

# 柔性聚合物砂浆物理力学与密封性能研究

蒋中明<sup>1·2</sup>, 杨 雪<sup>1</sup>, 石兆丰<sup>1</sup>, 肖喆臻<sup>1</sup>, 刘琛智<sup>1</sup>, 黄湘宜<sup>1</sup>

(1. 长沙理工大学水利与环境工程学院, 湖南 长沙 410114; 2. 水沙科学与水灾害防治湖南省重点实验室, 湖南 长沙 410114)

**摘要:** 密封技术是压缩空气储能 (Compressed Air Energy Storage, CAES) 人工硐室储气库建设的关键技术之一, 其密封材料的选择至关重要。为了验证聚氨酯类聚合物砂浆 (Polyurethane Polymer Mortar, PPM) 作为 CAES 人工硐室储气库密封材料的可行性, 对 PPM 进行了气体渗透性试验和力学试验, 分析其气密性能和强度与变形性能, 并利用 FLAC3D 软件分析了 PPM 密封层结构的受力特性与气体泄漏率。结果表明: PPM 具有极佳的气密性能, 其本质渗透率量级可达到  $10^{-20} \sim 10^{-22} \text{ m}^2$ , 可满足 CAES 密封层的密封要求。PPM 的拉伸性能优异, 弹性模量低, 变形能力强, 与混凝土之间具有自粘能力。当 PPM 本质渗透率为  $10^{-19} \text{ m}^2$  时, 储气库渗漏量为 0.215%, 满足 1d 内空气质量允许泄漏率的要求。由于 PPM 的弹性模量低, 使得 PPM 密封层的计算环向应力均表现为压应力; 最大环向拉应变仅有 1.15%-1.20%, 远小于其极限拉伸应变, 可有效防治密封层产生拉伸破坏。由此可见, PPM 在气渗和力学指标上均可满足 CAES 密封材料的性能要求。

**关键词:** 聚氨酯类聚合物砂浆; 密封性能; 强度与变形性能; 人工硐室储气库; 压缩空气储能

中图分类号: TU57 文献标识码: A 文章编号:

作者简介: 蒋中明(1969—), 男, 博士, 教授, 主要从事能源地下存储及开发工作等方面的研究工作。E-mail: zzmmjiang@163.com。

## Study on physical-mechanical and sealing performance of flexible polymer mortar

JIANG Zhongming<sup>1,2</sup>, YANG Xue<sup>1</sup>, SHI Zhaofeng<sup>1</sup>, XIAO Zhezhen<sup>1</sup>, LIU Chenzhi<sup>1</sup>, HUANG Xiangyi<sup>1</sup>

(1. School of Hydraulic and Environmental Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China; 2. Key Laboratory of Water-Sediment Sciences and Water Disaster Prevention of Hunan Province, Changsha 410114, China)

**Abstract:** Sealing technology is crucial in developing compressed air energy storage (CAES) man-made cavern power plants, and the selection of sealing materials is paramount. To verify the feasibility of polyurethane polymer mortar (PPM) as a sealing material for CAES man-made cavern, experiments on gas permeability and mechanical properties were conducted on PPM. Additionally, numerical simulations using FLAC3D were performed to analyze the PPM sealing layer's structural stress characteristics and leakage rate. The results indicate that PPM has excellent gas-tightness performance, with gas permeability on the order of  $10^{-21} \sim 10^{-22} \text{ m}^2$ , which satisfies the sealing requirements of the CAES sealing layer. PPM has excellent tensile properties, low elastic modulus, high deformation capacity, and self-bonding ability with concrete. When the PPM intrinsic permeability is  $10^{-19} \text{ m}^2$ , the leakage rate of the man-made cavern is 0.215%, which meets the permissible air quality leakage rate requirement within one day. Due to the low elastic modulus of PPM, the calculated hoop stresses of the PPM sealing layer are all compressive stresses, and the maximum hoop tensile strain is only 1.15%-1.20%, which is much smaller than its ultimate tensile strain, thus avoiding tensile failure of the sealing layer. Therefore, PPM can meet the requirements of CAES sealing material in terms of gas permeability and mechanical index.

**Key words:** polyurethane polymer mortar; sealing performance; strength and deformation performance; man-made caverns; compressed air energy storage

## 0 引言

压缩空气储能 (Compressed Air Energy Storage, CAES) 技术是极具发展潜力的大规模储能技术之一,

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178381); 2022 年湖南省研究生科研创新项目(CX20220907)

收稿日期:

\*通讯作者 (E-mail: zzmmjiang@163.com)

其基本原理是利用空压机将空气压缩并保存在高压储气装置中，在有用电需求时再将压缩空气释放出来通过透平膨胀机做功发电，并输送到用户端或电网端<sup>[1]</sup>。

近年来，CAES 人工硐室储气库技术在国内外受到广泛关注<sup>[2]</sup>。采用人工开挖的硬岩硐室作为压缩空气的储气装置时，需要设计密封层以防止高压气体泄漏<sup>[3]</sup>。硐室结构主要由密封层、衬砌层和围岩组成，其中密封层主要起到密封作用，衬砌层主要起到传递力的作用，围岩的主要作用是承担压缩空气的压力。早期的密封层通常采用钢衬，但其成本高且易锈蚀<sup>[4]</sup>；近年来日本和韩国的实验库尝试采用高分子材料（如丁基橡胶板）作为密封材料，但是橡胶材料在高温高湿环境下易鼓包老化且施工时需使用粘合剂<sup>[5]</sup>。压气储能湖南平江实验库采用了玻璃钢作为密封材料，其在试验后也出现局部剥离现象<sup>[6]</sup>。聚合物材料因其良好的密封性和变形适应能力在国外 CAES 地下储气库研究中得到认可<sup>[7]</sup>，但其刚度不足，易出现在内压作用下被压入混凝土裂缝中而损坏的现象<sup>[8]</sup>。由此可见，CAES 人工硐室储气库密封材料的选择仍面临重大挑战。

为了突破这一难题，作者通过文献调研发现聚合物砂浆具有黏结性和抗气渗性俱佳、变形适应能力强等特点<sup>[9]</sup>。Ma D P, et al 研究表明此种材料抗拉强度可达到 16MPa<sup>[10]</sup>。目前常见的胶结材料为环氧树脂<sup>[11-12]</sup>，但是由于环氧树脂本身是脆性材料，其对聚合物胶结砂浆的增韧效果有限。通过分析环氧树脂胶结砂浆材料断口图像后发现其破坏类型仍属于脆性破坏<sup>[11]</sup>，不能满足 CAES 储气库密封结构的变形适应性要求。为此，本文旨在制备一种柔性聚合物砂浆作为密封材料，即聚氨酯类聚合物砂浆 (Polyurethane Polymer Mortar, PPM)，并通过气体渗透性试验和力学试验测试其密封性能和力学性能。最后结合数值模拟方法对 PPM 作为密封层时的储气库泄漏率和受力特性进行分析，验证其作为 CAES 地下储气库密封材料的可行性。

## 1 试验概况

### 1.1 试验原材料

PPM 由聚氨酯类聚合物、填料和无机砂料混合搅拌制成。本文试验所用的聚氨酯类聚合物为湖南万化公司生产的 A、B 双组分产品。填料为湖南常德厂家提供的膨润土。无机砂料为机制砂，分别是粒径 0.2-0.5 mm 的细砂和 1-2 mm 的中砂。PPM-混凝土界面试件中的普通混凝土由 P.O 42.5 普通硅酸盐水泥、水、中砂和砾石（粒径为 5~20mm）制成。膨润土的粒度分布如图 1 所示：

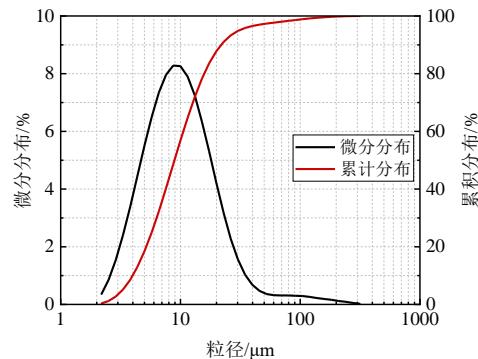


图 1 膨润土的粒度分布

Fig. 1 Particle size distribution of bentonite

普通混凝土的配合比与根据规范《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081-2019) <sup>[13]</sup>测试得到的混凝土 28 天抗压强度如表 1 所示：

表 1 混凝土配合比及力学性能

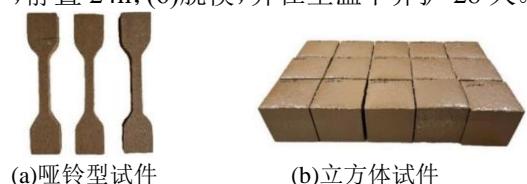
Table 1 Concrete proportions and mechanical properties

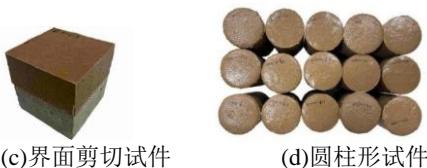
试样	水泥 (kg/m <sup>3</sup> )	中砂 (kg/m <sup>3</sup> )	砾石 (kg/m <sup>3</sup> )	水 (kg/m <sup>3</sup> )	抗压强 度(MPa)
混凝土	450	694	1018	225	39.16

### 1.2 试件制备

首先，参考规范《硫化橡胶或热塑性橡胶拉伸应力应变性能的测定》(GB/T 528-2009) 制备单轴拉伸哑铃型试样<sup>[14]</sup>。由于 PPM 非纯聚合物类材料，其中添加了砂料，为了减少尺寸效应，将规范中的 1 型试样尺寸放大 2 倍处理，具体尺寸为标距 50mm，截面宽 15mm，厚 15mm，试样形状如图 2(a)所示。然后，参考规范《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081-2019) 制备直剪试样和界面剪切试样<sup>[13]</sup>。直剪试样为 100mm × 100mm × 100mm 的立方体试样，如图 2(b)。界面剪切试样由 PPM 与混凝土构成复合试件，上部为 100mm × 100mm × 50mm 的 PPM，下部为 100mm × 100mm × 50mm 的混凝土，如图 2(c)。气体渗透性测试试样根据仪器尺寸要求设计为直径 50mm，高 100mm 的圆柱样，如图 2(d)。

PPM 具体制样步骤为：(1)按照设计配比(表 2)称量聚合物的 A、B 组分，膨润土，细砂和中砂；(2)将 B 组分与膨润土倒入双行星搅拌机(TXJ-5)的搅拌釜中进行真空搅拌，搅拌时长 1 分钟；(3)将细砂和中砂倒入混合物中充分搅拌，搅拌时长 2 分钟；(4)将 A 组分加入搅拌釜中搅拌 1 分钟；(5)将材料按照试验计划注入模具中，静置 24h；(6)脱模，并在室温下养护 28 天。





(c)界面剪切试件 (d)圆柱形试件  
图 2 试件尺寸与形态

Fig. 2 Specimen size and shape

表 2 PPM 的设计配合比

Table 2 PPM proportions

试样	A 组分 (kg/m <sup>3</sup> )	B 组分 (kg/m <sup>3</sup> )	膨润土 (kg/m <sup>3</sup> )	细砂 (kg/m <sup>3</sup> )	中砂 (kg/m <sup>3</sup> )
PPM	153.66	307.32	460.98	322.68	645.37

### 1.3 试验仪器与试验方法

#### 1.3.1 PPM 密度与硬度试验

首先测试了 PPM 的密度与硬度。硬度测试按照 ASTMD2240-85 标准, 利用 A/D 型邵氏硬度计 (LXD-D/A) 测试试样在 28 天内各个面上的硬度变化情况, 测试时每个面取 5 个点, 最终值取平均值。

#### 1.3.2 渗透性试验

采用 USTY-50 渗透性测试仪开展 PPM 渗透性测试。渗透性测试仪主要包括变压装置、围压加载装置、流量测试装置组成(图 3)。渗透性测试仪测试方法是基于广义达西定律的恒定流量法, 计算公式如式(1)所示:

$$\kappa = \frac{2Q\mu L p_0}{Ap(p+2p_0)} \quad (1)$$

式中:  $\kappa$  为孔隙介质本质渗透率,  $\text{m}^2$ ;  $Q$  为测试流量,  $\text{ml}/\text{min}$ ;  $\mu$  为空气动力粘滞系数,  $20^\circ\text{C}$ 时空气动力粘滞系数取  $1.81 \times 10^{-5}$ ,  $\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2$ ;  $L$  为试件长度,  $\text{cm}$ ;  $A$  为试件截面积,  $\text{cm}^2$ ;  $p_0$  为大气压,  $\text{MPa}$ ;  $p$  为测试压力,  $\text{MPa}$ 。

为了保证气体不从侧面漏出, 围压的设置需要高于进气压力至少  $1.5\text{MPa}$ 。待通过试样的流量稳定后测试 PPM 本质渗透率。

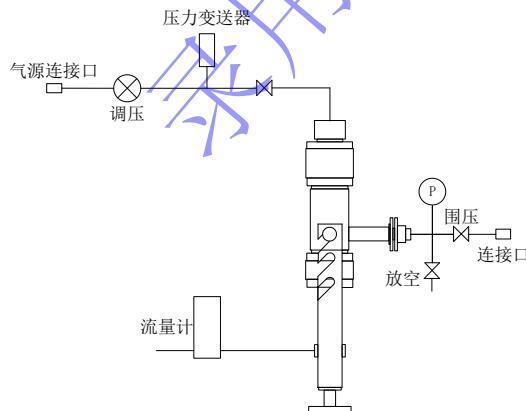


图 3 渗透性测试仪简图

Fig. 3 Permeability tester sketch

试验首先测试了普通混凝土的本质渗透率, 以验证仪器的可行性。随后测试了不同围压下( $2\text{MPa}$ 、

$4\text{MPa}$ 、 $6\text{MPa}$ 、 $8\text{MPa}$ 、 $10\text{MPa}$ )的 PPM 本质渗透率。

#### 1.3.3 力学性能试验

采用 WDW-20 万能试验机开展单轴拉伸试验, 恒定加载速率为  $3\text{N}/\text{s}$ , 直至试件拉断后停止试验。采用 DZYTLLZJ-150 大型直剪仪进行直剪试验和界面剪切试验, 恒定水平剪切速率为  $0.5\text{ mm}/\text{min}$ , 直至试件剪断后则停止试验。各类试验均设置 3 组平行试验, 以保证试验结果的合理性和准确性, 具体试验方案如表 3 所示。

表 3 力学性能试验方案

Table 3 Mechanical properties test programs

试验类型	试件编号	试件形状	试件尺寸(mm)
单轴拉伸 试验	T-1	哑铃型	标距 50, 截面宽 15, 厚 150
	T-2		
	T-3		
直剪试验	S-1	立方体	100×100×100
	S-2		
	S-3		
界面剪切 试验	I-1	立方体	100×100×50 (砼) + 100×100×50 (PPM)
	I-2		
	I-3		

## 2 试验结果与分析

### 2.1 密度与硬度

图 4 给出了养护 28 天内 PPM 的质量、体积和密度的变化情况。PPM 前期密度快速增长, 后期增长变缓。这是因为在 PPM 养护阶段聚合物中的溶剂挥发收缩引起质量降低和体积减小, 且体积减少幅度大于质量降低幅度, 进而导致材料密度呈现出增加的变化趋势。PPM 养护 28 天后密度为  $1.89\text{ g}/\text{cm}^3$ 。

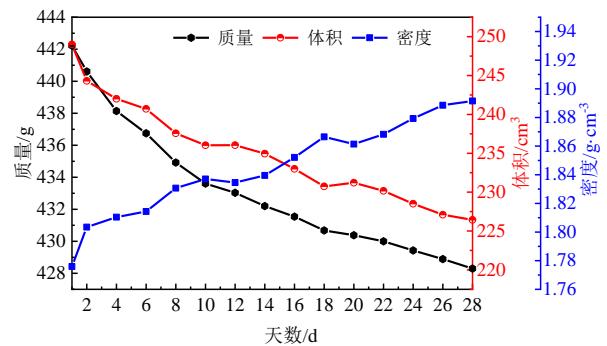


图 4 PPM 的质量、体积和密度变化情况

Fig. 4 PPM mass, volume, and density variation

图 5 给出了 PPM 养护 28 天内硬度变化。可以看出试样刚开始养护时硬度偏低, 仅为  $53\text{HA}$ 。随着聚合物 A、B 组分的固化反应进行, 试件硬度在养护前期增强速率快, 后期硬度增长变缓, 在第 28 天试件硬度达到  $89\text{HA}$ 。

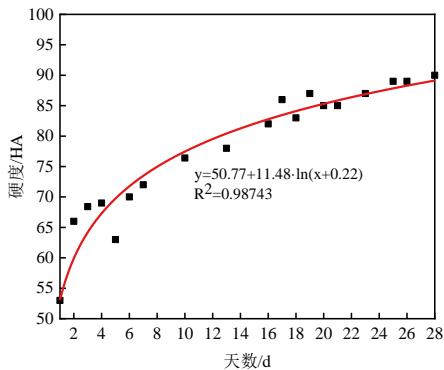


图 5 PPM 的硬度变化

Fig. 5 PPM hardness variation

## 2.2 PPM 本质渗透率

采用 USTY-50 渗透性测试仪对普通混凝土开展渗透性测试得到的普通混凝土渗透率如表 4 所示, 测出普通混凝土的本质渗透率为  $1.769 \times 10^{-17} \text{ m}^2$ 。相关研究表明<sup>[15]</sup>, 普通混凝土在不开裂的情况下, 其本质渗透率量级可达到  $i \times 10^{-17} \text{ m}^2$ 。因此采用 USTY-50 渗透性测试仪测试材料的本质渗透率是可行的。

表 4 普通混凝土本质渗透率

Table 4 Intrinsic permeability of concrete

方案组编号	本质渗透率 ( $\times 10^{-17} \text{ m}^2$ )	平均值 ( $\times 10^{-17} \text{ m}^2$ )
混凝土 1 号	1.357	
混凝土 2 号	1.806	1.769
混凝土 3 号	2.145	

图 6 为不同围压下 PPM 的渗透性测试结果。结果表明在围压为 2MPa 时, PPM 的本质渗透率为  $8.68 \times 10^{-20} \text{ m}^2$ 。随着围压的增加, PPM 的本质渗透率逐渐降低, 围压为 10MPa 时 PPM 的本质渗透率达到  $4.11 \times 10^{-22} \text{ m}^2$ 。这是因为在围压的作用下 PPM 内部孔隙被压缩, 密实度增加, 进而降低了气体的渗透性。

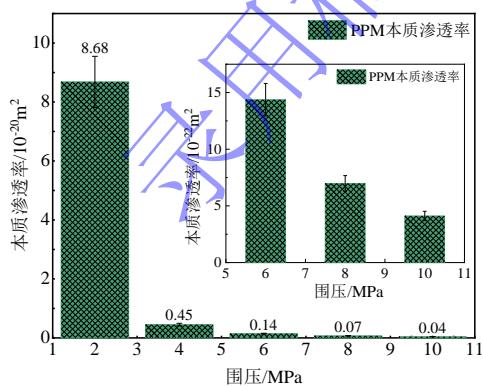


图 6 不同围压下 PPM 的本质渗透率

Fig. 6 PPM intrinsic permeability in different confining pressure  
2.3 单轴拉伸力学性能

PPM 单轴拉伸应力-应变曲线测试结果如图 7 所示, 加载初期, 应力近似呈现线性增长, 其平均拉伸应变为 2.30% (o-a 段); 随着荷载的增加, 试件进入

应力强化阶段, 该阶段应力非线性增加至峰值, 试件表面逐渐出现裂纹, 应力达到峰值时其平均拉伸应变为 20.38% (a-b 段)。随着荷载的继续增加, 试件进入应变软化阶段, 试件表面裂纹扩展成宏观裂缝, 试样承载能力下降, 直至试样完全断开 (b-c 段)。

图 8 为 PPM 拉伸后的表观形态, PPM 破坏形式为裂纹逐渐扩展成裂缝, 最终导致的试样断裂, 非脆性破坏。表 5 为 PPM 拉伸性能参数, PPM 的极限抗拉强度为 2.45MPa, 极限拉伸应变为 20.38%, 远大于 CAES 储气库在运行过程中会出现的最大拉应变,  $i \times 10^{-4}$  量级<sup>[16-17]</sup>。

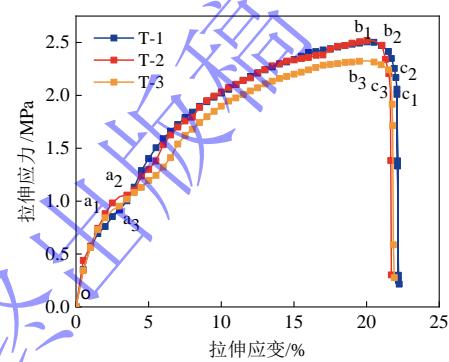


图 7 PPM 单轴拉伸应力-应变曲线

Fig. 7 PPM uniaxial tensile stress-strain curve

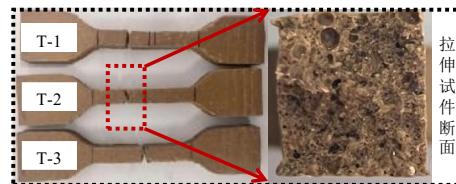


图 8 PPM 拉伸破坏模式

Fig. 8 PPM tensile failure mode

表 5 PPM 的拉伸性能

Table 5 PPM tensile properties

方案组编号	$\sigma_t$ (MPa)	$\varepsilon_t$ (%)
T-1	2.51	20.53
T-2	2.50	20.50
T-3	2.33	20.12
平均值	2.45	20.38

注:  $\sigma_t$  为抗拉强度;  $\varepsilon_t$  为极限拉伸应变

采用图 7 中 oa 段的切线模量作为材料的弹性模量, 测试得到的 PPM 弹性模量见表 6。PPM 的弹性模量平均值为 39.16MPa, 弹性模量低。

表 6 PPM 的弹性模量

Table 6 PPM elastic modulus

方案组编号	$\sigma_{ta}$ (MPa)	$\varepsilon_{ta}$ (%)	$E_t$ (MPa)
T-1	0.69	1.50	46.00
T-2	1.04	3.00	34.67
T-3	0.92	2.50	36.80
平均值	0.88	2.33	39.16

注:  $\sigma_{ta}$  为图 7 中 a 点的拉伸应力;  $\varepsilon_{ta}$  为图 7 中 a 点的拉伸应变;  $E_t$  为 PPM 的弹性模量

## 2.4 直剪力学性能

PPM 直剪的剪切应力与位移曲线测试结果如图 9 所示, 加载阶段剪切应力呈现线性增长趋势, 直至试样达到剪切荷载峰值。随着荷载的继续增长, 试件进入应力软化阶段, 直至试验结束。PPM 抗剪强度可达到 1.87MPa, 剪切位移为 18.24mm, 平均剪切刚度为 0.1025MPa/mm。由此可知 PPM 与纯聚合物膜不同, 其具备一定刚度, 能防止材料在巨大的内压作用下被压入混凝土衬砌开裂后的裂缝中而破坏。图 10 为 PPM 直剪后的表观形态, 试样表面会沿着剪切反力方向出现裂纹, 但裂纹并不会贯通试件。

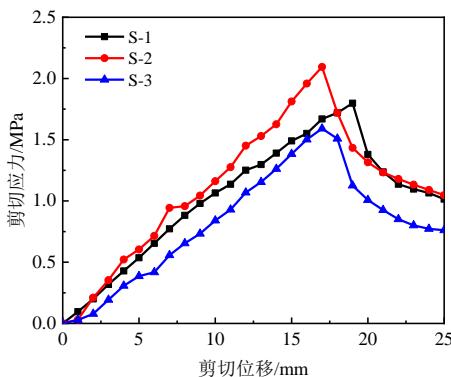


图 9 PPM 直剪剪切应力-位移曲线

Fig. 9 PPM direct shear stress-displacement curve



图 10 PPM 直剪破坏模式

Fig. 10 PPM direct shear failure mode

## 2.5 界面剪切力学性能

PPM/混凝土界面的剪切应力与位移曲线测试结果如图 11, 在加载初期, 剪切滑移曲线近似呈线弹性关系; 随着荷载增加, 剪切位移曲线出现明显的拐点, 然后仍然保持近似线性的应力位移变化关系。剪应力达到峰值后, 剪切-滑移呈现出应力软化的特征。图 12 为 PPM/混凝土界面剪切后的表观形态, PPM 与混凝土界面受剪后, 主要破坏形式表现为界面处的破坏。表 7 为 PPM/混凝土界面剪切性能参数。PPM/混凝土界面粘结强度为 1.28MPa, 因此 PPM 与混凝土之间具有一定的粘结强度, 不需要通过额外的粘结剂进行粘

合; 同时两者之间的平均剪切位移为 4.02mm, 因此 PPM 与混凝土界面具有一定的抗变形能力。

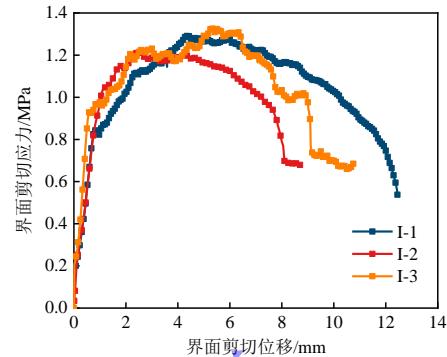


图 11 PPM/混凝土界面剪切应力-位移曲线

Fig. 11 PPM/Concrete interface shear stress-displacement curve

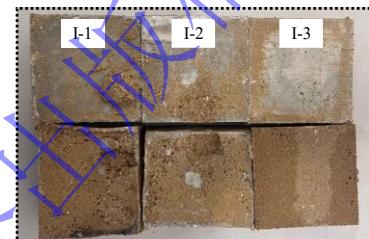


图 12 PPM/混凝土界面剪切破坏模式

Fig. 12 PPM/Concrete interface shear failure mode

表 7 PPM/混凝土界面剪切性能

方案组编号	$\tau_m$ (MPa)	$S_m$ (mm)
I-1	1.29	4.33
I-2	1.21	2.40
I-3	1.33	5.33
平均值	1.28	4.02

注:  $\tau_m$  为界面剪切强度;  $S_m$  为界面剪切位移

## 3 数值模拟与分析

本节将基于第 2 节所得 PPM 试验数据并结合 FLAC3D 数值模拟方法, 初步分析在充气至 10MPa 时储气库内 PPM 密封结构的泄漏率以及在此内压下的受力特性, 以验证该材料在高压气密性结构中应用的可行性。

### 3.1 PPM 密封层泄漏分析

储气库的泄漏的控制边界主要为硐室内的空气压力边界, 而空气压力的变化过程与储气库内热力学过程相关。因此在计算储气库 PPM 密封结构空气泄漏时, 本文基于蒋中明等验证过的热力学分析解析解模型求解硐室压力变化过程<sup>[18]</sup>。同时, 考虑 FLAC3D 的流体计算模块, 可通过式 (2) 实现流体设置为气体的功能。

$$k = \frac{\kappa}{\mu} \quad (2)$$

式中:  $k$  为用于 FLAC3D 计算时的渗透系数,  $\text{m}^2/(\text{Pa}\cdot\text{s})$ ;

$\kappa$  为孔隙介质本质渗透率,  $\text{m}^2$ ;  $\mu$  为空气动力粘滞系数, 20°C时空气动力粘滞系数取  $1.81 \times 10^{-5}$ ,  $\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$ 。

本节将渗流计算与热力学计算耦合, 基于陕西某拟建容积为 5 万  $\text{m}^3$ , 硐室直径为 10m, 表面积为 20169 $\text{m}^2$ , 硐室初始温度为 20°C 的 CAES 工程, 分析储气库内空气的泄漏情况。

### 3.1.1 计算模型与边界条件

为了简化模型, 本次计算采用一维渗流传热模型, 模型尺寸为  $1\text{m} \times 1\text{m} \times 30\text{m}$  的方形柱体 (图 13), 计算模型包括 10cm 厚的 PPM 密封层、50cm 厚的混凝土衬砌与围岩。模型在密封层壁面处设对流传热边界, 围岩右侧为固定温度边界, 其他界面为绝热边界; 在渗流计算模块中将壁面设置为压力边界, 围岩右侧为零压力边界, 其他界面为不渗透边界。计算时取充气阶段 8h, 高压储气阶段 4h, 放气阶段 4h, 低压储气阶段 8h。根据实际工程条件, 模型初始计算温度设定为 20°C, 计算压力区间为 7-10MPa, 循环次数 100 次。结合工程资料和实验室测试试验得到的围岩、衬砌和密封层的热力学计算参数和渗流计算参数见表 8。其中空气在 20°C 时的计算参数参考相关文献<sup>[19]</sup>。

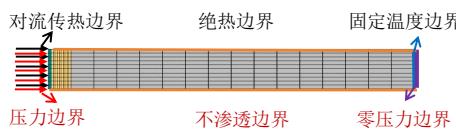


图 13 泄漏计算模型与边界条件

Fig. 13 Leakage calculation model and boundary conditions

表 8 泄漏计算参数

Table 8 Leakage calculation parameters

结构	围岩	衬砌	密封层	空气 <sup>[19]</sup>
$K(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	3.5	1.80	1.01	-
$C_p(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	920	880	1115	1004
$\rho(\text{kg}/\text{m}^3)$	2670	2500	1890	1.205
$h_w(\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}))$	-	-	4.75	-
$P_e(\text{m}^2)$	$1 \times 10^{-14}$	$1 \times 10^{-15}$	$1 \times 10^{-19}$	-
$P_o$	0.15	0.23	$1 \times 10^{-20}$	-
			$1 \times 10^{-21}$	-

注:  $K$  为导热系数;  $C_p$  为恒压比热容;  $\rho$  为密度;  $h_w$  为换热系数;  $P_o$  为孔隙介质本质渗透率;  $P_o$  为孔隙度。

计算时考虑到混凝土衬砌在高压作用下会开裂, 基于 Rossi P<sup>[20]</sup>的数据取混凝土的渗透率为  $1 \times 10^{-15}\text{m}^2$ ; PPM 的渗透率根据试验数据分别取  $1 \times 10^{-20}\text{m}^2$  和  $1 \times 10^{-21}\text{m}^2$  进行计算, 同时考虑到不同配比的 PPM 渗透率可能不同, 又增加渗透率为  $1 \times 10^{-18}\text{m}^2$  和  $1 \times 10^{-19}\text{m}^2$  两种条件进行计算, 进一步探讨 PPM 作为密封材料时其密封性能的下限, 为后续 PPM 的配合比设计提供指导。

### 3.1.2 结果分析

在该工程条件下计算所得的 100 个充放气循环下硐室空气温度和压力如图 14 所示。由图可知, 运行期间压力一直维持在 7-10MPa 之间, 空气温度会随着运行时间的增加而降低, 最终趋于稳定。

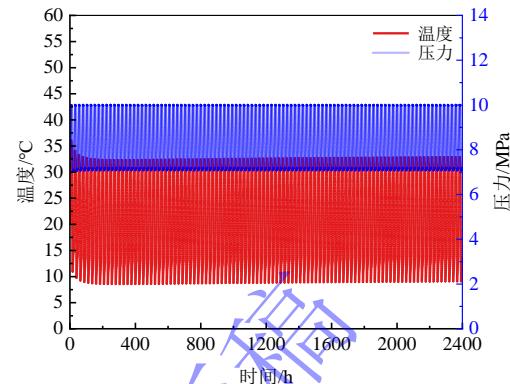


图 14 100 个循环空气的温度与压力

Fig. 14 Air temperature and pressure over 100 cycles

图 15 分别为储气库充入的空气质量图。由图可知, 在 50000 $\text{m}^3$  库容下从 7MPa 充至 10MPa, 储气库充入的空气质量为 1456930kg。

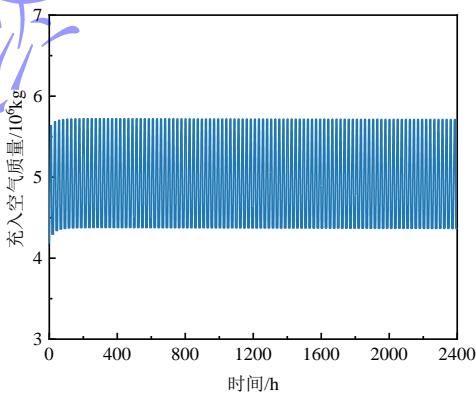


图 15 100 个循环充入空气质量

Fig. 15 Air charging mass over 100 cycles

基于图 14 的压力变化求解得到的储气库 1 天内和 100 天内累计泄漏率过程线分别如图 16 和图 17 所示。密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-18}\text{m}^2$  时, 单日质量泄漏率为 1.738%, 超过了高压气体允许空气质量泄漏率小于 1% 的运行要求<sup>[16]</sup>; 密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-19}\text{m}^2$  时, 单日质量泄漏率为 0.215%; 密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-20}\text{m}^2$  时, 单日质量泄漏率为 0.022%; 密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-21}\text{m}^2$  时, 单日质量泄漏率为 0.002%。由此可知气体泄漏率随密封层的本质渗透率的减小而减小。因此, 在本算例条件下, 当密封层本质渗透率小于  $1 \times 10^{-19}\text{m}^2$  时才能满足泄漏率要求。由此可知本文所研制配比下的 PPM 的气密性能能完全满足 CAES 储气库的密封要求, 而在后续调整 PPM 配比时需要保证其本质渗透率至少小于  $1 \times 10^{-19}\text{m}^2$ 。

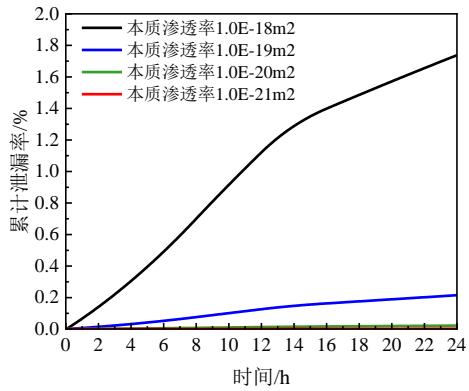


图 16 1d 内累计泄漏率过程线

Fig. 16 Cumulative leakage rate curve over 1 day

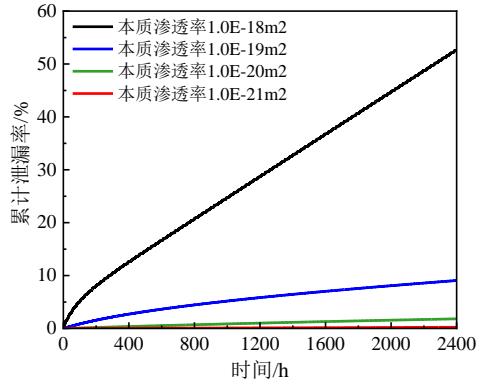


图 17 100d 内累计泄漏率过程线

Fig. 17 Cumulative leakage rate curve over 100 days

密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-19} \text{m}^2$  时储气库充放气 100 次的气体泄漏率变化过程线如图 18 所示。由图可见, 储气库的气体泄漏率随着循环次数的增加而减小。

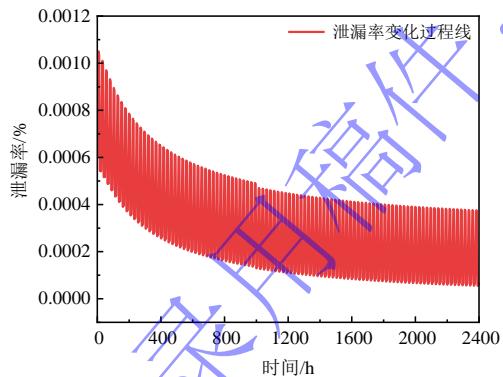


图 18 100d 内泄漏率变化过程线 (本质渗透率  $1 \times 10^{-19} \text{m}^2$ )

Fig. 18 Leakage rate change curve over 100 days (intrinsic permeability  $1 \times 10^{-19} \text{m}^2$ )

### 3.2 PPM 密封层受力特性分析

#### 3.2.1 计算模型与边界条件

基于上述工程, 利用数值分析软件 FLAC3D 分别对围岩、衬砌和密封层关键结构进行二维建模。其中混凝土衬砌厚度为 0.5m, PPM 密封层厚度为 10cm, 混凝土衬砌与密封层之间设接触面。考虑到硐室对围岩的影响距离, 模型范围取 5 倍洞径。即数值模型的坐标原点为洞室中心, 模型 X 方向长 100m, Z 方向

高度 100m, Y 方向取单位长度 1m (图 19)。考虑到硐室埋深为 100 米, 因此模型顶部在计算初始地应力时需赋加 1.31MPa 的压力。数值模型计算网格数量为 28296 个, 节点数量为 56896 个。

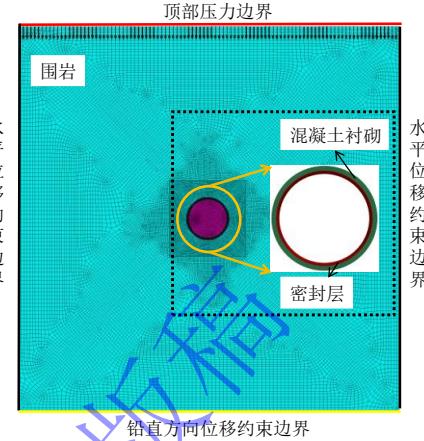


图 19 计算模型与边界条件

Fig. 19 Calculation model and boundary conditions

衬砌和围岩的力学计算本构模型采用基于摩尔-库伦准则的弹塑性本构模型, PPM 分别采用弹性模型和摩尔库伦弹塑性模型进行计算。计算力学边界为: 四周铅直边界为水平位移约束, 底部边界为铅直方向位移约束, 顶部边界为已知压力边界 (1.31MPa)。具体计算流程为: ①在模型顶部施加 1.31MPa 压力模拟上覆岩层自重, 计算初始自重应力场; ②模拟储气库的逐步开挖; ③模拟衬砌和密封层的施工; ④储气库 10MPa 内压作用模拟。

相较于仅考虑气体内压作用时, 考虑温度变化导致结构内部产生温度应力后会减小结构内部产生的环向拉应力<sup>[19,21]</sup>。因此为了分析更不利现象, 本节仅考虑了 10MPa 内压作用, 未考虑温度作用。基于现场取样和实验室测试数据得到的各结构的具体计算参数见表 9。PPM 与混凝土接触面参数参考相关文献<sup>[22]</sup>, 具体见表 10。

表 9 计算参数

Table 9 Calculation parameters

结构	$E$ (GPa)	$\nu$	$c$ (MPa)	$\varphi$ (°)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\sigma_t$ (MPa)
围岩	9.0	0.28	0.75	44	2670	0.78
衬砌	30.0	0.17	3.08	54.9	2500	2.16
密封层	0.039	0.30	1.0	10	1890	2.45

注:  $E$  为弹性模量;  $\nu$  为泊松比;  $c$  为粘聚力;  $\varphi$  为内摩擦角;  $\rho$  为密度;  $\sigma_t$  为抗拉强度

表 10 接触面参数<sup>[22]</sup>

Table 10 PPM/Concrete contact surface parameters<sup>[22]</sup>

结构	$K_n$ (GPa/m)	$K_s$ (GPa/m)	$c$ (MPa)	$\varphi$ (°)	$\sigma_t$ (MPa)
----	------------------	------------------	--------------	------------------	---------------------

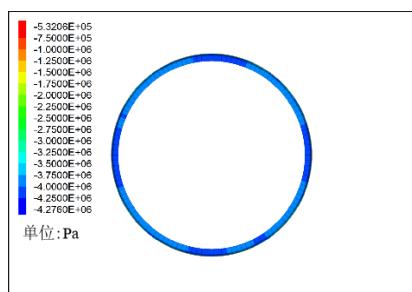
接触面	300	0.0287	0.96	10	1.5
-----	-----	--------	------	----	-----

注:  $K_n$  为法向刚度;  $K_s$  为切向刚度;  $c$  为粘聚力;  $\varphi$  为内摩擦角;  $\sigma_t$  为抗拉强度

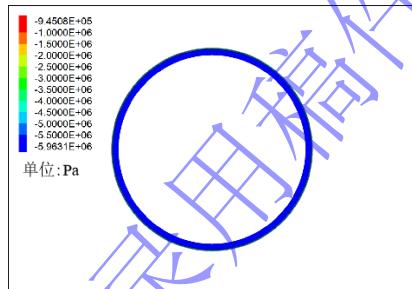
### 3.2.2 结果分析

图 20-图 22 分别为 10MPa 内压下采用不同模型计算得到的 PPM 的环向应力、径向应力与环向应变分布。从应力控制角度分析可知, **采用弹性和弹塑性两种模型计算得到的密封层环向应力均为压应力**。PPM 弹性模量低而泊松比相对较大, 其变形适应能力强, 结构在外压作用下产生三向压缩变形, 从而**避免了密封层内部产生拉应力, 降低了 PPM 密封层的拉伸破坏风险**。

从应变控制角度分析, 采用弹性模型计算时 PPM 密封层的环向拉应变最大值为 1.20%; 采用摩尔库伦模型计算时 PPM 密封层的环向拉应变最大值为 1.15%。两种模型计算得到的最大环向拉应变远小于 PPM 的极限拉伸应变(20.38%), 因此不会导致拉伸破坏。两种模型计算得到的径向应力与洞室内压力基本相等, 即 PPM 密封层仅发挥传力作用。



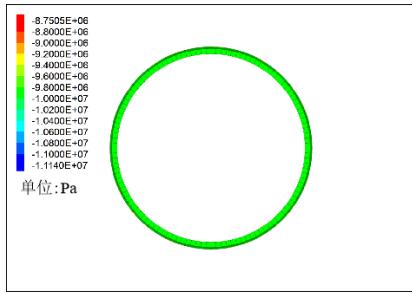
(a) 弹性模型



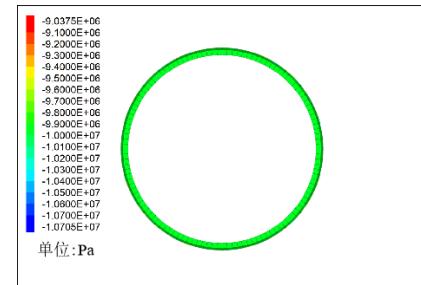
(b) 弹塑性模型

图 20 PPM 的径向应力

Fig. 20 Radial stress of PPM



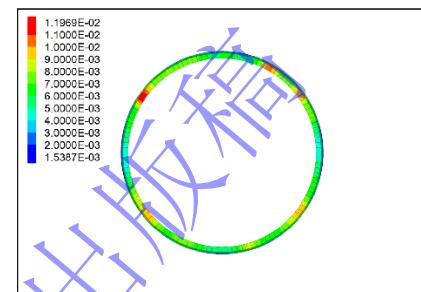
(a) 弹性模型



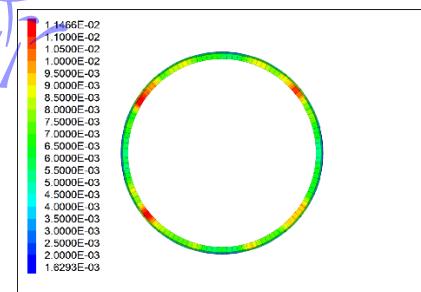
(b) 弹塑性模型

图 21 PPM 的径向应力

Fig. 21 Radial stress of PPM



(a) 弹性模型

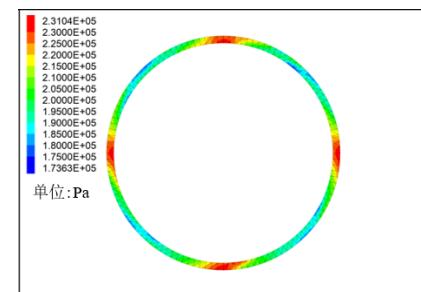


(b) 弹塑性模型

图 21 Radial stress of PPM

Fig. 21 Radial stress of PPM

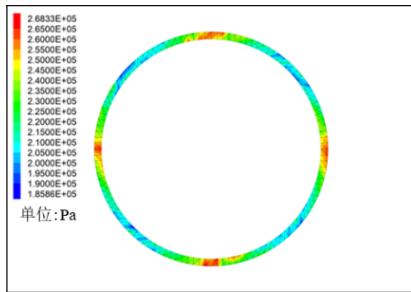
两种模型计算所得到的 PPM 与混凝土接触面上的剪切应力如图 23 所示。采用弹性模型计算时, PPM 与混凝土界面上的剪切应力最大值为 0.231MPa。采用摩尔库伦模型计算时, PPM 与混凝土界面上的剪切应力最大值为 0.268MPa。两种模型计算得到的最大剪切应力均小于 PPM 与混凝土的界面剪切强度(1.28MPa)。



(a) 弹性模型

图 22 PPM 的环向应变

Fig. 22 Hoop strain of PPM



(b) 弹塑性模型

图 23 PPM/混凝土界面的剪切应力

Fig. 23 Shear stress of PPM/Concrete interface

## 4 讨论

对于密封层来说，良好的变形适应能力是降低其开裂风险的关键。夏才初<sup>[2]</sup>和 Hori M<sup>[8]</sup>等人通过数值计算得到环向应变均在  $i \times 10^{-4} \sim i \times 10^{-3}$  量级；蒋中明等<sup>[18]</sup>在平江实验室实测到的应变量级也为  $i \times 10^{-4}$ 。PPM 作为密封层时其环向应变为  $i \times 10^{-3} \sim i \times 10^{-2}$  量级。从量级上看，密封层的环向拉应变远小于 PPM 的拉断伸长率 20.38%（极限拉应变），因此 PPM 作为密封层时不会产生拉裂破坏。同时 PPM 弹性模量低，作为密封结构时无环向拉应力的产生。从抗拉强度上分析，PPM 抗拉强度为 2.45MPa，能够充分满足要求。其次采用薄钢板密封时，钢材内部产生巨大的拉应力，甚至可能会超过自身抗拉强度。因此现有工程常采用厚钢板，但是存在工程造价高的问题。目前众多研究者更倾向于研发柔性密封材料，而 PPM 能充分满足柔性密封材料的要求。

密封性能作为密封结构的重要指标之一，是保障储气库高效运行的关键性能。Kim H M, et al<sup>[16]</sup>指出 CAES 储气库密封材料的本质渗透率小于  $10^{-18} \text{ m}^2$  量级时，可以满足高压气体泄漏率小于 1 % 入库空气质量的运行要求。PPM 的气体泄漏率随密封层的本质渗透率的减小而减小，当密封层本质渗透率为  $1 \times 10^{-19} \text{ m}^2$  时，气体泄漏率为 0.215%，就能满足高压气体允许空气质量泄漏率小于 1 % 的运行要求。因此 PPM 的气密性能可以完全满足 CAES 储气库的密封要求。

本研究仍存在一些不足，如 PPM 的疲劳特性和老化特性同样是影响 CAES 储气库正常运行的关键因素，基于此本团队开展了部分研究但还未形成系统性的成果；泄漏分析中可进一步讨论空气粘度变化对泄漏结果的影响。同时变温高压交变荷载同步作用下的 PPM 性能也需要重点研究，为 PPM 在 CAES 储气库中的运行提供更丰富的数据支撑。

## 5 结论

本文以 PPM 为试验研究对象，通过气渗试验和力

学试验，获得了 PPM 的本质渗透率、抗拉性能、抗剪性能和界面粘结性能。并基于试验数据结合数值模拟进行了 PPM 的泄漏分析和受力特性分析，得到如下结论：

(1) PPM 的密封性能极佳，本质渗透率量级可达到  $10^{-21} \sim 10^{-22} \text{ m}^2$ ，能充分满足 CAES 密封需要。

(2) PPM 的抗拉强度和变形能力良好，弹性模量低，其抗拉强度为 2.45MPa，极限拉伸应变为 20.38%，弹性模量仅有 39.16MPa。PPM 与混凝土之间的粘结强度为 1.28MPa，因此不需要额外通过胶结剂粘合，施工方便，且能适应 CAES 储气库运行时密封层与衬砌之间的剪切变形。

(3) 通过敏感性分析发现 PPM 本质渗透率为  $1 \times 10^{-18} \text{ m}^2$  不能满足密封要求，至少需要本质渗透率达到  $1 \times 10^{-19} \text{ m}^2$ ，此时 1d 内空气泄漏率仅为 0.215%，能够充分满足储气库空气质量允许泄漏率的要求。同时 PPM 弹性模量低，因此无论从应力控制角度还是应变控制角度分析，PPM 均能避免拉伸破坏。

(4) 总的来说，PPM 能够初步满足 CAES 人工硐室储气库密封材料的性能要求。

## 参考文献：

- [1] BUDT M, WOLF D, SPAN R, et al. A review on compressed air energy storage: basic principles, past milestones and recent developments[J]. Applied Energy, 2016, **170**: 250-68.
- [2] 夏才初, 张平阳, 周舒威, 等. 大规模压气储能洞室稳定性和洞周应变分析[J]. 岩土力学, 2014, **35**(05): 1391-1398. (Xia C C, Zhang P Y, Zhou S W, et al. Stability and tangential strain analysis of large-scale compressed air energy storage cavern[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(05): 1391-1398.(in Chinese))
- [3] SALTER M DE G, MACFARLANE I M, WILLETT D C, et al. 5 Design aspects for an underground compressed air energy storage system in hard rock[A]. Design and Performance of Underground Excavations: ISRM Symposium-Cambridge [C]. UK: Thomas Telford Publishing, 1984: 37-44.
- [4] 张国华, 王薪锦, 相月, 等. 压缩空气硬岩储库关键问题研究进展: 气密性能、热力过程与稳定性[J]. 岩石力学与工程学报, 2024, **43**(11): 2601-2626. (ZHANG G H, WANG X J, XIANG Y, et al. Compressed air energy storage in hard rock caverns: airtight performance, thermomechanical behavior and stability[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(11): 2601-2626.(in Chinese))
- [5] ISHIHATA T. Underground compressed air storage facility for CAES-G/T power plant utilizing an airtight lining[J].

- News Journal International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering, 1997, **5**(1): 17-21.
- [6] 蒋中明, 刘宇婷, 陆希, 等. 压气储能内衬硐室储气关键问题与设计要点评述[J]. 岩土力学, 2024, **45**(12): 3491-3509. (JIANG Z M, LIU Y T, LU X, et al. Review on key scientific and design issues of lined rock caverns for compressed air energy storage[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(12): 3491-3509. (in Chinese))
- [7] QIN S K, XIA C C, ZHOU S W. Air tightness of compressed air storage energy caverns with polymer sealing layer subjected to various air pressures[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2023, **15**(8): 2105-16.
- [8] HORI M, GODA Y, ONISHI H. Mechanical Behaviour of Surrounding Rock Mass and New Lining Structure of Air-tight Pressure Cavern[A]. ISRM 2003-Technology roadmap for rock mechanics[C]. Sandton: South African Institute of Mining and Metallurgy, 2003: 529-532.
- [9] HEIDARI-RARANI M, BASHANDEH-KHODAEI-NAEINI K. Micromechanics based damage model for predicting compression behavior of polymer concretes[J]. Mechanics of Materials, 2018, **117**: 126-136.
- [10] MA D P, LIANG Z M, LIU Y P, et al. Mesoscale modeling of epoxy polymer concrete under tension or bending[J]. Composite structure, 2021, 256.
- [11] NODEHI M. Epoxy, polyester and vinyl ester based polymer concrete: a review[J]. Innovative Infrastructure Solutions, 2021, **7**(1).
- [12] FERDOUS W, MANALO A, WONG H S, et al. Optimal design for epoxy polymer concrete based on mechanical properties and durability aspects[J]. Construction and Building Materials, 2020, 232.
- [13] GB/T 50081-2019 混凝土物理力学性能试验方法标准[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2019. (GB/T 50081-2019 Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2019. (in Chinese))
- [14] GB/T 528-2009 硫化橡胶或热塑性橡胶拉伸应力应变性能的测定[S]. 北京:中国标准出版社, 2009. (GB/T 50081-2009 Rubber, vulcanized or thermoplastic-Determination of tensile stress-strain properties[S]. Beijing: China Standards Press, 2019. (in Chinese))
- [15] 周翱翔, 张云升, 钱如胜, 等. 花岗岩石粉对机制砂混凝土基本性能及气体渗透特性的影响[J]. 复合材料学报, 2024, **41**(07): 3704-3715. (ZHOU A X, ZHANG Y S, QIAN R S, et al. Influence of granite stone powder on the basic properties and gas permeability characteristics of mechanism sand concrete [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, **41**(07): 3704-3715. (in Chinese))
- [16] KIM H M, RUTQVIST J, RYU D W, et al. Exploring the concept of compressed air energy storage (CAES) in lined rock caverns at shallow depth: A modeling study of air tightness and energy balance[J]. Applied Energy, 2012, 92:653-667.
- [17] 蒋中明, 李鹏, 赵海斌, 等. 压气储能浅埋地下储气库性能试验研究[J]. 岩土力学, 2020, **41**(01): 235-241+252. (JIANG Z M, LI P, ZHAO H B, et al. Experimental study on performance of shallow rock cavern for compressed air energy storage [J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(01): 235-241+252. (in Chinese))
- [18] 蒋中明, 刘澧源, 赵海斌, 等. 地下储气库热力耦合数值分析动态边界条件研究[J]. 岩土力学, 2019, **40**(03): 1149-1157. (JIANG Z M, LIU L Y, ZHAO H B, et al. Study of dynamic boundary conditions for thermo-mechanical coupling analysis of underground gas storage cavern [J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(03): 1149-1157. (in Chinese))
- [19] 刘澜婷. 平江压气储能地下储气试验库围岩稳定性研究[D]. 长沙理工大学, 2017. (LIU L T. Study on the stability of surrounding rock of Pingjiang pilot cavern for compressed air energy storage[D]. Changsha university of science & technology, 2017. (in Chinese))
- [20] Rossi P. Determination of the apparent gas permeability in a macrocracked concrete[J]. Engineering, 2022, 17:93-98.
- [21] 蒋中明, 甘露, 张登祥, 等. 压气储能地下储气库衬砌裂缝分布特征及演化规律研究[J]. 岩土工程学报, 2024, **46**(01): 110-119. (JIANG Z M, GAN L, ZHANG D X, et al. Distribution characteristics and evolution laws of liner cracks in underground caverns for compressed air energy storage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, **46**(01): 110-119. (in Chinese))
- [22] 蒋中明, 石兆丰, 杨雪, 等. 聚氨酯类聚合物砂浆-混凝土界面黏结性能与变形特征试验研究[J/OL]. 岩土力学, 2024, (12):1-10. (JIANG Z M, SHI Z F, YANG X, et al. Review on key scientific and design issues of lined rock caverns for compressed air energy storage [J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, (12):1-10. (in Chinese))