  $P_w=0$  MPa;(b)  $P_w=0.2$  MPa;(c)  $P_w=0.5$  MPa;(d)  $P_w=0.8$  MPa

Fig.6 Micro-morphologies under different seepage pressure: (a)  $P_w=0$  MPa; (b)  $P_w=0.2$  MPa; (c)  $P_w=0.5$  MPa; (d)  $P_w=0.8$  MPa

为量化研究不同渗透水压下的全尾砂胶结充填体内部微观结构变化规律,大多利用分形维数进行分析<sup>[21]</sup>。本文选用应用较为广泛的盒维数计数方法来计算分形维数,该方法的原理是将正方形盒子对图像进行覆盖,得到盒子的边长 $r$ 和盒子数 $N_r(A)$ ,再通过式(2),可得到图像的分形维数 $N_0^{[19]}$ 。

$$N_0 = -\lim_{r \rightarrow 0} \frac{\lg N_r(A)}{\lg r} \quad (2)$$

以图 6(a)为例,采用 MATLAB 软件对扫描电镜原始图像进行二值化处理(图 7),将二值化处理后得到的数据导入 MATLAB 软件中的 FracLab 工具箱,选取有限对  $\lg N_r(A)$  与  $\lg r$  数据进行拟合(图 8)。

根据  $\lg N_r(A)$  与  $\lg r$  的拟合方程斜率值的相反数,从而得到图像的分形维数。图 9 所示为渗透水压与分形维数关系图,从图 9 中可以看出,全尾砂胶结充填体内部结构的分形维数随渗透水压增大而增大,而分形维数越大、图像的无序程度越明显、孔隙结构越复杂、微孔隙与微裂纹越多。通过分析分形维数验证了渗透水压会诱发全尾砂胶结充填体内部结构的劣化,促进全尾砂胶结充填体的损伤。

3.2 损伤本构模型构建

3.2.1 常规三轴压缩全尾砂胶结充填体损伤模型

假设全尾砂胶结充填体内部具有各向同性损伤的特征,其内部的微元破坏遵循 Weibull 统计分布,

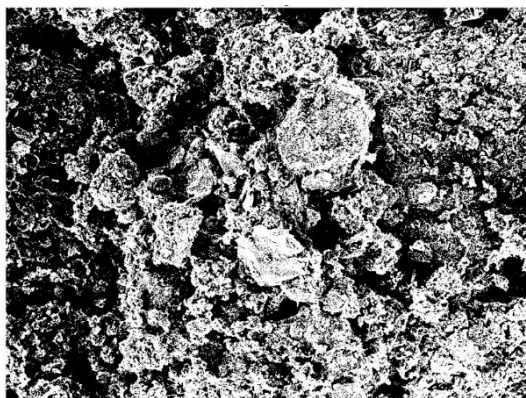


图 7 试件微观形貌的二值化像

Fig. 7 Specimen morphology binarization map

可得到全尾砂胶结充填体损伤变量  $D$ :

$$D = 1 - \exp\left[-(F/F_0)^m\right] \quad (3)$$

式(3)中: $F$ 为满足 Weibull 统计分布的全尾砂胶结充填体微元强度; $F_0$ 与  $m$  为描述 Weibull 统计分布的参数。

Drucker-Prager 破坏准则被认为是岩土工程中最具影响力的强度理论,假设全尾砂胶结充填体微元强度符合 Drucker-Prager 破坏准则<sup>[22]</sup>,则  $F$  的表达式为式(4):

$$F = \alpha I_1^* + \sqrt{J_2^*} \quad (4)$$

其中:

$$\alpha = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{9 + 3 \sin^2 \varphi}} \quad (5)$$

式(4)和式(5)中: $I_1^*$  为有效应力张量第一不变量; $J_2^*$  为有效应力张量的第二不变量; $\varphi$  为全尾砂胶结充填

体的内摩擦角。由于全尾砂胶结充填体试样为圆柱体试样, $\sigma_2^* = \sigma_3^*$ ,则  $I_1^*$ 、 $J_2^*$  的表达式分别如式(6)和式(7):

$$I_1^* = \sigma_1^* + \sigma_2^* + \sigma_3^* = \sigma_1^* + 2\sigma_3^* \quad (6)$$

$$J_2^* = \left[ \frac{(\sigma_1^* - \sigma_2^*)^2 + (\sigma_2^* - \sigma_3^*)^2 + (\sigma_3^* - \sigma_1^*)^2}{6} \right] = \frac{1}{3} (\sigma_1^* - \sigma_3^*)^2 \quad (7)$$

利用 Lemaitre 应变等价性原理,可构建损伤本构关系<sup>[23]</sup>:

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{1-D} = \frac{E\varepsilon}{1-D} \quad (8)$$

式(8)中: $\sigma^*$  为全尾砂胶结充填体的有效应力,单位 MPa; $\sigma$  为名义应力,单位 MPa; $\varepsilon$  为应变。

假设全尾砂胶结充填体三轴压缩试验下的应力-应变曲线满足广义胡克定律<sup>[24]</sup>,全尾砂胶结充填体在轴向的应力-应变关系可以表示为:

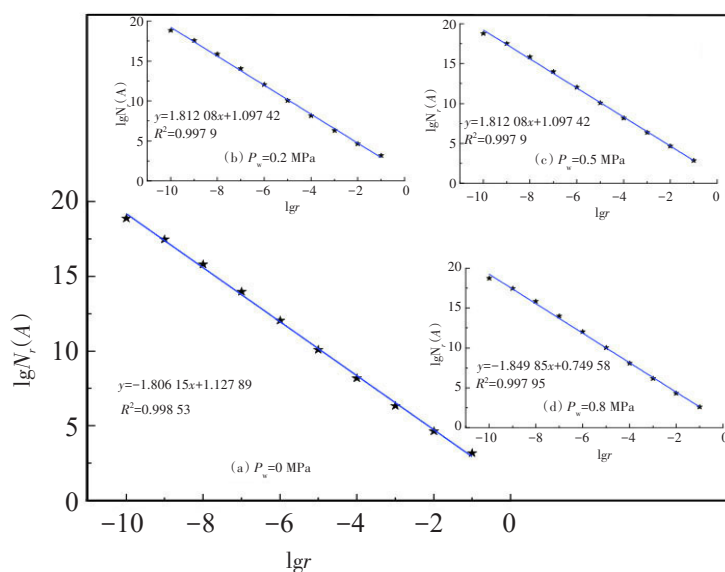
$$\varepsilon^* = \frac{1}{E} [\sigma_1^* - \mu(\sigma_2^* + \sigma_3^*)] \quad (9)$$

式(9)中: $\varepsilon^*$  为有效应变; $\mu$  为泊松比。

在三轴压缩试验中  $\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$ , 各应力  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$  分别与有效应力  $\sigma_1^*$ 、 $\sigma_2^*$ 、 $\sigma_3^*$  相对应。根据协调条件  $\varepsilon_i^* = \varepsilon_i$ , 将式(8)代入式(9),并结合式(3)可得常规三轴压缩全尾砂胶结充填体损伤本构模型:

$$\sigma_1 = E\varepsilon_1 \exp\left[-\left(\frac{F}{F_0}\right)^m\right] + 2\mu\sigma_3 \quad (10)$$

其中:

图 8  $\lg N_r(A)$  与  $\lg r$  拟合曲线Fig.8  $\lg N_r(A)$  and  $\lg r$  fitting curve



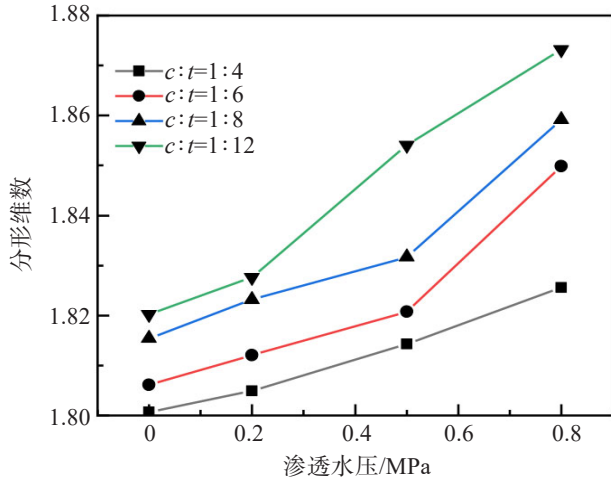


图9 渗透水压与分形维数关系

Fig.9 Relation between seepage pressure and fractal dimension

$$F = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{9 + 3 \sin^2 \varphi}} \left[ \frac{(\sigma_1 + 2\sigma_3)E\varepsilon_1}{\sigma_1 - 2\mu\sigma_3} \right] + \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)E\varepsilon_1}{\sqrt{3}(\sigma_1 - 2\mu\sigma_3)} \quad (11)$$

### 3.2.2 渗透水压作用下全尾砂胶结充填体损伤模型

一般利用有效应力原理分析多孔介质中的渗流-应力耦合问题<sup>[25]</sup>,由修正的有效应力原理可知<sup>[26]</sup>:

$$\sigma^* = \sigma - bP\varepsilon \quad (12)$$

$$b = 1 - \frac{K}{K_s} \quad (13)$$

式(12)和式(13)中: $P$ 为孔隙水压力; $b$ 为Biot系数; $K$ 为全尾砂胶结充填体的矿物颗粒; $K_s$ 为全尾砂胶结充填体试件的体积模量。

假设全尾砂胶结充填体的孔隙水压力在其内部呈线性分布,可用 $P=P_w/2$ 来计算。 $b$ 的取值范围为0~1,对于普通全尾砂胶结充填体来说 $K \ll K_s$ ,因此可以取 $b=1$ 。根据式(8)与式(12)可得渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的有效应力表达式:

$$\sigma^* = \frac{\sigma - \frac{1}{2}P_w\varepsilon}{1 - D} \quad (14)$$

全尾砂胶结充填体在预加载过程中,由于需要预先加载渗流水压与轴向压力和围压,试验所得的应力与应变的试验数据并不包括预加载过程中的应变与应力。因此,实际测得的应力 $\sigma_{lt}$ 可按式(15)计算,应变 $\varepsilon_{lt}$ 可按式(16)计算:

$$\sigma_{lt} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (15)$$

$$\varepsilon_{lt} = \varepsilon_1 - \varepsilon_{10} \quad (16)$$

其中 $\varepsilon_{10}$ 为预加载过程中全尾砂胶结充填体的初始轴向应变,按式(17)计算:

$$\varepsilon_{10} = \frac{(1 - 2\mu)(\sigma_3 - \frac{1}{2}P_w)}{E} \quad (17)$$

将式(14)代入式(9),并结合式(10)、式(15)和式(16),得到渗透水压作用下全尾砂胶结充填体三轴压缩的损伤本构模型:

$$\sigma_{lt} = E(\varepsilon_{lt} + \varepsilon_{10})\exp\left[-\left(\frac{F}{F_0}\right)^m\right] + 2\mu\sigma_3 + \left(\frac{1}{2} - \mu\right)P_w - \sigma_3 \quad (18)$$

其中:

$$F = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{9 + 3 \sin^2 \varphi}} \left[ \frac{E(\sigma_{lt} + 3\sigma_3 - \frac{3}{2}P_w)(\varepsilon_{lt} + \varepsilon_{10})}{\sigma_{lt} + (1 - 2\mu)\sigma_3 + (\mu - \frac{1}{2})P_w} \right] + \frac{\sigma_{lt}E\varepsilon_1}{\sqrt{3}\left[\sigma_{lt} + (1 - 2\mu)\sigma_3 + (\mu - \frac{1}{2})P_w\right]} \quad (19)$$

### 3.2.3 损伤模型的验证

采用非线性最小二乘算法与通用全局优化法,借助室内试验的数据对渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的损伤本构模型进行拟合,得到统计损伤模型中的 $m$ 和 $F_0$ 参数。表3给出了全尾砂胶结充填体在不同条件下的材料参数的具体取值。

渗透水压作用下全尾砂胶结充填体三轴压缩的损伤本构模型曲线如图10所示(限于篇幅,本文仅列出灰砂比1:8的损伤本构模型曲线),从图10中可以看出,渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的损伤本构模型与试验数据基本吻合,表明建立的模型能较好描述渗透水压下全尾砂胶结充填体的三轴力学行为。

## 4 结 论

1)全尾砂胶结充填体的峰值应力与弹性模量均随着渗透水压的增加而减少,且峰值应力与弹性模量都和渗透水压之间具有良好的线性相关性;但随着灰砂比的增加,渗透水压对全尾砂胶结充填体的峰值应力削弱效果逐渐减弱,而对弹性模量的削弱效果逐渐增大。

2)渗透水压会劣化全尾砂胶结充填体内部结构,加速微孔隙与微裂纹的产生与发展,并且当渗透水压越大、内部结构的分形维数越大。这表明:随着渗透水压增加,全尾砂胶结充填体内部结构无序程

表 3 全尾砂胶结充填体在不同条件下的材料参数  
Table 3 Material parameters of CUTB under different conditions

灰砂质量比	渗透水压( $P_w$ )/MPa	泊松比( $\mu$ )	内摩擦角( $\varphi$ )/(°)	弹性模量( $E$ )/10 <sup>2</sup> MPa
1:4	0	0.358	30.6	8.091
	0.2	0.352	30.6	7.849
	0.5	0.347	30.6	7.344
	0.8	0.351	30.6	6.697
1:6	0	0.391	28.2	4.011
	0.2	0.369	28.2	3.812
	0.5	0.365	28.2	3.603
	0.8	0.352	28.2	3.213
1:8	0	0.391	25.6	2.493
	0.2	0.385	25.6	2.261
	0.5	0.381	25.6	2.163
	0.8	0.392	25.6	1.998
1:12	0	0.412	24.8	1.241
	0.2	0.382	24.8	1.136
	0.5	0.388	24.8	1.052
	0.8	0.385	24.8	0.836

度增加越明显、孔隙结构越复杂,微孔隙与微裂纹越多。

3)本研究基于Weibull随机分布统计理论,利用Lemaitre应变等价性原理与Drucker-Prager破坏准则,借助有效应力原理构建渗透水压作用

下全尾砂胶结充填体的损伤本构模型,通过室内试验数据拟合确定参数 $F_0$ 与 $m$ ,发现试验曲线与拟合曲线较为吻合,表明建立的模型能较好描述渗透水压下全尾砂胶结充填体的三轴力学行为。



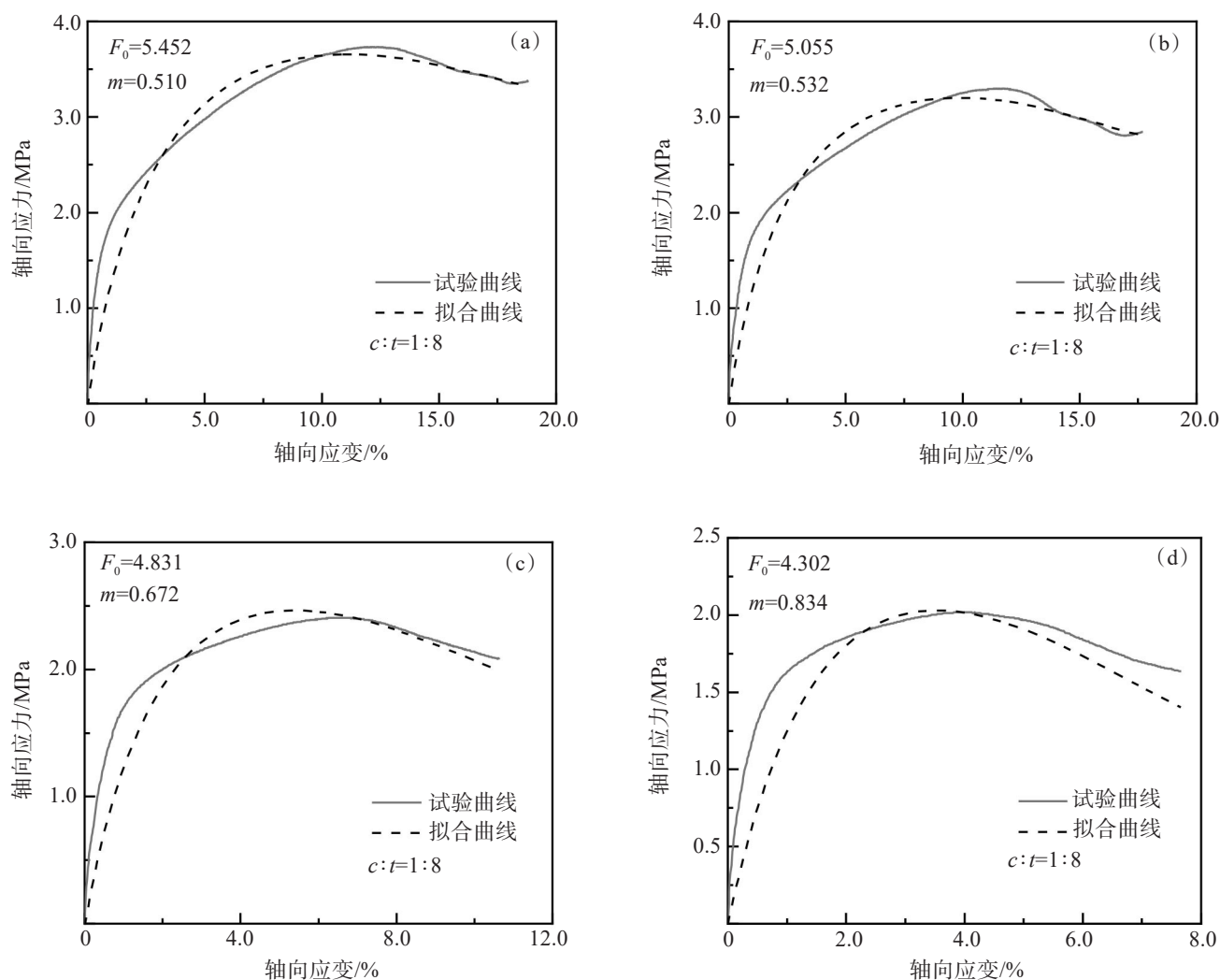


图10 渗透水压作用下全尾砂胶结充填体的三轴压缩损伤本构模型曲线:(a)  $P_w=0$  MPa;(b)  $P_w=0.2$  MPa;  
(c)  $P_w=0.5$  MPa;(d)  $P_w=0.8$  MPa

Fig.10 Damage constitutive model curve of CUTB under triaxial compression with seepage pressure:(a)  $P_w=0$  MPa;  
(b)  $P_w=0.2$  MPa;(c)  $P_w=0.5$  MPa;(d)  $P_w=0.8$  MPa

## 参考文献:

- [1] 吴爱祥, 杨莹, 程海勇, 等. 中国膏体技术发展现状与趋势[J]. 工程科学学报, 2018, 40(5): 517-525.
- [2] 廖宝泉, 柯愈贤, 方立发, 等. 膏体充填开采覆岩移动变形规律研究[J]. 有色金属科学与工程, 2022, 13(3): 99-105.
- [3] 邝泽良, 郑小龙, 陈军, 等. 循环荷载作用下胶结充填体声发射特征试验研究[J]. 有色金属科学与工程, 2017, 8(4): 91-97.
- [4] 宋学朋, 柯愈贤, 魏美亮, 等. 基于多维云模型的充填管道堵塞风险评估[J]. 煤炭科学技术, 2021, 49(9): 95-102.
- [5] 杨纪光, 王义海, 吴再海, 等. 某金矿全尾砂高浓度充填流变特性与微观结构的分析[J]. 有色金属科学与工程, 2023, 14(2): 249-256.
- [6] 杨志强, 王立杰, 王社光, 等. 基于能量匹配的充填体强度设计及料浆配比优化[J]. 金属矿山, 2023(2): 38-42.
- [7] XU W B, LIU B, WU W L. Strength and deformation behaviors of cemented tailings backfill under triaxial compression[J]. Journal of Central South University, 2020, 27(12): 3531-3543.
- [8] ZHANG J Q, YANG K, HE X, et al. Study on mechanical properties and damage characteristics of coal-based solid waste cemented backfill[J]. Construction and Building Materials, 2023, 368: 130373.
- [9] 侯永强, 尹升华, 曹永, 等. 单轴压缩下不同养护龄期尾砂胶结充填体损伤特性及能量耗散分析[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(7): 1955-1965.
- [10] 陈顺满. 压力-温度效应下膏体充填体力学特性及响应机制研究[D]. 北京: 北京科技大学, 2020.
- [11] 刘炜震, 郭忠平, 黄万朋, 等. 不同温度养护后胶结充填体三轴卸围压力学特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报,

- 2022, 41(11): 2268-2282.
- [12] 王永岩, 于卓群, 崔立桩. 不同含水率膏体充填材料的单轴压缩试验研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(6): 219-224.
- [13] 阮竹恩, 吴爱祥, 付豪, 等. 秸秆纤维对含硫尾砂膏体充填体单轴抗压强度的影响机理[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2023, 54(3): 837-848.
- [14] 梅位行, 张治强, 陈鑫峰, 等. 掺早强剂充填体在不同加载速率下裂隙破裂特性[J]. 有色金属工程, 2023, 13(3): 129-135.
- [15] 周浩, 孙晓刚, 邱景平, 等. 减水剂作用下超细尾砂膏体流变和力学性能研究[J]. 金属矿山, 2023(11):167-173.
- [16] 汤振. 石灰岩采石场凹陷开采诱发岩溶塌陷灾害防治研究——以龙门县上窝石场为例[D]. 北京: 中国地质科学院, 2022.
- [17] KE Y X, SHEN Y, QING C, et al. Mechanical properties and microstructure evolution of cemented tailings backfill under seepage pressure[J]. *Frontiers in Materials*, 2022, 8: 818698.
- [18] 王成. 渗流作用下膏体充填体力学性能演变及损伤机制[D]. 赣州: 江西理工大学, 2021.
- [19] 方立发. 渗流-蠕变耦合作用下膏体充填体的力学性能及破损演化机制[D]. 赣州: 江西理工大学, 2022.
- [20] HOU J F, GUO Z P, LIU W Z, et al. Mechanical properties and meso-structure response of cemented gangue-fly ash backfill with cracks under seepage-stress coupling[J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 250: 118863.
- [21] 陈顺满, 王伟, 吴爱祥, 等. 养护压力对膏体充填体强度影响规律及机理分析[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(12): 3740-3749.
- [22] 赵树果, 苏东良, 吴文瑞, 等. 基于Weibull分布的充填体单轴压缩损伤模型研究[J]. 中国矿业, 2017, 26(2): 106-111.
- [23] 李召峰, 张晨, 张健, 等. 不同水饱和度充填体力学性能及损伤机制研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2021, 38(5): 1063-1069, 107.
- [24] 李胜, 熊自明, 刘一鸣, 等. 不同厚度充填体-围岩组合体力学性质及损伤本构[J]. 科学技术与工程, 2022, 22(33): 14841-14851.
- [25] 陈愈炯. 有效应力原理在中国的应用实例[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(9): 1674-1677.
- [26] 刘志军, 夏唐代, 黄睿, 等. Biot理论与修正的Biot理论比较及讨论[J]. 振动与冲击, 2015, 34(4): 148-152, 194.

(责任编辑:王庆龙)

-----

(上接第 399 页)

- [19] DING Y, LV Y T, CHEN K, et al. Effects of microstructure on the stress corrosion cracking behavior of nickel-aluminum bronze alloy in 3.5% NaCl solution[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2018, 733: 361-373.
- [20] BASUMATARY J, WOOD R J K. Different methods of measuring synergy between cavitation erosion and corrosion for nickel aluminium bronze in 3.5% NaCl solution[J]. *Tribology International*, 2020, 147: 104843.
- [21] 程飘. Cu-Al-Ni-Fe-Mn 铝青铜固溶+二级时效新型热处理工艺试验研究[D]. 镇江:江苏大学, 2017.
- [22] XU X X, ZHAO H J, HU Y J, et al. Effect of hot compression on the microstructure evolution of aluminium bronze alloy[J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2022, 19: 3760-3776.
- [23] MENON S K, PIERCE F A, ROSEMARK B P, et al. Strengthening mechanisms in NiAl bronze: hot deformation by rolling and friction-stir processing[J]. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2012, 43(10): 3687-3702.
- [24] 吕维洁, 王立强. 镍铝青铜合金组织结构优化及腐蚀疲劳性能[M]. 北京: 科学出版社, 2018.
- [25] 赵玲, 刘光磊, 张思源, 等. 固溶时效深冷复合处理对 ZCuAl<sub>10</sub>Fe<sub>3</sub>Mn<sub>2</sub> 合金微观组织和热疲劳性能的影响[J]. 材料工程, 2019, 47(12): 63-70.

(责任编辑:王庆龙)