DOI: 10.19666/j.rlfd.202509079

压气储能衬砌洞室热−力耦合响应与损伤演化数值模拟

魏 亮[1]，杨继盛[1]，邹永涛[1]，陈艳明[1]，李 鹏[2]，王 志[3]
（1. 青海龙源新能源有限公司，青海 海西州 816000；
2. 中国电建集团中南勘测设计研究院有限公司，湖南 长沙 410014；
3. 郑州大学力学与安全工程学院，河南 郑州 450001）

［摘 要］【目的】压缩空气储能（CAES）技术是平抑可再生能源波动、支撑“双碳”目标实现的关键技术之一，其地下储气库在频繁充放气循环下的热力耦合响应与长期稳定性是工程安全的焦点。【方法】以张北县 30 000 m³ 储气库工程为背景，建立了一个热−力−损伤多场耦合数值模型。该模型在 COMSOL Multiphysics 平台上，综合考虑了高压空气的非理想热力学行为、基于断裂能的混凝土损伤软化、钢筋增强效应以及围岩开挖损伤区（EDZ）的力学折减，系统模拟了充气 8 h−保压 4 h−放气 4 h−保压 8 h 典型循环下洞室的工作性态。【结果】结果表明：洞室内气温剧烈波动（–30.68~70.18 ℃），混凝土衬砌在较低内压（约 1.9 MPa）下即萌生裂缝，并随压力升高最终形成环向等间距分布；钢筋在裂缝处出现应力集中，有效承担拉应力，实现了与混凝土的协同工作；围岩承担了约 97.7%的内压，其刚度显著影响衬砌应力与洞室收敛变形，提高 EDZ 刚度可优化荷载传递路径；围岩塑性区在充气阶段于洞室顶底部显著发展，呈现出不可逆的变形特征。【结论】研究揭示了钢−钢筋混凝土−围岩复合结构在循环载荷下的协同工作机制与损伤演化规律，研究结论可为 CAES 人造洞室的设计优化与安全评估提供理论依据。

［关 键 词］压缩空气储能；衬砌洞室；热−力耦合；损伤演化；混凝土开裂

［引用本文格式］魏亮，杨继盛，邹永涛，等. 压气储能衬砌洞室热-力耦合响应与损伤演化数值模拟[J]. 热力发电，2026，55(4)：30-40. WEI Liang, YANG Jisheng, ZOU Yongtao, et al. Numerical simulation of thermo-mechanical response and damage evolution in a lined cavern for compressed air energy storage[J]. Thermal Power Generation, 2026, 55(4): 30-40.

Numerical simulation of thermo-mechanical response and damage evolution in a lined cavern for compressed air energy storage

WEI Liang[1], YANG Jisheng[1], ZOU Yongtao[1], CHEN Yanming[1], LI Peng[2], WANG Zhi[3]
(1. Qinghai Longyuan New Energy Co., Ltd., Haixi Prefecture 816000, China;
2. Power China Zhongnan Engineering Corporation Limited, Changsha 410014, China;
3. School of Mechanics and Safety Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: [Objective] Compressed air energy storage (CAES) plays a critical role in stabilizing power systems with high penetration of renewable sources by mitigating intermittency and supporting the achievement of “dual-carbon” objectives. The thermo-mechanical response and damage evolution of an underground lined CAES cavern under repeated operational cycles are investigated based on a 30 000 m³ demonstration project in Zhangbei County. [Methods] A coupled thermo-mechanical numerical model is developed using COMSOL Multiphysics, incorporating non-ideal thermodynamics of high-pressure air, a fracture energy-based damage model for concrete, the reinforcing effect of steel bars, and the mechanical behavior of the excavation damaged zone (EDZ). [Results]

收 稿 日 期：2025-09-24 修 回 日 期：202-10-25 接 受 日 期：2025-11-18 网络首发日期：2026-01-06
基 金 项 目：湖南省芙蓉计划科技创新人才项目（2025RC5004）；电建集团核心攻关项目（DJ-HCGG-2024-06）；电建集团重大专项项目（ZSGN-KW2404-006）
Supported by: Scientific and Technological Innovation Talent Project of Hunan Furong Program (2025RC5004); Core Research Project of Power China Group (DJ-HCGG-2024-06); Major Special Project of Power China Group (ZSGN-KW2404-006)
第一作者简介：魏亮（1981），男，工程师，主要研究方向为压缩空气储能等，liang.wei.g@chnenergy.com.cn。
通信作者简介：杨继盛（1978），男，工程师，主要研究方向为压缩空气储能等，12011219@chnenergy.com.cn。

Simulations are conducted under a typical operational cycle comprising 8 h charging, 4 h pressure maintenance, 4 h discharging, and 8 h maintenance. The results reveal significant temperature fluctuations inside the cavern (−30.68~70.18 ℃). Concrete cracking is found to initiate at a low internal pressure (~1.9 MPa) and evolve into circumferentially spaced cracks. Steel reinforcement effectively carries tensile stress at crack locations, demonstrating effective collaboration with concrete. The surrounding rock is shown to bear approximately 97.7% of the internal pressure, with its stiffness significantly affecting lining stress and cavern convergence. Increased EDZ stiffness is observed to improve load transfer and stability. Plastic zones are found to develop predominantly near the cavern crown and bottom during charging, exhibiting irreversible deformation. [Conclusion] The synergistic behavior of the steel-concrete-rock composite system is elucidated, providing a theoretical basis for the design and safety assessment of CAES caverns.

Key words: compressed air energy storage; lined cavern; thermo-mechanical coupling; damage evolution; concrete cracking

构建以新能源为主体的新型电力系统，是我国实现“碳达峰、碳中和”战略目标的核心举措。然而，风电、光伏等可再生能源出力固有的间歇性与波动性，对电网的实时平衡与安全稳定运行构成了严峻挑战[1-3]。在此背景下，大规模长时储能技术发挥着“压舱石”的关键作用。其中，压缩空气储能（compressed air energy storage，CAES）凭借其储能规模大（可达百兆瓦级）、使用寿命长（30~50 年）以及单位成本相对较低等优势，已成为支撑新型电力系统建设的战略性技术之一[4]。

地下储气库作为 CAES 系统的核心储气设施，其结构安全性、密封性能及长期稳定性直接决定了电站的整体运行效率、经济性与可靠性。当前，主要的地下储气方案包括利用盐穴等天然地质构造[5]、改造废弃矿洞[6]、利用地下含水层[7]以及建造人工衬砌岩石洞室[8]。相比之下，人造衬砌洞室在选址上受特定地质条件的约束较小，可实现较浅的埋深，并能承受更高的运行压力，因而在站点规划的灵活性与大规模储能的适用性方面展现出显著优势，是推动 CAES 技术广泛商业化应用的关键突破口。

CAES 地下储气库的设计在很大程度上借鉴了水电工程中高压隧洞与地下厂房的成熟经验[9-11]，但其运行工况却更为复杂与严苛。CAES 洞室需承受每日多次的充放气循环荷载，导致内部气体压力与温度发生剧烈的周期性变化。这一过程是典型的非绝热过程：充气时，压缩空气瞬时升温，最高温度可超过 426 ℃[12-13]；放气时，空气膨胀吸热，温度可骤降至零度以下。此种交变的热力荷载会从洞壁向围岩深部传播，形成波动的温度场[14]，进而引发衬砌与围岩体系产生显著的热−力耦合效应，并可能因洞室的周期性胀缩（即“呼吸效应”）而对密封材料的长期耐久性构成威胁[15]。

面对上述复杂挑战，国内外学者已开展了系列研究。早期工作多集中于洞室选址的宏观地质准则探讨[16]与围岩稳定性的初步评价[17]。在理论解析方面，周舒威等[18]给出了内压和温度共同作用下洞室应力分布的解析解，为理解热−力耦合机理奠定了基础。随着数值模拟技术的发展，研究逐渐深入到 CAES 系统的热力学性能分析[19-20]，这些工作揭示了洞内空气温度与压力的动态变化规律，并强调了采用真实气体状态方程的重要性。在结构响应方面，近期研究开始更多关注衬砌的力学行为与损伤。崔玉柱等[9]对高压储气硐室钢筋混凝土衬砌的渐进断裂过程进行了数值模拟；Xia 等人[8]则采用热−力耦合相场模型研究了衬砌洞室中裂缝的萌生与扩展。此外，围岩开挖损伤区（excavated damage zone，EDZ）的影响也逐渐受到关注，Chen 等人[6]分析了含初始 EDZ 的废弃矿洞用作 CAES 洞室的稳定性问题。目前相关研究成果多数侧重于热力学分析、围岩稳定性，大部分研究只将衬砌简化为均质弹性体，对于高压空气热力学行为−衬砌结构损伤演化−围岩塑性区发展三者间耦合作用的综合分析不足，缺乏系统性的模拟与阐释[21]。混凝土衬砌是一种脆性材料，在循环热−力载荷下从损伤累积、微裂纹萌生到宏观裂缝形成的全过程，基于一般理想弹塑性模型，不能考虑裂缝开裂过程，急需引入基于断裂力学的损伤演化模拟。

本文以河北省张北县综合能源示范项目中的地下储气库工程为背景，致力于开展钢−钢筋混凝土衬砌洞室在多场耦合作用下的综合性能研究。拟建立一个考虑钢筋增强效应与围岩开挖损伤区的热−力耦合数值模型，旨在精确分析充放气循环过程中洞室气压−温度的动态变化规律以及衬砌−围岩体系的应力分布特征。引入基于断裂能的混凝土损伤模型，以模拟混凝土衬砌在内压与温度共同作用下的开裂起始、扩展过程及最终裂缝分布模式，进而深入揭示钢筋与混凝土的协同工作机制，并为 CAES 人造洞室的设计与安全评估提供理论依据。

1 工程概况

本研究所依托的张北县综合能源储气库工程位于河北省西北部张北县工业园区内，该储气库设计库容为 30 000 m³，设计压力 10 MPa，设计使用年限 30 年，由 2 个平行布置的储气洞室、1 条连接巷道和 2 个竖井组成。洞室区地层结构根据地质勘察结果自上而下依次为：20 m 厚砂土层、55 m 厚强/中风化玄武岩、40 m 厚微风化玄武岩、10 m 厚砂砾石层、25 m 厚强风化泥岩层。其中 1 号洞室轴线长 215 m，2 号洞室轴线长 170 m。2 个洞室间距 70 m，洞室采用圆形断面，净直径 10 m，中心埋深 89 m，洞室主体位于微风化玄武岩层。衬砌结构采用复合衬砌形式，内层密封层为厚 20 mm 的 07MnMoVR 高强度钢板，外层为钢筋混凝土衬砌，共同组成承压与密封体系。洞室的埋深较浅，根据工程地质勘察数据，围岩地层及衬砌物理力学参数见表 1。

表 1 材料物理力学参数

Tab.1 Physical and mechanical parameters of the materials

材料	弹性模量 E/GPa	密度/(kg·m^{-3})	黏聚力 c/MPa	内摩擦角 φ/(°)	泊松比 μ	抗拉强度 σ_t/MPa
砂土	0.025	1 700	0.015	16.7	0.30	0.00
强/中风化玄武岩	5.000	2 550	0.400	33.0	0.30	1.90
微风化玄武岩	12.000	2 700	0.800	38.0	0.28	2.20
砂砾石	0.040	1 950	0.030	19.0	0.30	
强风化泥岩	1.500	2 150	0.100	21.0	0.38	0.40
混凝土	30.000	2 500			0.20	2.00
钢材	206.000	7 850			0.30	610

2 多场耦合数值模型

本研究采用 COMSOL Multiphysics 多物理场仿真平台，建立了描述压缩空气储能地下洞室复杂工作性态的热−力−损伤多场耦合数学模型。该模型综合考虑高压空气的热力学行为、衬砌与围岩结构的力学响应、混凝土材料的损伤演化过程以及各物理场之间的相互作用机制。

2.1 气体控制方程

基于质量守恒方程、能量守恒方程以及气体状态方程，忽略空气温度和压力在洞室空间上的不均匀分布，假设空气温度和压力的变化只是与时间有关的函数。这种简化的方法极大地降低了仿真计算成本，可以将研究的关注重点放到压缩空气储能热力学响应引起的后续问题中，在相关研究中得到较为广泛的应用[20]。

气体质量守恒方程为：

$$V\frac{\mathrm{d}\rho}{\mathrm{d}t}=(F_{\mathrm{i}}+F_{\mathrm{e}})\dot{m}_{\mathrm{c}} \tag{1}$$

气体能量守恒方程为：

$$V\rho c_v\frac{\mathrm{d}T_{\mathrm{a}}}{\mathrm{d}t}=F_{\mathrm{i}}\dot{m}_{\mathrm{c}}\left(h_{\mathrm{i}}-h+ZRT_{\mathrm{a}}+\rho\left.\frac{\partial u}{\partial\rho}\right|_{T_{\mathrm{a}}}\right)+F_{\mathrm{i}}\dot{m}_{\mathrm{c}}\left(ZRT+\rho\left.\frac{\partial u}{\partial\rho}\right|_{T_{\mathrm{a}}}\right)+\dot{Q} \tag{2}$$

气体状态方程为：

$$p=Z\rho RT \tag{3}$$

空气的热力学性质为：

$$c_v\approx c_{v0},\ h_{\mathrm{i}}-h\approx c_{p0}(T_{\mathrm{i}}-T_{\mathrm{a}}),\quad \left.\frac{\partial u}{\partial\rho}\right|_{T_{\mathrm{a}}}\approx-\frac{RT_{\mathrm{a0}}^2Z_{T0}}{\rho_0},\quad Z=1-\frac{9p_{\mathrm{a}}}{128p_{\mathrm{c}}}\frac{T_{\mathrm{c}}}{T_{\mathrm{a}}}\left(\frac{6T_{\mathrm{c}}^2}{T_{\mathrm{a}}^2}-1\right) \tag{4}$$

压缩空气与洞室表面的热对流交换传热效率为：

$$\dot{Q}=h_{\mathrm{c}}A_{\mathrm{c}}(T(r_0,t)-T_{\mathrm{a}}(t)) \tag{5}$$

式中：ρ 为空气密度；V 为洞室体积；u 和 h 为比内能和焓；$\dot{Q}$ 为传热速率；$\dot{m}_{\mathrm{c}}$ 为质量流率；F_{i} 和 F_{e} 为无量纲的质量流率；R 为空气常数；T_{a} 和 T_{i} 分别为空气温度和充入空气温度；c_v 和 c_p 分别为恒定体积和恒定压力条件下空气的比热容；Z 为空气压缩系数；T_{a0}、c_{v0}、c_{p0} 和 Z_{T0} 为初始状态下的值；p_{c} 和 T_{c} 分别为临界状态的气体压力和气体温度；h_{c} 为平均对流换热系数；A_{c} 为指洞室壁的表面积；$T(r_0,t)$为洞室壁的表面面积。

F_{i} 和 F_{e} 是周期性的无量纲周期函数，F_{i} 在充气时间是 1，F_{e} 在放气时间是–D，D 表示为放气质量流动速率与充气质量流动速率之比。充放气周期内的 F_{i} 和 F_{e} 可以表示为图 1。

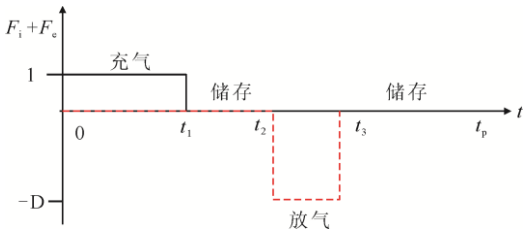


图 1 F_i 和 F_e 在一个周期内的变化

Fig.1 The variation of F_i and F_e within one cycle

2.2 混凝土损伤模型

脆性材料（如混凝土或陶瓷）在受到机械载荷时会经历一系列变形过程。初始阶段表现为弹性变形，当应力或应变超过临界水平时，材料将进入非线性断裂阶段。在达到这个临界值时，裂纹开始产生并扩展，最终导致材料发生断裂。

对于混凝土模型的应变损伤可以基于荷载函数 f 定义：

$$f=\varepsilon_{\mathrm{eq}}-\kappa\leqslant 0 \tag{6}$$

式中：$\varepsilon_{\mathrm{eq}}$ 为等效应变，弹性应变的标量测量；κ为状态变量，演化遵循 Karush-Kuhn-Tucker 加载、卸载条件[22]。

不同损伤模型的等效应变$\varepsilon_{\mathrm{eq}}$ 定义不同。本研究采用朗肯损伤模型，将最大未损伤主应力σ_1 的等效应变定义为：

$$\varepsilon_{eq}=\langle\sigma_1\rangle/E \tag{7}$$

式中：<>为麦考利括号；E 为杨氏模量。之所以使用麦考利括号，是因为在这里，认为只有拉伸（正）应力会造成损坏。

基于最大主弹性应变$\varepsilon_{\mathrm{elp1}}$ 的等效应变定义为：

$$\varepsilon_{\mathrm{eq}}=\langle\varepsilon_{\mathrm{elp1}}\rangle \tag{8}$$

未损坏主应力的等效应变可以定义为：

$$\varepsilon_{\mathrm{eq}}=\sqrt{\langle\sigma_1\rangle^2+\langle\sigma_2\rangle^2+\langle\sigma_3\rangle^2}/E \tag{9}$$

标量损伤模型的一个关键组成部分是定义损伤演化规律，本文采用多项式应变软化定律[23]：

$$d(\kappa)=\begin{cases}1-\dfrac{\varepsilon_0}{\kappa}\left[1+\left(\dfrac{\kappa-\varepsilon_0}{\varepsilon_f-\varepsilon_0}\right)^2\left(2\dfrac{\kappa-\varepsilon_0}{\varepsilon_f-\varepsilon_0}-3\right)\right],\kappa\geqslant\varepsilon_0\\ 0,\kappa<\varepsilon_0\end{cases} \tag{10}$$

$$\varepsilon_{\mathrm{f}}=\frac{2G_{\mathrm{f}}}{\sigma_{\mathrm{t}}h_{\mathrm{cb}}}+\frac{\varepsilon_0}{2} \tag{11}$$

式中：ε_0 为损伤的开始的应变，可以根据抗拉强度 σ_t 和杨氏模量 E 计算，$\varepsilon_0=\sigma_t/E$；ε_f 为破坏应变，可以通过抗拉强度、特征元素尺寸 h_{cb} 和单位体积断裂能 G_f 确定。

取混凝土抗拉强度为 2 MPa，根据文献[24-25]，断裂能尚未有确定的取值，考虑到配筋的影响，本文取断裂能为 220 J/m^2。

2.3 数值模型求解流程

数值模型在 COMSOL Multiphysics 中求解，首先将充放气的质量流量、空气的热力学参数和洞室尺寸参数代入式(1)—式(4)求解空气的温度和压力。根据式(5)计算温度作为热源传递到洞室边界的固体区域。计算得到的压力作为应力边界施加到固体区域；然后将传热参数和材料参数、应力和位移边界条件输入到固体区域，并调用软件的内部传热和弹性动力学方程求解温度场和变形场。最后将求解的温度转移到固体和气体的表面进行传热，重新耦合气体热力学方程，并重复上述过程，直到所有过程都求解完毕。具体研究步骤如下：

步骤 1 初始地应力平衡　获得了结构所有部分在重力作用下的变形和应力，并进行保存。然后作为预应力施加在后面的计算步骤，以获得初始地应力平衡状态下岩体内部的应力。

步骤 2 热力学微分方程　建立热力学全局微分方程，并根据初始空气状态参数计算初始值。将这些方程中包含的热源项与洞室边界处的固体传热方程相耦合。

步骤 3 耦合求解　对充放气过程进行多场耦合解，并将从全局微分方程中获得的压力和温度的初始值应用于洞室边界。此外，通过逐步耦合迭代可以获得整个过程的全局参数和应力分布。

数值计算中需要用到的空气参数及洞室参数列于表 2。

表 2 空气及洞室计算参数

Tab.2 Calculation parameters for the air and the cavern

项目	数值
气体常量 R/(J (kg ·℃)$^{-1}$)	0.287×10^3
临界状态的气体压力 p_c/Pa	3.766×10^6
临界状态的气体温度 T_c/℃	−140
恒压比热容 c_{p0}/(J (kg ·℃)$^{-1}$)	1.005×10^3
恒温比热容 c_{v0}/(J (kg ·℃)$^{-1}$)	0.718×10^3
洞室半径 r_0/m	5
洞室长度 H/m	170
洞室表面积 A_c/m^2	5 340
注入空气的温度 T_i/℃	20
换热系数 h_c/(W (m^2 ·℃)$^{-1}$)	30
初始洞室压力 p_0/	1
零时刻洞室的气温 T_0/℃	20
注射气体速度 m_i/(kg s^{-1})	48
抽出气体速度 m_e/(kg s^{-1})	45
空气摩尔质量/(kg ·mol^{-1})	0.029

2.4 有限元模型

洞室围岩地层共分为 5 层，在洞室周边设置半径为 10 m 的围岩开挖损伤区，通过折减弹性模量的方式模拟围岩损伤效应，取 EDZ 围岩的弹性模量为完整岩层的 0.5~1.0 倍，模型尺寸综合考虑洞室间距和边界效应影响，由于 2 个洞室间距为 70 m 可以认为相互无影响。取单洞进行建模分析，确定水平方向取洞室中心线两侧各 35 m，垂直方向从地表至洞室底部以下 150 m。整个模型网格划分采用三角形单元，网格质量系数控制在 0.80 以上，确保计算精度，在洞室周围形成了密集的网格区域。为了验证网格质量的适用性，构建 3 套不同单元数量的网格（11 414、18 486、24 720 个单元），对比了充气峰值时刻洞室的水平位移与钢衬的最大应力。结果表明，当网格数量从 11 414 增加至 18 486 时，计算结果变化超过大于 6.6%；当网格数量从 18 486 继续增加至 24 720 时，最大变化率已经小于 0.7%。本研究采用 18 486 单元的网格模型，模型的网格划分如图 2 所示。

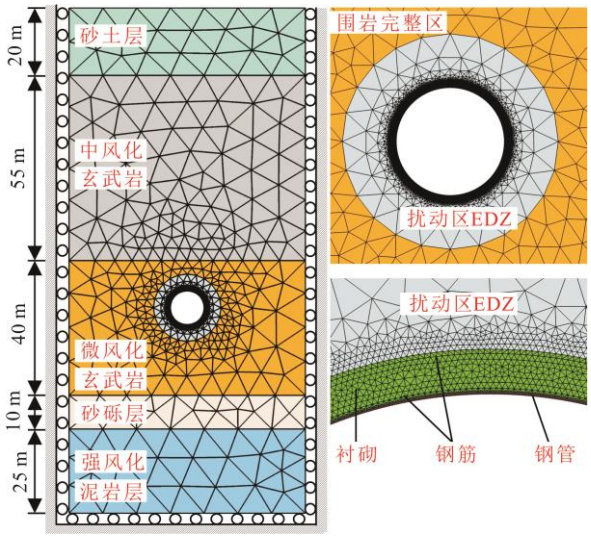


图 2 网格划分
Fig.2 Mesh generation

模型底部采用固定约束，两侧施加法向位移约束，地表为自由边界。为了考虑钢筋对于混凝土衬砌应力分布的影响，采用钢筋嵌入衬砌的建模方法模拟钢筋作用，不考虑钢筋与混凝土之间的粘结滑移。整体受到重力作用，钢衬内边界受到气压的作用。初始温度为均匀分布 20 ℃，固体区域考虑热传递。考虑到衬砌各层之间接触紧密，忽略界面接触热阻。

考虑到洞室开挖后围岩应力重分布的影响，采用“初始地应力平衡”方法消除开挖引起的初始位移。首先计算仅受重力作用下的初始应力场，然后将位移场清零并保持应力状态作为后续分析的初始条件。洞室工作工况设定为：充气 8 h、保压 4 h、放气 4 h、再保压 8 h 的典型运行循环工况。

3 计算结果与分析

3.1 初始地应力平衡结果

本文采用 2 次地应力平衡，首先仅在全场加载重力荷载，计算得到各个地层的地应力；第 2 步将地应力作为初始预应力施加于单元与节点上，其他约束条件不变，仅施加重力得到第 1 次平衡的初始地应力；第 3 步将第 1 次平衡的初始地应力作为预应力施加，仅施加重力得到第 2 次平衡地应力；第 4 步，将第 2 次平衡的初始地应力作为预应力施加，在此基础上施加多场耦合荷载、嵌入钢筋、添加混凝土损伤条件进行计算。初始地应力平衡结果如图 3 所示。计算结果得到第 2 次初始地应力平衡后，整个模型最大竖向位移达到了 10^{-16} m 的量级，可见初始地应力得到了很好的平衡。

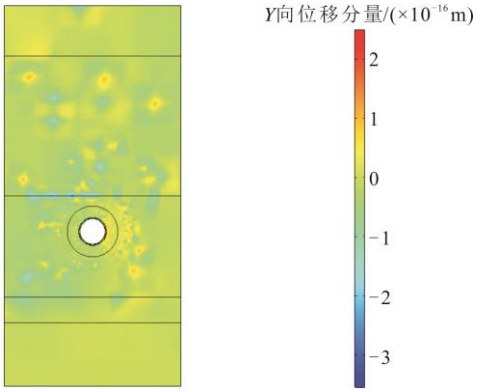


图 3 初始地应力平衡后位移云图
Fig.3 Displacement contour map after initial geostress equilibrium

3.2 温度−压力响应

洞室内压力和温度随着时间变化规律如图 4 所示。模拟结果表明，当充气质量速度为 48 kg/s 时，充气结束时的洞室气压可以达到 10.33 MPa，满足储气库的设计压力 10 MPa，在开始充气的 0.1 h 内，空气温度从 20 ℃迅速上升到 41 ℃，说明短时间内压缩空气会产生大量压缩热，之后气温非线性缓慢增加，在循环充放气过程中，洞室内空气温度呈现大幅波动特征。最高温度 70.18 ℃出现在充气气压达到最大值时，而最低温度–30.68 ℃则发生在放气气压最低时。这种剧烈温度变化源于空气压缩和

膨胀过程中的热力学效应：压缩过程中空气温度升高，而膨胀过程中空气温度则急剧下降。洞室内壁温度变化相对空气温度变化更为平缓，内壁上最高温度为 55.76 ℃，滞后于空气温度 0.6 h，内壁上最低温度为 7.05 ℃，与空气最低温度几乎同时出现。这是由于混凝土材料的热惯性较大，对温度变化可起到缓冲作用。在放气结束后，空气温度快速上升与洞壁温度达到一致。由于张北项目尚未投入运行，相关运行工况尚未有条件进行测试验证，本文采用的方法已经在平江试验洞室的计算中得到验证[21]，其洞室热力学响应与力学响应均呈现相同的规律。

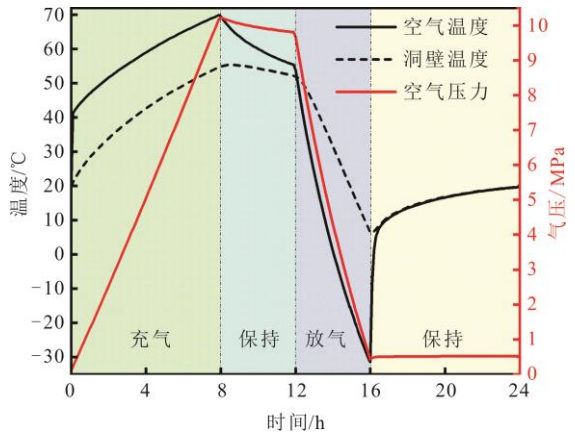


图 4　压力和温度随着时间变化规律

Fig.4 Changes of the pressure and temperature over time

以洞室中部内壁作为水平位置零点，向右为 x 正方向，图 5a)绘出了保压阶段 t=8.6 h 时，温度随水平位置变化的规律。从图 5a)中可以看出，洞室内壁温度随半径增加而快速下降，呈均匀环形分布，在混凝土与围岩交界面基本已经达到与初始温度一致，可见，对于混凝土等低导热介质，温度的影响范围较小。图 5b)显示了不同充放气时刻洞室水平位置温度分布规律，从图 5b)中可以看出，从充气结束时刻到保压结束时刻，钢衬温度出现了下降，而混凝土衬砌内温度有所升高，这说明充气结束后，由于热传导，钢衬的热量向混凝土传递。当放气结束后，钢衬壁面的温度降低到了 7.05 ℃，而混凝土厚度 0.2 m 以外的区域温度并没有明显降低（对比保压结束时刻），说明放气过程参与热量传递的混凝土仅仅为厚度 0.2 m 的混凝土。当循环结束时刻，混凝土继续向洞室内传递热量，最终的钢衬壁面温度达到初始充气时刻温度 20 ℃，最终的混凝土内部仅有部分温度略高于 20 ℃。

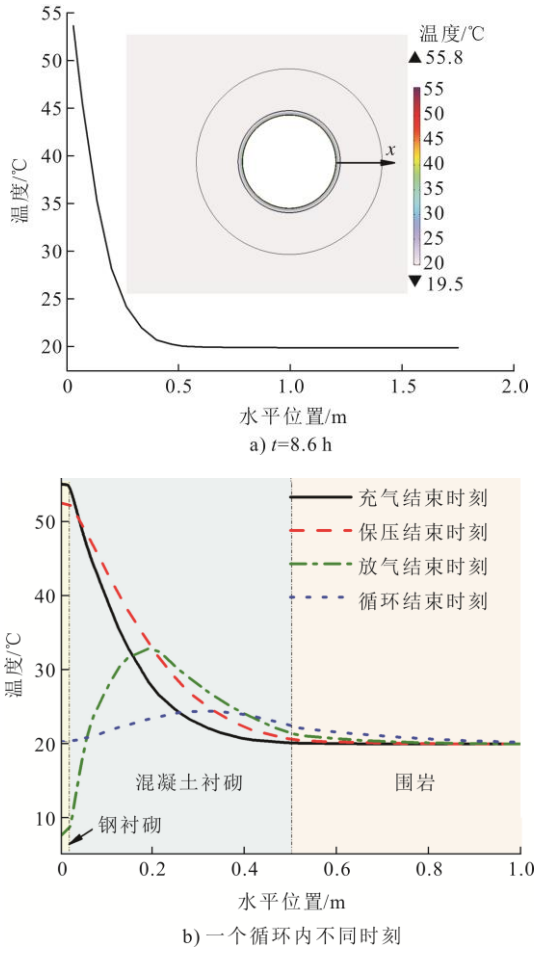


图 5 衬砌内温度分布规律

Fig.5 Distribution laws of the temperature inside the lining

3.3 混凝土损伤与开裂

图 6 和图 7 为不同时刻下混凝土开裂过程以及相应钢筋的应力变化规律，取混凝土等效应变大于 2×10^{-4} 作为开裂观察应变。从图 6、图 7 可以看出：当充气时间达到 1.5 h，气压达到了 1.90 MPa 时，混凝土衬砌首先在洞顶稍偏右位置开始出现裂缝，并很快在裂纹周围形成新的裂缝，此时钢筋的应力均匀分布，最大应力分布在内层钢筋的顶部、腰部、底部，外层钢筋在混凝土开裂位置出现局部应力集中；当充气时间达到 2 h，气压达到了 2.52 MPa 时，洞室顶部范围内混凝土已经逐步开裂，形成了较大区域，此时钢筋应力在混凝土开裂位置出现不连续的最大值；当充气时间达到 2.5 h，气压达到了 3.14 MPa 时，洞室顶部范围内，混凝土开裂范围与开裂宽度持续增加，裂缝间距呈均匀分布，相应的钢筋最大应力与开裂位置相呼应；随着充气压力的不断增加，当充气时间达到 4.5 h 时，衬砌内均形成了近似等间距的裂纹，洞顶和洞底附近的钢筋应力最大；最后当充气充满时（t=8 h），裂缝继续扩展，

并形成较宽的等间距缝隙，钢筋的应力由洞顶和洞底向腰部转移。由此可见，由于混凝土抗拉强度较弱，在充气内压作用下，很小的压力会使混凝土开裂，并由第 1 条裂缝逐渐形成裂缝带，最终形成全衬砌的近似等间距裂缝，钢筋与混凝土协同工作情况良好，开裂区的抗拉全部由钢筋承担。

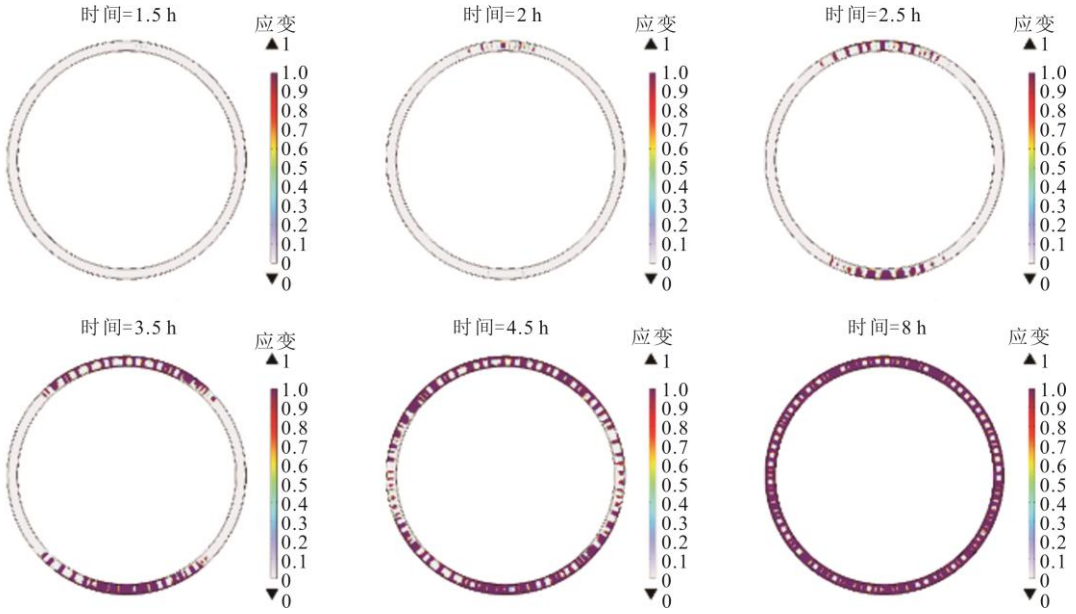


图 6 混凝土开裂过程

Fig.6 Cracking process of the concrete

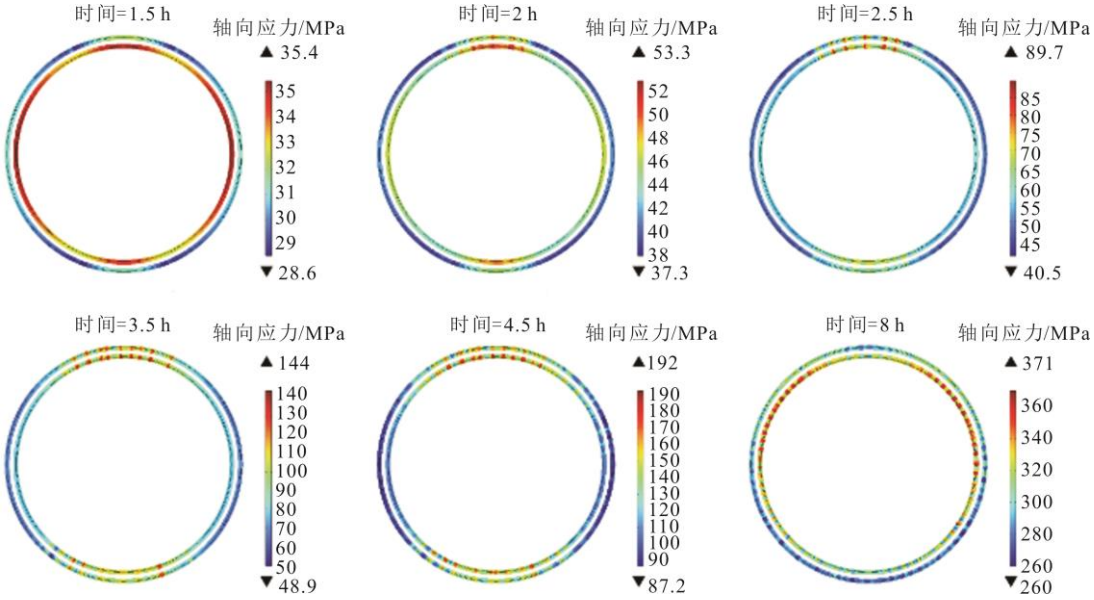


图 7 钢筋受力变化过程

Fig.7 The process of stress variation on steel bars

3.4 围岩塑性分布

图 8 为基于摩尔-库伦准则计算的洞室周边围岩塑性区随时间的发展过程。计算结果表明：在充气开始 1.5 h 后，塑性区最初出现在洞室顶部围岩与混凝土衬砌的接触界面处。该部位塑性变形的萌生与混凝土衬砌的开裂在时间上表现出高度一致性，揭示了二者在力学响应上的关联性；随着充气过程的持续和内压的升高（t=4.5 h），塑性区范围显著扩展，并在洞室顶部和底部呈现出明显的竖向菱形分布形态。这一分布特征与洞室在内外压力联合作用下的应力重分布规律相关。至充气结束时（t=8 h），塑性区已发展为环绕洞室的环状分布，但最大塑性

应变仍集中于顶、底部位，且向上部地层有所延伸；在保压阶段末期（t=12 h），塑性区范围保持稳定，最大塑性应变值因内部气压与温度的轻微下降而略有减小，表现出与荷载变化一致的响应；放气结束后（t=16 h），塑性区迅速回缩，形成紧贴洞室周边的环状分布，且最大塑性应变呈均匀环状分布；在整个循环结束时（t=24 h），塑性区未发生进一步变化，表明围岩变形在此阶段已达到稳定状态。塑性区发展过程说明，围岩的塑性变形主要集中在加压阶段，且在循环荷载作用下表现出明显的不可恢复变形特征。顶底部位作为塑性应变集中区，需在设计中予以重点关注。

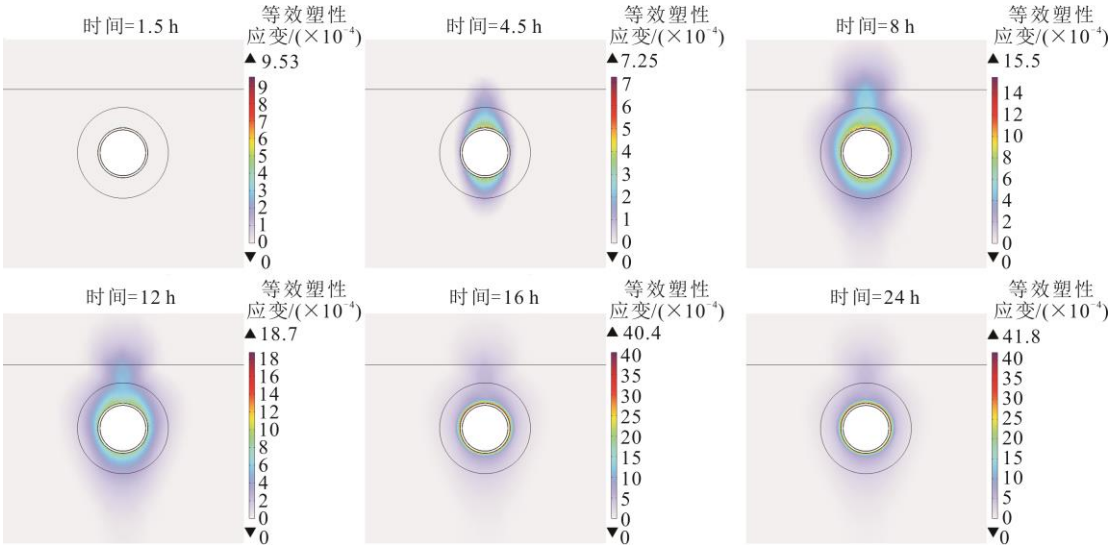


图 8　围岩塑性区变化过程

Fig.8 The process of plastic zone change in surrounding rock

3.5 钢与围岩应力分布

钢衬和钢筋应力分布如图 9 所示。在混凝土发生开裂的情况下，钢管和钢筋的应力分布呈现显著的局部特征。在未开裂区域，混凝土与钢材（包括钢筋和钢衬）粘结良好，三者共同工作，应力分布相对均匀。当混凝土在某一截面开裂退出抗拉工作，该截面处原本由混凝土承担的环向拉应力瞬间转移给钢筋和钢衬。这种力的集中转移导致裂缝处的钢筋和钢衬应力出现局部集中，高于邻近未开裂区域的平均值。最大钢衬砌应力（305 MPa）出现在洞顶偏左位置，钢筋应力最大值（371 MPa）出现在腰身靠上的位置，且内层钢筋应力大于外层钢筋，这是因为从截面受力看，内侧纤维的拉应变大于外侧。靠近内侧的钢筋，其应变和应力大于外侧钢筋。

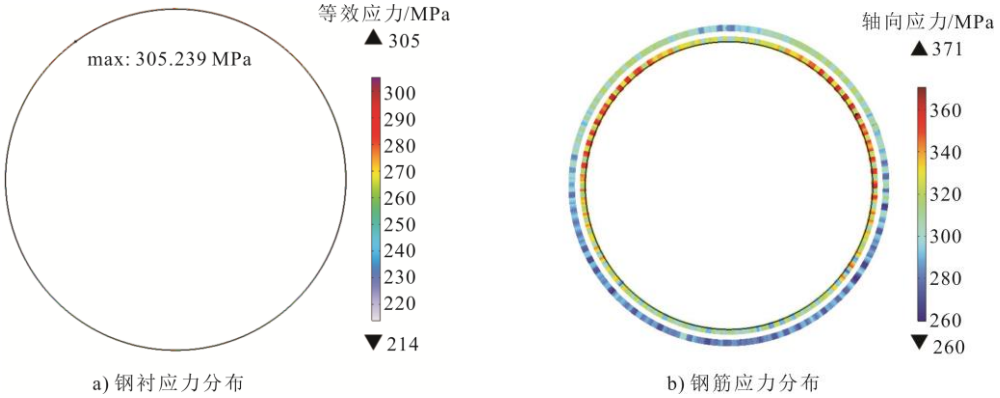


图 9　钢衬和钢筋应力分布

Fig.9 Distribution of stress on steel and reinforcing bars

图 10 显示了在混凝土衬砌开裂工况下，洞室围岩的环向压应力分布规律。应力分布呈现典型的由内向外逐步衰减的特征，越靠近混凝土衬砌的围岩，其压应力集中程度越高。揭示了围岩在承载体

系中的核心作用。在混凝土衬砌开裂后，其抗拉能力基本丧失，不再能有效分担环向拉应力。原本由混凝土承担的大部分内压荷载必须重新分配，并几乎全部转移给围岩。围岩的最大压应力达到了10.10 MPa，最大充气压力为 10.33 MPa，可见围岩承担了全部压力的 97.7%。在不同结构层之间，内压的分配主要由各层刚度决定：刚度较大的结构层承担的内压份额较高，而刚度较小的结构层所承担的内压相应较低。为协调各结构层的共同抗压作用，建议增大各结构层的刚度，对近洞室周围的围岩进行加固，以增大其结构刚度。

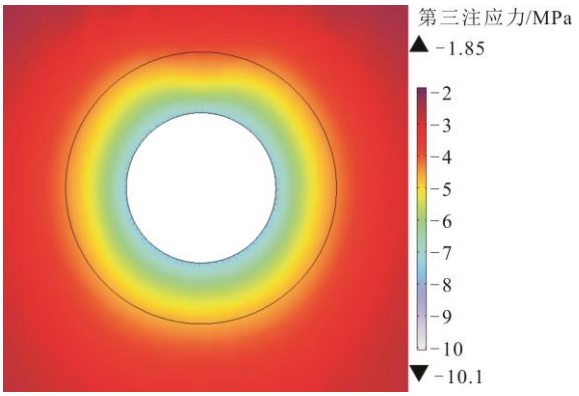


图 10 围岩应力分布
Fig.10 Distribution of stress on surrounding rocks

3.6 围岩开挖损伤区的影响

本文采用弹性模量折减法来量化分析围岩开挖损伤区对压缩空气储能洞室安全性的影响。通过将损伤区弹性模量设置为完整岩石弹性模量的0.5~1.0 倍进行参数化计算，结果如图 11 所示。从图 11 中可以看出，随着损伤区弹性模量（即刚度）的增加，围岩在内部气压荷载下的径向收敛变形显著减小。这直观地表明，一个完整性好、刚度高的围岩环能够更有效地抵抗内部压力，将变形控制在更低水平。其内在机理在于，更高刚度的岩体在相同荷载下产生的应变更小，从而提升了洞室的整体稳定性。钢衬和钢筋中的应力水平随围岩刚度增加而有所降低。在“围岩-衬砌”支护体系中，两者共同承担内压。当损伤区刚度较低时，它会发生较大变形，无法为衬砌提供有效的“围压”支撑，导致绝大部分内压由衬砌独自承担，使其应力状态接近“薄壁圆筒”理论计算值。反之，当围岩刚度较高时，其分担内压的比例大幅增加，衬砌所需承担的荷载相应减小，从而实现了应力的优化重分布，提高了衬砌的安全裕度。建议施工过程中采用控制性开挖技术，最大限度地减小 EDZ 的范围和损伤程度，对于保障洞室长期性能至关重要。

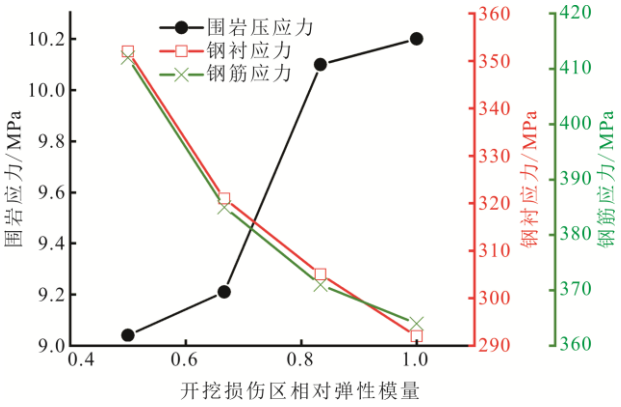
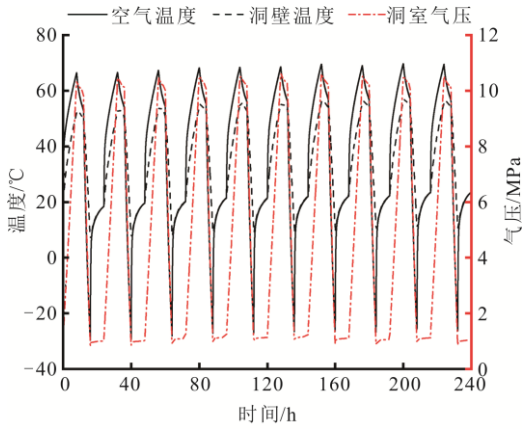


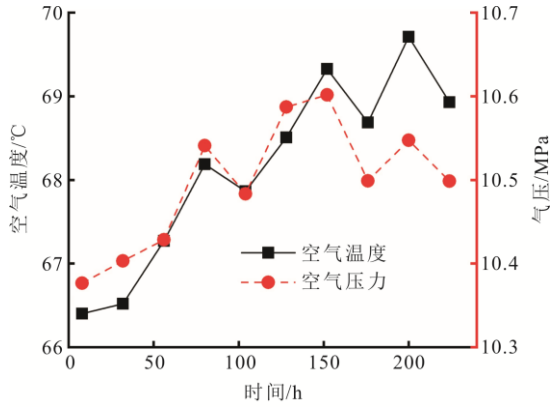
图 11 围岩开挖损伤区的影响
Fig.11 The effect of surrounding rock excavation damage zone

3.7 循环充放气工况的影响

为了研究循环充放气工况下洞室的响应，本研究选取 10 天作为一个循环单元进行计算，洞室初始气压和保留气压均为 1 MPa，充气速率为 44 kg/s，其他计算条件不变。计算结果表明，循环过程中混凝土全部开裂退出工作，循环工况下洞室的气压和温度均有小幅度变化，具体如图 12 所示。在每个充放气周期中，空气温度、洞壁温度、气压均呈现明显的周期性变化，压力变化范围大致在 10.3~10.7 MPa，压力变化规律一致，说明洞室密封性良好，无明显泄漏，系统运行安全可靠。空气温度变化范围大致在 66~70 ℃，温度波动幅度较小，表明洞室具有良好的热惯性，能够有效缓冲温度变化，减少热应力对结构的影响。10 个周期内响应规律一致，表明系统具备良好的循环稳定性，适合长期运行。



a) 温度气压周期性规律

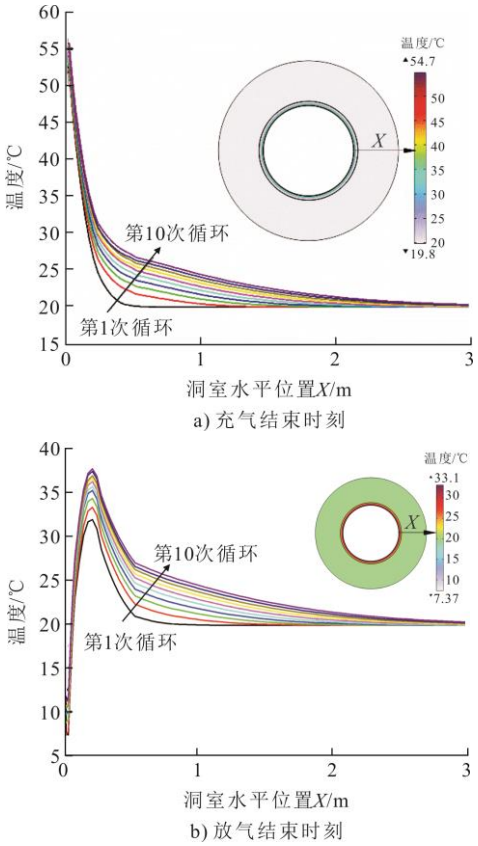


b) 峰值气压和温度的变化规律

图 12　循环充放气工况洞室的响应

Fig.12 Responses of the cavern under cyclic charging and discharging conditions

图 13 为不同循环的充气结束时刻和放气结束时刻洞室不同水平位置的温度分布规律。



a) 充气结束时刻

b) 放气结束时刻

图 13　不同时刻不同位置温度分布

Fig.13 Temperature distributions at different times and locations

从图 13 中可以看出：洞室周边的充气结束时刻的温度随着水平位置 X 的增加而非线性减小，第 1 次循环内温度仅在衬砌内（0.5 m 内）有变化，其他区域温度基本不会随着充气而增加，随着循环次数的增加，温度逐渐向围岩内传递，当循环次数达到 10 次时，围岩温度变化范围达到了 3 m 左右；放气结束时刻的温度呈现波形变化，最大温度发生在混凝土内，可见放气结束洞室内气体温度迅速与洞室内壁发生热交换，导致靠近混凝土衬砌的区域温度下降，由于热传递具有滞后性，靠近围岩一侧的混凝土温度尚未发生大幅下降，热传递对于控制洞室内气体的变化幅度具有重要作用。

4 结　论

本文基于热-力耦合数值模型，引入基于断裂能的衬砌损伤模型，针对压气储能洞室钢-钢筋混凝土衬砌-围岩损伤区-完整岩石的复合结构，研究洞室在循环充放气荷载下的工作性态，主要结论如下。

1）混凝土衬砌在较低内压（约 1.9 MPa）下即发生开裂，随着内压升高逐渐形成环向等间距裂缝，裂缝贯穿衬砌厚度并呈径向分布；钢筋在裂缝处出现应力集中，有效承担拉应力，与混凝土协同工作性能良好。

2）围岩承担了绝大部分内压（约 97.7%），其刚度对衬砌应力分布和洞室收敛变形具有显著影响。提高围岩刚度可优化荷载传递路径，减小衬砌应力水平，增强整体稳定性。

3）围岩塑性区主要在充气阶段发展，集中于洞室顶底部位，呈菱形分布，随荷载循环发生不可逆变形。开挖损伤区（EDZ）的刚度对洞室变形和衬砌应力影响显著，施工中应控制开挖损伤，减小 EDZ 范围。

4）洞室内气温在充放气过程中剧烈波动（–30.68~70.18 ℃），混凝土衬砌因热惯性表现出温度响应滞后；温度梯度主要集中在衬砌内层 0.2 m 范围内，对外层混凝土和围岩影响较小。

[参 考 文 献]

[1] 陈昌铭, 章天晗, 沈子康, 等. 新型电力系统的发用电侧共享储能商业模式研究综述[J]. 电力系统自动化, 2025, 49(15): 20-41.
CHEN Changming, ZHANG Tianhan, SHEN Zikang, et al. Review of shared energy storage business modes on generation and user sides in new power systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(15): 20-41.

[2] 庞锋, 项华伟, 吴迪, 等. 基于电力支撑的新型电力系统电力电量平衡[J]. 水力发电学报, 2023, 42(9): 88-100.
PANG Feng, XIANG Huawei, WU Di, et al. Electric power-energy balance in new-type power system based on power support[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2023, 42(9): 88-100.

[3] 刘欣雨, 罗彬, 陈永灿, 等. 考虑风光联合出力不确定性的混蓄-风光短期调度模型[J]. 水力发电学报, 2025, 44(5): 44-60.
LIU Xinyu, LUO Bin, CHEN Yongcan, et al. Short-term dispatch model for hybrid pumped storage-wind-solar power considering uncertainty of combined wind and

solar outputs[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2025, 44(5): 44-60.
[4] WEI L J, LIU X, WU F Y, et al. Performance analysis of a novel isobaric compressed air energy storage (CAES) system based on dual fluid[J]. Journal of Energy Storage, 2025, 108: 115001.
[5] ZHAO K, YU S H, WONG L Y. Long-term stability forecasting for energy storage salt caverns using deep learning-based model[J]. Energy, 2025, 319: 134854.
[6] CHEN X H, WANG J G. Stability analysis for compressed air energy storage cavern with initial excavation damage zone in an abandoned mining tunnel[J]. Journal of Energy Storage, 2022, 45: 103725.
[7] LI Y, YU H, LI Y, et al. Full cycle modeling of inter-seasonal compressed air energy storage in aquifers[J]. Energy, 2023, 263: 125987.
[8] XIA C H, XU Y J, ZHOU S W, et al. Fracture initiation and propagation in the lined underground caverns for compressed air energy storage: coupled thermo-mechanical phase-field modeling[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 157: 105329.
[9] 崔玉柱, 胡万瑞, 周元德, 等. 储气硐室钢筋混凝土衬砌的渐进断裂模拟研究[J]. 水力发电学报, 2025, 44(5): 113-124.
CUI Yuzhu, HU Wanrui, ZHOU Yuande, et al. Numerical simulation of progressive cracking in reinforced concrete liner of high-pressure gas storage cavern[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2025, 44(5): 113-124.
[10] 韩晓玉, 郑炜烽, 董志宏, 等. 高水头抽水蓄能电站地应力综合测试及抗劈裂分析[J]. 岩土力学, 2024, 45(7): 2167-2174.
HAN Xiaoyu, ZHENG Weifeng, DONG Zhihong, et al. Comprehensive testing and analysis of crack resistance in high-head pumped storage power stations[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(7): 2167-2174.
[11] 杜冬梅, 段树洋, 蒋志容, 等. 压缩空气储能系统地下人工硐室技术及其评价技术研究[J]. 热力发电, 2024, 53(10): 1-10.
DU Dongmei, DUAN Shuyang, JIANG Zhirong, et al. Underground artificial chamber technology and its evaluation technology of compressed air energy storage system[J]. Thermal Power Generation, 2024, 53(10): 1-10.
[12] 孙冠华, 朱开源, 纪文栋, 等. 压缩空气储能电站地下硐库的基本概念、设计理念与方法[J]. 隧道与地下工程灾害防治, 2024, 6(1): 14-23.
SUN Guanhua, ZHU Kaiyuan, JI Wendong, et al. Basic concepts, design principles, and methods of compressed air energy storage underground caverns[J]. Hazard Control in Tunnelling and Underground Engineering, 2024, 6(1): 14-23.
[13] 孙冠华, 耿璇, 于显杨, 等. 压缩空气储能电站地下硐库首次充气的温度响应与局部高温控制方法[J]. 热力发电, 2024, 53(9): 29-38.
SUN Guanhua, GENG Xuan, YU Xianyang, et al. Temperature response and local high temperature control method for the first inflation of underground cavern in compressed air energy storage power station[J]. Thermal Power Generation, 2024, 53(9): 29-38.
[14] 贾宁, 刘顺, 王洪播. 压缩空气储能人工硐库热力耦合解析方法研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(8): 2263-2278.
JIA Ning, LIU Shun, WANG Hongbo. Analytical methods for thermo-mechanical coupling of artificial caverns of the compressed air energy storage[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(8): 2263-2278.
[15] 王者超, 李嘉祥, 郝薛将, 等. 压气储能地下内衬洞室建设中若干关键问题研究进展[J]. 隧道与地下工程灾害防治, 2024, 6(1): 1-13.
WANG Zhechao, LI Jiaxiang, HAO Xuejiang, et al. A review of several issues for compressed gas energy storage in lined rock cavern[J]. Hazard Control in Tunnelling and Underground Engineering, 2024, 6(1): 1-13.
[16] 饶虎, 王瑞. 压缩空气储能电站人工洞室储气库选址及主要设计原则[J]. 电力勘测设计, 2024(增刊 2): 64-71.
RAO Hu, WANG Rui. Site selection and main design principles of artificial chamber gas storage in compressed air energy storage power station[J]. Electric Power Survey & Design, 2024(Suppl.2): 64-71.
[17] 孙冠华, 王娇, 于显杨, 等. 压缩空气储能电站地下内衬硐库基本原理与分析方法研究进展[J]. 岩土力学, 2025, 46(1): 1-25.
SUN Guanhua, WANG Jiao, YU Xianyang, et al. Research progress on basic principles and analysis methods of lined rock caverns for compressed air energy storage station[J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(1): 1-25.
[18] 周舒威, 夏才初, 张平阳, 等. 地下压气储能圆形内衬洞室内压和温度引起应力计算[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(11): 2025-2035.
ZHOU Shuwei, XIA Caichu, ZHANG Pingyang, et al. Analytical approach for stress induced by internal pressure and temperature of underground compressed air energy storage in a circular lined rock cavern[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(11): 2025-2035.
[19] 郭丁彰, 尹钊, 周学志, 等. 压缩空气储能系统储气装置研究现状与发展趋势[J]. 储能科学与技术, 2021, 10(5): 1486-1493.
GUO Dingzhang, YIN Zhao, ZHOU Xuezhi, et al. Status and prospect of gas storage device in compressed air energy storage system[J]. Energy Storage Science and Technology, 2021, 10(5): 1486-1493.
[20] KUSHNIR R, DAYAN A, ULLMANN A. Temperature and pressure variations within compressed air energy storage caverns[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2012, 55(21/22): 5616-5630.
[21] LI P, KANG H, ZHU Q, et al. Numerical and experimental investigations of concrete lined compressed air energy storage system[J]. Journal of Cleaner Production, 2023, 390: 136153.
[22] 周鑫, 于佳佳, 吴文杰, 等. 基于非局部理论的 Hoek-Brown 软化塑性模型[J]. 防灾减灾工程学报, 2025, 45(1): 13-20.
ZHOU Xin, YU Jiajia, WU Wenjie, et al. Hoek-brown softening plasticity model based on nonlocal theory[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2025, 45(1): 13-20.
[23] TRANH T. A simplified gradient-enhanced damage model based on energy limiters for crack propagation under time-dependent loading[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2025, 252: 104443.
[24] 王璀瑾, 吴智敏. 超高强混凝土双 K 断裂参数及断裂能试验研究[J]. 水力发电学报, 2017, 36(8): 86-93.
WANG Cuijin, WU Zhimin. Experimental investigation on double-K fracture parameters and fracture energy for ultra-high strength concrete[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2017, 36(8): 86-93.
[25] Federation International du Béton (fib). Fib model code for concrete structures 2010[S]. Germany: Ernst & Sohn, 2013: 1.

（责任编辑 邓玲惠）