

压缩空气储能人工硐库热力耦合解析方法研究

贾 宁, 刘 顺, 王洪播

(中国电力工程顾问集团华北电力设计院有限公司, 北京 100120)

摘 要: 压缩空气储能人工硐库在充气 and 抽气循环过程中, 空气温度、压力, 以及硐壁密封层、混凝土衬砌和围岩的温度、应力和应变一直处于变化之中。联合求解这些变量是工程设计中的关键技术, 也是理论分析的难点。在一维热传导基本解和人工硐库空气温度基本解的基础上, 基于硐壁对流换热和热传导能量守恒, 提出人工硐库内空气热力学计算与硐壁热传导的耦合解析方法。与数值模拟结果进行了对比, 验证了所提方法的正确性。对一个钢质密封层人工硐库实例进行了分析。结果表明, 充抽气过程引起硐库内空气温度的剧烈变化, 空气压力变幅明显大于基于恒温假定得到的压力变化结果。硐壁温度周期波动影响深度有限, 当混凝土衬砌厚度大于周期波动影响范围后, 围岩温度以持续升高直至稳定为特征, 围岩强度和稳定性分析可以不考虑周期循环温度的影响。密封层受温度和空气内压双重作用明显, 密封层设计需考虑材料的热机械疲劳问题。混凝土衬砌内外表面环向应力和法向应变特征差异巨大, 不同工况下内外表面环向应力可能接近混凝土材料的抗压和抗拉强度, 混凝土材料的抗压和抗拉强度同为设计的控制因素。混凝土衬砌可以减小围岩压力, 但作用有限。在适当的埋深条件下, 选择适当的充气压力, 可以保证围岩处于弹性状态。

关 键 词: 压缩空气储能; 内衬硐库; 解析方法; 温度; 气体内压; 应力; 应变

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2024) 08-2263-17

Analytical methods for thermo-mechanical coupling of artificial caverns of the compressed air energy storage

JIA Ning, LIU Shun, WANG Hong-bo

(North China Power Engineering Co., Ltd. of China Power Engineering Consulting Group, Beijing 100120, China)

Abstract: The air temperature, pressure, as well as the temperature, stress, and strain of the sealing layer, concrete liner, and surrounding rock in the compressed air energy storage artificial cavern undergo variations during the inflation and extraction cycles. Jointly solving these variables is a key technique in engineering design and a difficulty in theoretical analysis. This article proposes a coupling calculation method between the thermodynamic of air inside the artificial cavern and the thermal conduction of the cavern wall, based on the one-dimensional basic solution of heat conduction and the basic solution of air temperature in the artificial cavern. The validity of the methodology was confirmed through a rigorous comparison with numerical simulation outcomes. An illustrative case study of a steel-sealed cavern was conducted. The findings reveal that the process of inflating and extracting air within the cavern leads to a substantial variation in air temperature, with the amplitude of pressure fluctuations exceeding those predicted under the assumption of constant temperature. The depth of the tunnel wall is minimally affected by periodic temperature fluctuations. Once the thickness of the concrete lining surpasses the influence range of periodic temperature fluctuations, the temperature of the adjacent rock mass gradually increases until it reaches a stable state. The analysis of the strength and stability of the surrounding rock can be proceed without considering the influence of periodic temperature fluctuations. The sealing layer is significantly affected by the dual effects of temperature and air internal pressure, necessitating the consideration of thermal-mechanical fatigue in its design. The characteristics of hoop stress and radial strain exhibit notable disparities between the inner and outer surfaces of concrete lining. Depending on the working conditions, the hoop stress on the inner and outer surfaces may approach the compressive and tensile strengths of concrete, both of which are crucial design considerations. Concrete lining mitigates the pressure of surrounding rock, albeit with limited effectiveness. At an appropriate burial depth, selecting the appropriate inflation pressure ensures that the surrounding rock remains in an elastic state.

收稿日期: 2023-10-11

录用日期: 2024-01-04

基金项目: 中国电力工程顾问集团有限公司 2022 年重大科技专项 (No. DG3-J02-2022)。

This work was supported by the Major Science and Technology Projects of China Power Engineering Consulting Group Co., Ltd. 2022 (DG3-J02-2022).

第一作者简介: 贾宁, 男, 1975 年生, 博士, 教授级高级工程师, 主要从事岩土工程技术研究。E-mail: jianing999@yeah.net

Keywords: compressed air energy storage(CAES); lined rock cavern(LRC); analytical approach; temperature; air pressure; stress; strain

1 引言

随着新能源比例不断提高和电力交易市场逐渐健全完善,压缩空气储能技术迎来了巨大的发展机遇。压缩空气储能技术是一种大型、长时间物理储能发电技术,其技术原理如图 1 所示。电站在用弃风、弃光及低谷电阶段,利用电能驱动压缩机压缩空气,将其送往储气库中储存,同时将压缩热储存在高温介质储罐中;在用电高峰期,储气库中的高压空气经过高温介质储罐加热器加热,被送至膨胀机内膨胀做功,驱动发电机发电,从而实现对电力能源的削峰填谷。

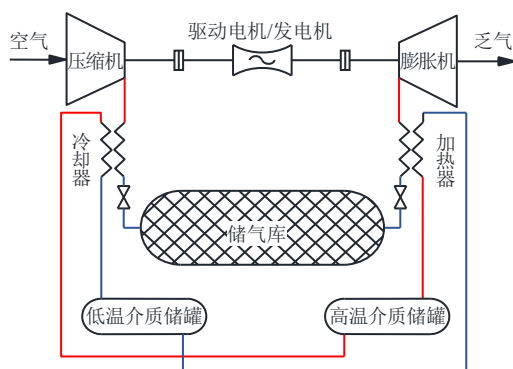


图 1 压缩空气储能电站技术原理

Fig.1 Technical principles of compressed air energy storage power plants

压缩空气储能属于深地储能范畴^[1],目前世界上仅有的两座投入商业运行的压缩空气储能电站 Huntorf 和 McIntosh 均为盐穴储气库^[2]。它是利用水溶开采方式在地下较厚的盐层或盐丘中注入淡水,将盐岩层溶解,再将饱和或近饱和卤水排出,从而在地下形成可用于储气的盐穴。盐穴储气库具有密封性好、稳定性高的优点。但盐穴储气库受地理环境限制明显,需建设压缩空气储能电站的地区可能无盐岩分布,无法建造盐穴储气库。

除了盐穴储气库,近年来地下人工硐库也成为压缩空气储能电站储气库的一种重要形式。它是在地下硬质岩中人工开挖形成的具有一定体积的储气构筑物。根据人工硐库形状的不同,可以分为隧道式和大罐式两种,图 2 为隧道式示意图。

不管是何种形式的人工硐库,其硐壁结构由内向外主要由密封层、混凝土衬砌和围岩三部分组成(见图 2)。这种形式的储气库也叫内衬硐库(lined

rock cavern, 简称 LRC),其气密性由密封材料,如钢板提供,硐库稳定性和变形控制由混凝土衬砌和围岩提供。

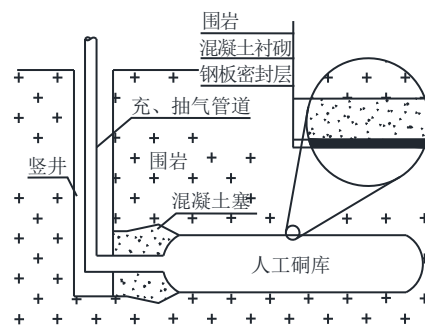


图 2 隧道式人工硐库示意图

Fig.2 Schematic diagram of tunnel type artificial cavern

人工硐库的优势主要体现在工程可控性强,可根据不同的建设需求灵活建造。人工硐库是现阶段压缩空气储能项目的重点研发和示范方向。

随着压缩空气储能系统规模的增加,单位装机容量投资成本正持续下降。研究结果显示,系统规模每提高一个数量级,单位成本下降达 30%^[3]。因此压缩空气储能工程规模更倾向于大规模项目。目前我国压缩空气储能电站已经过 5 kW~1.5 MW 实验性电站建设的验证阶段。2022 年我国已在 100 MW 级集成示范方面取得重要进展^[4],300 MW 等级项目也已在规划设计过程中。这些工程储气库首次充气时,硐库内空气压力从一个大气压升至基本压力,进入工作状态。其后的标准循环一般包括充气-高压储气-抽气-低压储气 4 个阶段,4 个阶段周而复始。标准循环工况下工作压力变幅一般为数兆帕;其基本压力一般为数兆帕,甚至高达十兆帕以上。

以钢板为密封层的储气库方案已经在天然气储气库中得到应用,如瑞典 Skallen 示范天然气储气库即是采用该种结构形式^[5]。该储气库为大罐式,总容积 4 万 m³,直径 35 m,高度 51 m,埋深 115 m,最大储气压力 20 MPa,充气时长 20 d,抽气时长 10 d。

天然气储气库容积大,储气压力高,对压缩空气储能硐库具有重要的借鉴意义。但天然气储气库充抽气周期长,服役期内总循环次数在 10² 量级,频次较低。而压缩空气储能电站为了达到较好的经济效益,一天之内需完成一个充抽气循环,服役期内总循环次数在 10⁴ 量级,远大于天然气储气库。

压缩空气储能电站地下硐库储气压力高,充抽气频率高,在如此高压差充抽气过程中,硐库内空气压力和温度会随充抽气过程产生明显变化,充气阶段压力和温度升高,抽气阶段压力和温度降低。硐库内空气温度的变化,导致硐壁热传导的进行,密封层、混凝土衬砌以及围岩温度、应力、应变和稳定性均发生周期性变化。与天然气储气库相比,密封层将受到内压作用下的机械应力和温度作用下的热应力双重作用,是复杂的热机械疲劳^[6]问题。研究这些内容,对密封层选型^[7]、混凝土衬砌层裂缝分析具有重要意义^[8-9]。此外,在工程设计阶段,明晰硐库内空气压力和温度变化是发电机组设计的基础。

数值法和解析法是研究该问题的常用方法。针对特定的边界条件和参数,数值解有其特有的优势。不考虑温度变化,仅考虑内压作用进行数值分析也是常用方法^[10],但结果精度有限。常用岩土专业商业数值软件一般缺乏硐库内空气热力学计算模块,采用数值方法求解时需要自编本模块。夏才初等^[11]基于商业软件 COMSOL Multiphysics,自编硐库空气热力学模块,对储气硐库进行了热力耦合分析。蒋中明等^[12-13]基于有限差分方法,研究了充抽气条件下的硐壁边界条件的变化特点,分析了围岩初始温度、对流换热系数以及热传导系数对边界条件变化过程的影响。

相对于数值计算方法,解析解求解更加方便快捷。解析方法的基本思路是基于硐库内空气能量和质量守恒,建立能量守恒方程和质量守恒方程,再根据热传导建立硐壁多层介质的热传导方程,再根据具体的边界条件进行求解。

Prado 等^[14]采用解析解方法研究了储气硐库热力学过程以及硐库围岩的热传导过程。但未能获得显式方程,其解析解需基于 Matlab 软件实现,不便于工程应用。Kushnir^[15]和周舒威^[16]等均假定在一个充抽气循环中硐库内空气密度不变,采用直接联立求解的方法求解耦合方程。Ma 等^[17]考虑硐库空气渗漏,得到了空气热力、衬砌与围岩力学耦合解。由于能量守恒方程和围岩热传导方程的特性,其求解过程均采用了拉普拉斯变换和叠加原理,解析解结果中用到了第一类和第二类零阶修正的贝塞尔函数,计算难度大,数值稳定性差,并且其求解方法仅适用于标准工况,不能计算包括首次充气过程在内的全过程。首次充气由于空气压力和密度相对标准循环工况变化大,其温度变化范围也更大,是工程设计的控制性因素,因此寻求更加适用的求解方

法十分必要。

由于硐库内空气压力、温度以及硐壁各介质层应力、应变的变化,除受空气热力学性质控制外,还受空气与硐壁之间的对流换热、以及硐壁各介质层的热传导过程的耦合控制,因此解析解的难点在于:①硐库内空气热力学与硐壁围岩热传导的耦合;②硐壁围岩轴对称热传导的求解。针对以上两个难点,本文提出一种基于时间离散和一维热传导解析解的耦合方法,可以方便地耦合硐库热力学以及硐壁热传导过程,求得硐库内空气温度、以及硐壁各介质层温度。需要说明的是,本文计算得到的硐库内空气温度为平均温度。事实上,受充、抽气口位置的不同,硐库内空气温度分布并不均匀^[18]。但空气平均温度是工程设计的基础,是工程初步设计阶段的重要依据,依据平均空气温度对硐壁各介质层进行应力-应变分析在初步设计阶段具有足够的精度。

为降低工程建设难度,目前压缩空气储能电站人工硐库选址一般位于坚硬、完整的基岩区。本文基于围岩为弹性材料,硐库为深埋硐库假定,采用无限大板孔口基本解,进一步求得了硐壁各介质层的应力和应变,并采用弹性分析所得应力结果,基于 Mohr-Coulomb 强度准则分析了围岩各点应力状态。需要说明的是,若围岩各点强度应力比均大于 1,则各点处于弹性状态,本文分析得到的结果可以反映实际情况;若围岩某区域强度应力比小于 1,则该区域岩体处于塑性状态,并且实际的塑性区大于计算结果,本文分析结果偏于不安全。

2 计算模型

2.1 物理模型

100~300 MW 等级电站储气库容积一般为 10 万 m³ 甚至数 10 万 m³。硐库直径一般在 12~14 m 之间,长度则在数百米至数千米之间,硐库长度远大于直径。埋深一般在 150~200 m 之间,埋深是直径的 10 倍以上,属于深埋硐库^[19-20]。

硐库建于坚硬、完整围岩之中,硐库开挖后硐壁围岩变形量较小,围岩变形稳定较快,在混凝土衬砌和密封层构筑前已经基本完成,可以不考虑其在混凝土衬砌和密封层中产生的应力。硐库充气前,混凝土衬砌和密封层应力为 0。

对于采用钢衬作为密封层的硐库,钢衬的厚度一般在 10~20 mm 之间,厚度较小。再考虑到其导热系数一般是混凝土衬砌和围岩的 10 倍以上,因此,可以不考虑钢衬的阻热,任意时刻钢衬内任意

两点的温度相等。

再考虑到混凝土衬砌的导热系数、等压比热 [2.94 W/(m·K), 0.96 kJ/(kg·K)] 与围岩的 [2~5 W/(m·K), 0.75~1.14 kJ/(kg·K)] 接近, 将混凝土衬砌与围岩视为同一种传热介质, 具有相同的热物性参数。再考虑到硐库内空气温度变化在混凝土衬砌和围岩中的传导深度有限, 衬砌材料的热物性参数对温度分布的影响更大, 所以混凝土衬砌与围岩材料热物性参数均取混凝土衬砌的参数。

密封层内侧半径为 r_0 , 外侧半径记为 r_1 ; 混凝土衬砌外表面半径为 r_2 ; 温度影响范围半径记为 r_3 。半径 r_3 以外围岩温度不变。 r_1 和 r_3 之间的厚壁圆筒热物性参数取混凝土衬砌的参数。简化后的物理模型见图 3。

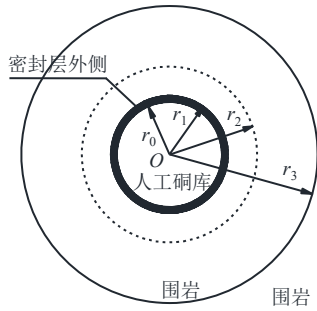


图 3 密封层、混凝土衬砌和围岩热传导简化模型

Fig.3 Simplified model for heat conduction in sealing layer, liner, and surrounding rock

2.2 数学模型

Kushnir 等^[15]提出的压缩空气储能硐库热力学控制方程见式 (1) ~ (7)。其能量守恒方程为

$$V\rho c_v \frac{dT_a}{dt} = \dot{m}_{in}(t) \left(h_{in} - h_a + ZRT_a - \rho \frac{\partial U}{\partial \rho} \Big|_{T_a} \right) + \dot{m}_{ex}(t) \left(ZRT_a - \rho \frac{\partial U}{\partial \rho} \Big|_{T_a} \right) + \dot{Q} \quad (1)$$

式中: V 为硐库体积 (m^3); ρ 为硐库内空气的密度 (kg/m^3); c_v 为空气的等容比热, $c_v = 717 J/(kg \cdot K)$; T_a 为硐库内空气的温度 (K); t 为时间 (s); $\dot{m}_{in}(t)$ 为充气速率函数; $\dot{m}_{ex}(t)$ 为抽气速率函数; h_{in} 为充入空气焓 (J); h_a 为硐库内空气的焓 (J); Z 为空气压缩系数; R 为空气常数, $R = 286.7 J/(kg \cdot K)$; U 为硐库内空气的内能 (J); $\dot{Q}$ 为硐库内空气与硐壁的换热速率 (J/s)。

以一个标准循环为例, 式 (1) 中充气速率为正, 抽气速率为负, 具体定义见图 4。

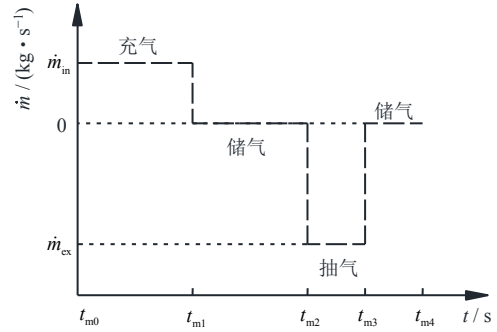


图 4 充气 and 抽气速率函数

Fig.4 Inflation and extraction rate functions

质量守恒方程:

$$V \frac{d\rho}{dt} = \dot{m}_{in}(t) + \dot{m}_{ex}(t) \quad (2)$$

对流换热方程:

$$\dot{Q} = h_c A_c (T_u|_{r=r_1} - T_a) \quad (3)$$

式中: h_c 为硐库内空气与硐壁之间的对流换热系数 ($W/(m^2 \cdot K)$); A_c 为硐库内表面积 (m^2); T_u 为硐壁内各点温度函数 (K)。

硐库内空气与硐壁热传导边界条件:

$$-k_u \frac{\partial T_u}{\partial r} = h_c (T_a - T_u) \Big|_{r=r_1} \quad (4)$$

$$T_u = T_{R0} r \rightarrow \infty \quad (5)$$

式中: k_u 为混凝土衬砌的导热系数 ($W/(m \cdot K)$); T_{R0} 为围岩初始温度 (K)。

围岩热传导方程:

$$\frac{\partial T_u}{\partial t} = \frac{k_u}{\rho_u c_{pu}} \left(\frac{\partial^2 T_u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_u}{\partial r} \right) \quad (6)$$

式中: k_u 为围岩的导热系数 ($W/(m \cdot K)$); ρ_u 为围岩的密度 (kg/m^3); c_{pu} 为围岩的等压比热 ($J/(kg \cdot K)$)。

广义气体状态方程:

$$P_0 = Z\rho RT_a \quad (7)$$

式中: P_0 为硐库内空气压力 (kPa)。

3 空气热力学与硐壁热传导耦合计算

3.1 一维热传导基本解

直接求解式 (6) 轴对称的热传导方程, 涉及修正的贝塞尔函数, 将大大增加计算难度。事实上, 压缩空气储能硐库直径一般较大, 混凝土衬砌和围岩的热传导系数较小, 硐库内空气温度变化对衬砌和围岩温度影响范围较小, 因此, 对于大直径硐库

硐壁的热传导, 可以采用一维热传导模型^[10, 21], 这样不仅可以大大简化计算难度, 也能保证足够的计算精度。在上述假定条件下, 热传导计算模型如图5所示。在该模型中, 轴对称的热传导过程简化为一维热传导过程, 图中阴影部分是一维热传导影响范围, 夹在阴影部分之间的小扇形区域是在一维热传导模型中舍去的部分。一维热传导外边界的温度为恒温, 即围岩的初始温度 T_{R0} 。

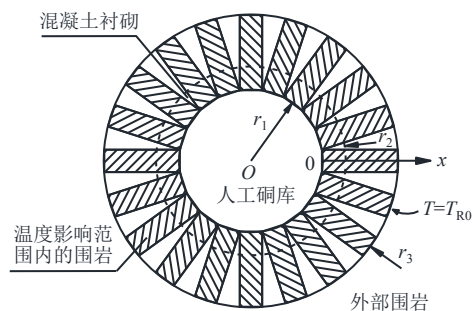


图5 一维热传导模式

Fig.5 One dimensional heat conduction model

为了实现与硐库内空气热力学计算相耦合, 假定初始条件下围岩温度随硐壁距离的分布为任意函数 $f(x)$, 则一维热传导定解问题如下:

$$\frac{\partial^2 T_u(x, t)}{\partial x^2} = \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T_u(x, t)}{\partial t}; 0 < x < L, t > 0 \quad (8)$$

$$T_u = T_m; x = 0, t > 0 \quad (9)$$

$$T_u = T_{R0}; x = L, t > 0 \quad (10)$$

$$T_u = f(x); t = 0 \quad (11)$$

式中: a 为热扩散系数, $a = k_u / \rho_{cp}$; T_m 为密封层温度 (K); L 为一维热传导的距离, $L = r_3 - r_1$ 。

以上定解问题可以分解成如下两个问题:

(1) 稳态非齐次问题

$$\frac{\partial^2 T_w(x)}{\partial x^2} = 0; 0 < x < L \quad (12)$$

$$T_w = T_m; x = 0 \quad (13)$$

$$T_w = T_{R0}; x = L \quad (14)$$

式中: T_w 为稳态非齐次问题围岩温度随距离的变化函数。

此定解问题的解为

$$T_w(x) = \left(\frac{T_{R0} - T_m}{L} \right) x + T_m \quad (15)$$

(2) 非稳态齐次问题

$$\frac{\partial^2 T_f(x, t)}{\partial x^2} = \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T_f(x, t)}{\partial t}; 0 < x < L, t > 0 \quad (16)$$

$$T_f = 0; x = 0, t > 0 \quad (17)$$

$$T_f = 0; x = L, t > 0 \quad (18)$$

$$T_f = f(x) - T_w(x); t = 0 \quad (19)$$

式中: T_f 为非稳态齐次问题围岩温度随距离和时间的变化函数。

此定解问题的解为

$$T_f(x, t) = \frac{2}{L} \sum_{m=1}^{\infty} e^{-a\beta_m^2 t} \sin(\beta_m x) \int_0^L [f(x) - T_w(x)] \cdot \sin(\beta_m x) dx \quad (20)$$

原定解问题式 (8) ~ (11) 的解为

$$T_u(x, t) = T_w(x) + T_f(x, t) \quad (21)$$

将式 (15) 和式 (20) 代入式 (21) 并整理得

$$T_u(x, t) = \frac{2}{L} \sum_{m=1}^{\infty} e^{-a\beta_m^2 t} \sin(\beta_m x) \cdot \left\{ \int_0^L f(x) \sin(\beta_m x) dx + \frac{1}{\beta_m} [T_{R0}(-1)^m - T_m] \right\} + \left(\frac{T_{R0} - T_m}{L} \right) x + T_m \quad (22)$$

式中: $\beta_m = \frac{m\pi}{L}$, $m = 1, 2, 3, \dots, \infty$ 。

定解问题解中含有无穷级数求和运算, 实际计算时可以通过试算, 确定 m 的截断数值, 本文取 20。

3.2 硐库空气温度基本解

假设硐壁密封层温度恒定, 硐库内空气密度不变, 充气速率或抽气速率为常数, 式 (1) 转化为常微分方程, Xia 等^[22]结合式 (2) 和式 (3) 得到其解析解:

$$T_a = (T_{a0} + \alpha) e^{\beta(t-t_0)} - \alpha \quad (23)$$

式中:

$$\alpha = \begin{cases} \frac{\dot{m}_{in} c_p T_i + h_c A_c T_m}{\dot{m}_{in} (R - c_p) - h_c A_c}, & \text{充气阶段} \\ -T_m, & \text{储气阶段} \\ \frac{h_c A_c T_m}{\dot{m}_{ex} R - h_c A_c}, & \text{抽气阶段} \end{cases} \quad (24)$$

$$\beta = \begin{cases} \frac{\dot{m}_{\text{in}}(R - c_p) - h_c A_c}{V \rho c_v}, & \text{充气阶段} \\ \frac{-h_c A_c}{V \rho c_v}, & \text{储气阶段} \\ \frac{\dot{m}_{\text{ex}} R - h_c A_c}{V \rho c_v}, & \text{抽气阶段} \end{cases} \quad (25)$$

$$\rho = \begin{cases} \rho_0 + \frac{\dot{m}_{\text{in}}(t - t_0)}{V}, & \text{充气阶段} \\ \rho_0, & \text{储气阶段} \\ \rho_0 + \frac{\dot{m}_{\text{ex}}(t - t_0)}{V}, & \text{抽气阶段} \end{cases} \quad (26)$$

式中: T_{a0} 为硐库内空气初始温度 (K); t_0 为初始时间 (s); ρ_0 为硐库内空气初始密度 (kg/m^3); c_p 为空气的等压比热 ($1\,004\text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$); T_i 为充入空气的温度 (K)。

3.3 硐库内空气热力学与硐壁热传导过程的耦合

将计算时间离散, 得到计算步长 Δt , 根据充抽气计划, 由式 (26) 计算得到硐库内空气密度变化曲线, 以一个标准循环为例, 如图 6 所示。

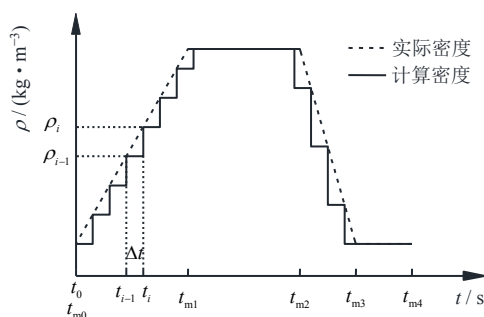


图 6 离散后的空气密度变化曲线
Fig.6 Discrete curve for air density

在每一个小的时间段内, 假定硐库内空气密度不变, 密封层温度 T_m 不变。满足硐库空气温度基本解假定条件, 以及一维热传导边界条件。

本耦合方法的关键是将硐库内空气热力学计算与围岩热传导分别进行。实际计算时, 还需要将坐标轴 x 进行离散, 并设坐标轴 x 的离散间隔为 Δx 。计算上一时步结束时硐库内空气温度 T_a^{i-1} 和硐壁处

围岩温度梯度 $\left. \frac{\partial T_u^{i-1}}{\partial x} \right|_{x=0}$, 即 $\frac{T_u^{i-1}|_{x=\Delta x} - T_u^{i-1}|_{x=0}}{\Delta x}$, 代入

式 (4) 整理得

$$T_m^i = T_a^{i-1} + \frac{k_u}{h_c} \left(\frac{T_u^{i-1}|_{x=\Delta x} - T_u^{i-1}|_{x=0}}{\Delta x} \right) \quad (27)$$

由式 (27) 可以得到本时步密封层温度 T_m^i 。以上一时步硐库空气温度 T_a^{i-1} 为初始温度 T_{a0} , 以上一时步密封层温度 T_m^{i-1} 为边界条件, 利用硐库内空气温度基本解 (式 (23)) 可以得到本时步 t_i 的空气温度 T_a^i 。以上一时步计算得到的衬砌和围岩温度分布 T_u^{i-1} 为初始温度分布 $f(x)$, 以 T_m^{i-1} 为边界条件, 利用一维热传导基本解 (式 (22)) 可以得到本时步衬砌和围岩各点温度分布 T_u^i 。

考虑到密封层温度变化引起的吸热或放热对硐库内空气温度的影响, 需要根据能量守恒对硐库内空气温度进行修正:

$$T_a' = T_a - \frac{(T_m^i - T_m^{i-1})m_m c_m}{\rho^i V c_v} \quad (28)$$

式中: T_a' 为修正后的硐库内空气温度 (K); m_m 为密封层的总质量 (kg); c_m 为密封层的比热 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)。

如此循环直至设定的计算时长结束, 从而得到整个充抽气过程中空气、衬砌和围岩温度的变化。从而实现硐库内空气热力学过程与硐壁热传过程的耦合。每一时步耦合流程见图 7。

时间步长越短, 计算精度越高, 但计算耗时越长; 时间步长越长, 计算误差越大, 计算耗时越短。实际计算显示, 当时长取 $60 \sim 600\text{ s}$ 时, 计算速度快, 结果精度满足要求。

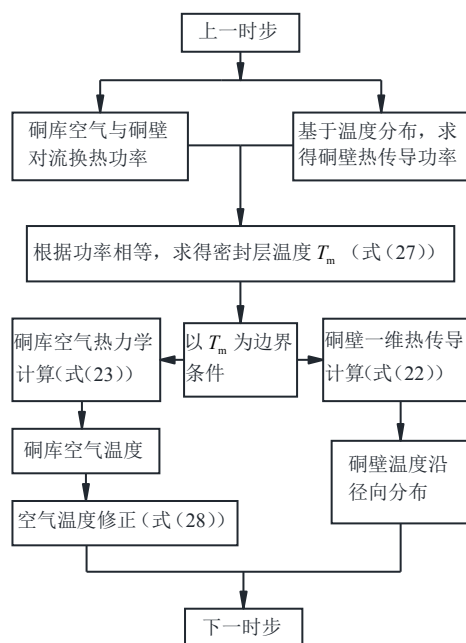


图 7 每一时步耦合计算流程图
Fig.7 Flowchart for each coupling cycle

4 硐壁各介质层应力-应变分析

在本章各介质层应力-应变分析计算中,介质各点温度采用第3章得到的温度,将硐壁增量温度和内压作用下的应力和应变叠加即可。增量温度作用下的应力-应变可根据热弹性本构关系获得^[11, 23];内压作用下的应力-应变可以近似地看作无限大平板中的孔洞问题^[11, 24]。根据第3章方法可求得各个时步硐库内空气温度,依据式(7)计算各时步硐库空气压力 P_0 。

4.1 增量温度作用下的应力和位移

基于第3章成果,可按式(29)求得密封层、混凝土衬砌和围岩温度相较于初始温度 T_{R0} 的增量温度分布 $T_j(r, t)$ 。

$$T_j(r, t) = \begin{cases} T_m - T_{R0}, & \text{密封层 } j=1 \\ T_u(r, t) - T_{R0}, & \text{衬砌 } j=2 \\ T_u(r, t) - T_{R0}, & \text{围岩 } j=3 \end{cases} \quad (29)$$

根据热弹性本构关系可得

$$\sigma'_{rj}(r, t) = \frac{\alpha_j E_j}{1 - \mu_j} \cdot \frac{1}{r^2} \left[\frac{r^2 - r_{j-1}^2}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^{r_j} T_j(r, t) r dr - \int_{r_{j-1}}^r T_j(r, t) r dr \right]; r_{j-1} \leq r \leq r_j (j=1, 2, 3) \quad (30)$$

$$\sigma'_{\theta j}(r, t) = \frac{\alpha_j E_j}{1 - \mu_j} \cdot \frac{1}{r^2} \left[\frac{r^2 + r_{j-1}^2}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^{r_j} T_j(r, t) r dr + \int_{r_{j-1}}^r T_j(r, t) r dr - T_j(r, t) r^2 \right]; r_{j-1} \leq r \leq r_j (j=1, 2, 3) \quad (31)$$

$$\sigma'_{zj}(r, t) = \frac{\alpha_j E_j}{1 - \mu_j} \left[\frac{2\mu_j}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^{r_j} T_j(r, t) r dr - T_j(r, t) \right]; r_{j-1} \leq r \leq r_j (j=1, 2, 3) \quad (32)$$

$$u'_{rj}(r, t) = \frac{1 + \mu_j}{1 - \mu_j} \cdot \frac{\alpha_j}{r} \left[\int_{r_{j-1}}^r T_j(r, t) r dr + \frac{(1 - 2\mu_j)r^2 + r_{j-1}^2}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^r T_j(r, t) r dr \right]; r_{j-1} \leq r \leq r_j (j=1, 2, 3) \quad (33)$$

式中: $\sigma'_{rj}(r, t)$ 、 $\sigma'_{\theta j}(r, t)$ 、 $\sigma'_{zj}(r, t)$ 和 $u'_{rj}(r, t)$ 分别为增量温度 $T_j(r, t)$ 作用下第 j 层介质由于自身约束产生的径向应力、环向应力、纵向应力和径向位移; α_j 、 E_j 、 μ_j 分别为第 j 层介质的线膨胀系数、弹性模量和泊松比。

由式(33)可得到 $r = r_{j-1}$ 和 $r = r_j$ 处的位移分别为

$$u'_{rj0}(r, t) = \frac{2\alpha_j(1 + \mu_j)r_{j-1}}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^{r_j} T_j(r, t) r dr; (j=1, 2, 3) \quad (34)$$

$$u'_{rj1}(r, t) = \frac{2\alpha_j(1 + \mu_j)r_j}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \int_{r_{j-1}}^{r_j} T_j(r, t) r dr; (j=1, 2, 3) \quad (35)$$

4.2 热弹性约束及内压作用下接触压力引起的应力和位移

上文在计算硐壁不同介质在增量温度作用下的应力和位移时,采用了不同介质间相互独立,互不干扰的假定。事实上由于热弹性约束及内压作用,每种介质必然完全接触。第 j 种介质和第 $j+1$ 种介质之间必然存在接触压力 P_j ($j=1, 2$)。令围岩温度影响范围接触压力为 P_3 ,硐库内壁压力为 P_0 (即

硐库内空气压力),根据无限长厚壁圆筒拉梅解可得不同介质内部的应力和位移^[11]:

$$\sigma''_{rj}(r, t) = -\frac{r_{j-1}^2(r_j^2 - r^2)}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} P_{j-1}(t) - \frac{r_j^2(r^2 - r_{j-1}^2)}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} P_j(t) \quad (36)$$

$$\sigma''_{\theta j}(r, t) = \frac{r_{j-1}^2(r_j^2 + r^2)}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} P_{j-1}(t) - \frac{r_j^2(r^2 + r_{j-1}^2)}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} P_j(t) \quad (37)$$

$$\sigma''_{zj}(r, t) = \mu_j [\sigma''_{rj}(r, t) + \sigma''_{\theta j}(r, t)] \quad (38)$$

$$u''_{rj}(r, t) = \frac{1 + \mu_j}{E_j} \frac{r_{j-1}^2}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} \left[(1 - 2\mu_j)r^2 + r_j^2 \right] \cdot P_{j-1}(t) - \frac{1 + \mu_j}{E_j} \frac{r_j^2}{r^2(r_j^2 - r_{j-1}^2)} \left[(1 - 2\mu_j)r^2 + r_{j-1}^2 \right] P_j(t) \quad (39)$$

式中: $\sigma''_{rj}(r, t)$ 、 $\sigma''_{\theta j}(r, t)$ 、 $\sigma''_{zj}(r, t)$ 和 $u''_{rj}(r, t)$ 为热弹性约束及内压作用下接触压力引起的径向应力、环向应力、纵向应力和径向位移。

由式(39)可以得到 $r = r_{j-1}$ 和 $r = r_j$ 处的位移为

$$u''_{rj0}(r, t) = \frac{1 + \mu_j}{E_j} \frac{r_{j-1}}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \left[(1 - 2\mu_j) r_{j-1}^2 + r_j^2 \right] \cdot P_{j-1}(t) - \frac{2(1 - \mu_j^2)}{E_j} \frac{r_j^2 r_{j-1}}{r_j^2 - r_{j-1}^2} P_j(t) \quad (40)$$

$$u''_{rj1}(r, t) = \frac{2(1 - \mu_j^2)}{E_j} \frac{r_{j-1}^2 r_j}{r_j^2 - r_{j-1}^2} P_{j-1}(t) - \frac{1 + \mu_j}{E_j} \frac{r_j}{r_j^2 - r_{j-1}^2} \left[(1 - 2\mu_j) r_j^2 + r_{j-1}^2 \right] P_j(t) \quad (41)$$

4.3 根据界面连续条件求取接触面压力

由密封层与衬砌、衬砌与围岩界面的位移连续条件, 有

$$\left. \begin{aligned} u'_{r11} + u''_{r11} &= u'_{r20} + u''_{r20} \\ u'_{r21} + u''_{r21} &= u'_{r30} + u''_{r30} \end{aligned} \right\} \quad (42)$$

围岩温度影响范围边界位移条件为

$$u'_{r31} + u''_{r31} = u_B \quad (43)$$

式中: u_B 为内表面受均布内压 P_3 , 无穷远处外压力为 0, 内半径为 r_3 的厚壁圆筒的内表面的位移:

$$u_B = (1 + \mu_3) r_3 \frac{P_3}{E_3} \quad (44)$$

由式 (42) ~ (44) 可以解得不同介质之间的接触压力 P_1 和 P_2 , 以及围岩温度影响范围边界压力 P_3 。

4.4 内压和温应变化耦合条件下的附加应力与位移

至此通过式 (30) ~ (33) 和式 (36) ~ (39) 分别叠加, 得到不同介质内由于增量温度和硐库内壁压力 P_0 耦合作用下的附加应力和位移。

$$\sigma_{rj}(r, t) = \sigma'_{rj}(r, t) + \sigma''_{rj}(r, t) \quad (45)$$

$$\sigma_{\theta j}(r, t) = \sigma'_{\theta j}(r, t) + \sigma''_{\theta j}(r, t) \quad (46)$$

$$\sigma_{zj}(r, t) = \sigma'_{zj}(r, t) + \sigma''_{zj}(r, t) \quad (47)$$

$$u_{rj}(r, t) = u'_{rj}(r, t) + u''_{rj}(r, t) \quad (48)$$

式中: $\sigma_{rj}(r, t)$ 、 $\sigma_{\theta j}(r, t)$ 、 $\sigma_{zj}(r, t)$ 和 $u_{rj}(r, t)$ 分别为各介质层由于增量温度和硐库内壁压力 P_0 耦合作用下的附加径向应力、环向应力、纵向应力和径向位移。

4.5 总应力计算

由于人工硐库的开挖, 将打破围岩原始应力分

布, 因此如果要计算围岩的总应力, 还需要考虑由于人工硐库开挖引起的重分布应力。该应力可按不等压条件下无限大平板孔口问题的解来计算^[11], 具体计算见式 (49) ~ (51)。

$$\sigma_{r3}^c(r) = -\frac{P_\gamma}{2} \left[(1 + \lambda) \left(1 - \frac{r_2^2}{r^2} \right) - (1 - \lambda) \cdot \left(1 - 4 \frac{r_2^2}{r^2} + 3 \frac{r_2^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) \right] \quad (49)$$

$$\sigma_{\theta 3}^c(r) = -\frac{P_\gamma}{2} \left[(1 + \lambda) \left(1 + \frac{r_2^2}{r^2} \right) + (1 - \lambda) \cdot \left(1 + 3 \frac{r_2^2}{r^2} \right) \cos(2\theta) \right] \quad (50)$$

$$\tau_{\theta r 3}^c(r) = -\frac{P_\gamma}{2} \left[(1 - \lambda) \left(1 + 2 \frac{r_2^2}{r^2} - 3 \frac{r_2^4}{r^4} \right) \sin(2\theta) \right] \quad (51)$$

式中: $\sigma_{r3}^c(r)$ 、 $\sigma_{\theta 3}^c(r)$ 和 $\tau_{\theta r 3}^c(r)$ 分别人工硐库开挖后, 围岩径向应力、环向应力和剪应力。

密封层和衬砌中的总应力与其附加应力相等。

围岩中的总应力由下式计算:

$$\sigma_{r3}^T(r, t) = \sigma_{r3}(r, t) + \sigma_{r3}^c(r) \quad (52)$$

$$\sigma_{\theta 3}^T(r, t) = \sigma_{\theta 3}(r, t) + \sigma_{\theta 3}^c(r) \quad (53)$$

$$\sigma_{z3}^T(r, t) = \sigma_{z3}(r, t) \quad (54)$$

$$\tau_{\theta r 3}^T(r) = \tau_{\theta r 3}^c(r) \quad (55)$$

式中: $\sigma_{r3}^T(r, t)$ 、 $\sigma_{\theta 3}^T(r, t)$ 、 $\sigma_{z3}^T(r, t)$ 和 $\tau_{\theta r 3}^T(r)$ 为围岩中的总径向应力、总环向应力、总纵向应力和总剪应力。

本文以拉应力和拉应变为正, 以压应力和压应变为负, 空气压力为正。

5 围岩应力状态分析

设围岩岩体内摩擦角为 φ , 黏聚力为 c , 抗拉强度为 σ_t , 则其强度包线如图 8 所示。根据 Mohr-Coulomb 强度准则, 当一点应力圆与强度包线 L_M 相切时, 该点处于塑性状态; 当与抗拉强度包线 L_T 相切时, 该点处于张拉破坏状态。图 8 中应力圆 A 与抗拉强度包线相切, 处于张拉破裂状态; 应力圆 B 与强度包线相切, 处于塑性状态; 应力圆 C 不与任何强度包线相切, 处于弹性状态。

为了度量各点应力状态, 本文定义强度应力比为

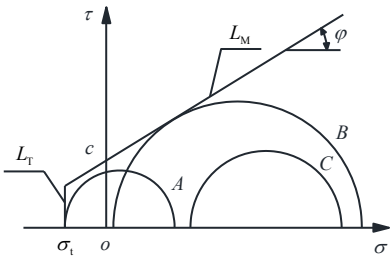


图 8 硐壁围岩应力圆与强度包线
Fig.8 Stress circle and strength envelope of surrounding rock of cavern wall

$$S = d / R \tag{56}$$

式中： S 为强度应力比，无量纲； d 为该点应力圆心距离强度包线 L_M 或 L_T 的距离（MPa）； R 为该点应力圆的半径（MPa）。绘制围岩中各点强度应力比等值线图，可以直观分析各工况条件下的围岩状态。

本研究在计算密封层、混凝土衬砌和围岩的应力和变形时，采用弹性本构模型，在分析围岩中一点的应力状态时，采用了 Mohr-Coulomb 模型。所以在计算强度应力比时，可能会出现小于 1 的现象。事实上，当一点的强度应力比达到 1 时，该点已经处于塑性状态或张拉破坏状态，该点附近的应力发

生重新调整，与弹性本构关系计算结果产生偏离。但考虑到目前压缩空气储能硐库一般均选择在坚硬、完整的基岩场地，塑性区和张拉破坏区范围较小，根据弹性本构关系得到的强度应力比仍具有一定的实际意义。

6 结果验证

采用夏才初等^[11]数值计算算例的计算参数进行结果验证。计算参数见表 1~4。硐内空气与硐壁之间对流换热系数 h_c 取 50 W/(m²·k)，围岩热传导系数 k_u 取 1.4 W/(m·K)。20 个标准循环，包括首次充气及停歇时间，总时长 576 h，计算时间步长取 600 s。

表 1 人工硐库几何参数
Table 1 Geometric parameters of artificial cavern

V / m ³	r_0 / m	r_1 / m	r_2 / m	r_3 / m
3×10^5	8	8.01	8.6	12

表 2 空气热力学参数
Table 2 Air thermodynamic parameters

R / (J·(kg·K) ⁻¹)	c_p / (J·(kg·K) ⁻¹)	c_v / (J·(kg·K) ⁻¹)	Z
287	1 005	718	1

表 3 储能电站运营参数
Table 3 Operating parameters of energy storage power stations

T_{R0} / K	P_0 / MPa	T_i / K	t_{m1} / h	t_{m2} / h	t_{m3} / h	t_{m4} / h	$\dot{m}_in$ / (kg·s ⁻¹)	$\dot{m}_{ex}$ / (kg·s ⁻¹)
310	4.5	322.4	8	14	18	24	236	472

表 4 硐壁各介质层热物性与力学参数
Table 4 Thermophysical and mechanical parameters of each medium layer of cavern

介质	k / (W·(m·K) ⁻¹)	c_p / (kJ·(kg·K) ⁻¹)	ρ / (kg·m ⁻³)	α / K ⁻¹	E / GPa	μ
钢质密封层	45.0	0.500	7 800	1.7×10^{-5}	200	0.3
混凝土衬砌	1.4	0.837	2 500	1.2×10^{-5}	30	0.3
围岩	3.5	1.000	2 700	1.2×10^{-5}	30	0.3

夏才初等^[11]采用 COMSOL 软件进行计算，计算模型采用三角形单元，模型的上下及左右边界到硐库内表面的距离为 $6r_0$ 。温度场和应力场的求解，采取了弹性力学基本方程。为计算硐库内空气的热力学过程，编制了单独的计算模块，该模块包括气体温度、压强、密度等所需的控制方程。

选取空气温度、空气压力、密封层温度、硐壁径向位移、密封层内表面应力与应变、混凝土衬砌外表面应力与应变等 8 个参数，对比本文计算结果与夏才初等^[11]的计算结果，见图 9~14。结果显示，

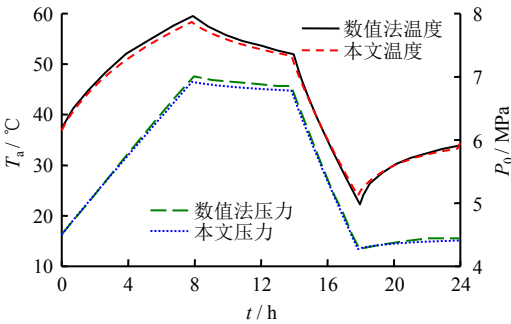


图 9 硐库内空气温度与压力随时间变化曲线
Fig.9 Air temperature and pressure variation in the cavern

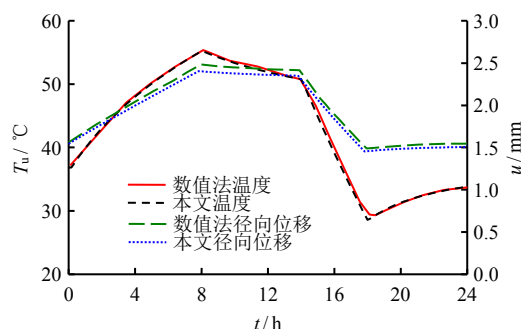


图 10 密封层温度与径向位移随时间变化曲线
Fig.10 Temperature and radial displacement variation of sealing layer over time

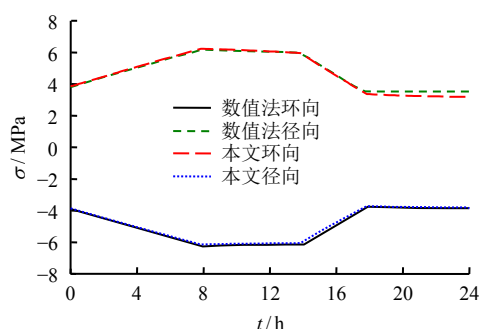


图 13 混凝土衬砌外表面应力随时间变化曲线
Fig.13 Stress variation of the external side of the liner over time

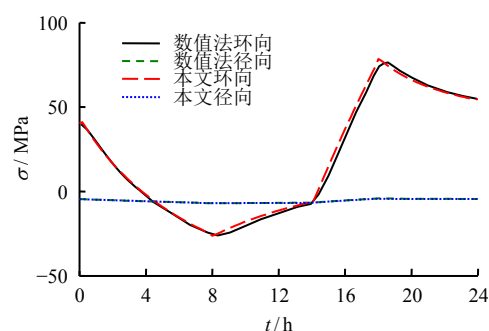


图 11 密封层内表面应力 σ 随时间变化曲线
Fig.11 Stress variation of the inner side of sealing layer over time

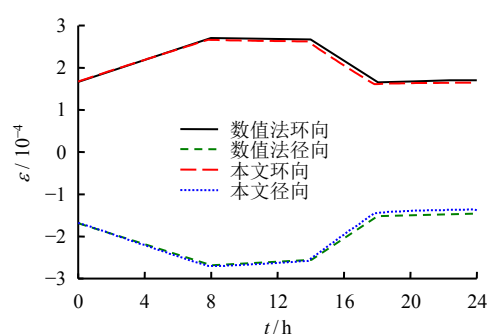


图 14 混凝土衬砌外表面应变随时间变化曲线
Fig.14 Strain variation of the external side of the liner over time

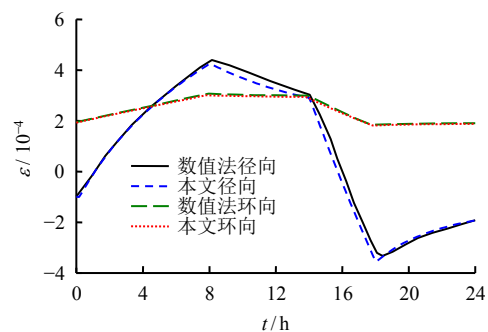


图 12 密封层内表面应变 ε 随时间变化曲线
Fig.12 Strain variation of inner side of the sealing layer over time

本文结果与数值计算结果吻合较好, 本文计算方法可靠。

7 算例分析

7.1 工程概况

某压缩空气储能电站拟建装机容量为 300 MW。利用电网低谷电压压缩空气运行 8 h, 在电网用电高峰期发电 5 h。电站场地地层分布及各层物理力学性质指标如表 5 所示。

空气透平入口压力根据硐库允许压力波动范围

表 5 地层分布及各层物理力学性质指标一览表

Table 5 List of stratum distribution and physical and mechanical property of each formation

地层编号	地基土名称	平均厚度 / m	层顶埋深 / m	重度 γ / (kN · m ⁻³)	压缩模量 E_{s1-2} / MPa	弹性模量 E / GPa	黏聚力 c / kPa	内摩擦角 φ / (°)	泊松比
①	粉质黏土	2.35	0.00	19.5	3.5	—	10	12	0.35
②	粉质黏土	9.85	2.35	19.0	5.5	—	28	15	0.35
③ ₁	强风化花岗片麻岩	9.80	12.20	22.5	50.0	—	20	40	0.34
③ ₂	中风化花岗片麻岩	28.00	22.00	24.5	—	8	100	45	0.32
③ ₃	微风化花岗片麻岩	200.00	50.00	26.0	—	18	1 000	50	0.30

确定, 尽可能选择在一个较小的变动范围内, 以保证空气透平及压缩机在较稳定工况下运行。按照拟建储能电站地质条件, 硐库建于微风化花岗岩中, 硐库最大允许压力按 11.5 MPa 考虑。当空气透平入口额定压力为 10.0 MPa 时, 工作 5 h 所需压缩空气量约为 13 307 t。结合充气时长为 8 h, 确定抽气速率为 739.28 kg/s, 充气速率为 462.04 kg/s。

根据本项目拟定装机容量, 确定地下人工硐库容积约为 40 万 m^3 。若采用硐库恒温假定, 预估运行压力范围为 11.5~8.5 MPa。

储气硐库容积为 40 万 m^3 , 体量较大, 考虑到目前硐库施工水平和经验, 本项目中设 4 个同等容积的大罐, 大罐中部为圆柱形核心筒, 顶部和底部为半球形。核心筒内部净直径为 44 m, 高度为 36.5 m。大罐内部净高为 80.5 m。初支厚度为 0.3 m, 二衬

厚度为 0.7 m。硐库密封层为钢板, 厚度为 1 cm。虽然硐体截面直径较大, 但本章选取穿过大罐中心的水平切面进行分析, 围岩水平方向无限延伸, 仍满足“深埋”假定。

7.2 计算参数

由于 4 个储气库具有相同的体积、结构和运行模式, 本节仅对其中一个进行计算分析。与第 6 章不同的计算参数见表 6~8, 其余参数见第 6 章。硐库内空气初始温度与围岩初始温度相同。

表 6 人工硐库几何参数

Table 6 Geometric parameters of artificial cavern

V / m^3	r_0 / m	r_1 / m	r_2 / m	r_3 / m
1×10^5	22	22.01	23.01	37

表 7 储能电站运营参数

Table 7 Operating parameters of the energy storage power station

T_{k0} / K	P_0 / MPa	T_i / K	t_{m1} / h	t_{m2} / h	t_{m3} / h	t_{m4} / h	$\dot{m}_m$ / ($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$)	$\dot{m}_{ex}$ / ($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$)
286.25	0.1	313.15	8	13.5	18.5	24	115.5	184.82

表 8 硐壁各介质层热物性与力学参数

Table 8 Thermal physical and mechanical parameters of each medium layer of the cavern

介质	c_p / $(\text{kJ} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1})$	α / K^{-1}	E / GPa	μ
钢质密封层	0.500	1.7×10^{-5}	206.0	0.25
混凝土衬砌	0.837	1.0×10^{-5}	33.5	0.20
围岩	1.000	0.7×10^{-5}	18.0	0.21

根据表 5 中围岩重度、强度指标和拟定的储气压力, 稳定系数取 3, 得到硐顶埋深为 150 m, 则核心筒中心部位竖向应力约为 4.75 MPa。根据附近工程地应力测量结果假定本场地水平最初大主应力为 2.5 倍竖向应力, 则为 11.88 MPa; 水平初始最小主应力为 1.5 倍竖向应力, 则为 7.13 MPa。岩石的抗拉强度为 1.2 MPa。

首次充气采用压力控制模式, 即按照既定的充气速率进行首次充气, 从一个大气压充气至设定的基本压力 8.5 MPa, 通过试算得首次充气时间为 18.32 h。为避免硐库内空气温度过高, 首次充气后, 停歇 3 d 进入标准循环工况。

7.3 硐库空气热力学与硐壁热传导分析

7.3.1 硐库空气热力学

硐库内空气温度和压力随时间变化曲线见图 15。

结果显示, 在首次充气的初始阶段, 由于硐库内空气密度较小, 且该阶段硐库内空气温度与围岩温度相近, 空气与密封层之间的对流换热和围岩内部的热传导较慢, 硐库内空气散热慢, 所以硐库内空气温度上升很快。在首次充气的中间和结尾阶段, 随着硐库内空气温度的升高, 对流换热和热传导加快, 硐库内空气散热增强, 空气温度增速降低。

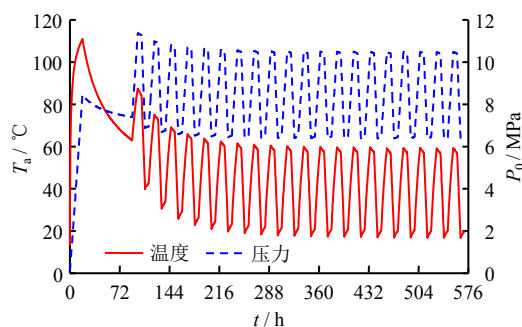


图 15 硐库内空气温度与压力随时间变化曲线

Fig.15 Variations of air temperature and pressure over time in the cavern

在首次充气后的停歇阶段, 温度随时间逐渐降低。进入标准循环工况后, 空气温度随着充气-高压储气-抽气-低压储气过程变化而变化。充气阶段温

度急剧升高, 高压储气阶段温度缓慢下降, 抽气阶段温度急剧下降, 低压储气阶段温度缓慢上升。从进入标准循环后温度总体变化趋势看, 随着循环次数的增加, 温度呈现下降趋势, 前期快, 后期变慢, 逐渐进入相对稳定阶段。相对稳定阶段温度变化幅度约为 42°C 。

图 15 显示, 在充气阶段, 硐库内压力随时间基本按线性规律上升。3 d 的停歇阶段, 由于空气温度的下降, 压力有所减小。进入标准循环工况后, 空气压力随充抽气进程的变化规律与温度相似, 随着循环次数的增加, 压力总体呈现下降趋势, 前期快, 后期变慢, 逐渐进入相对稳定阶段。相对稳定阶段压力变幅约为 4.1 MPa 。由于空气温度变化影响, 二者均大于预估的 3 MPa 的压力变化幅度。工程设计时需要考虑硐库内空气温度的变化, 设定适宜的压力变化范围, 选择适宜的库容。

7.3.2 硐壁热传导

硐库内空气温度、密封层温度以及硐壁内两点 (15 cm 和 30 cm 处) 温度随时间变化曲线见图 16。结果显示, 离硐壁越远, 温度变化滞后效应越明显, 温度变幅越小。

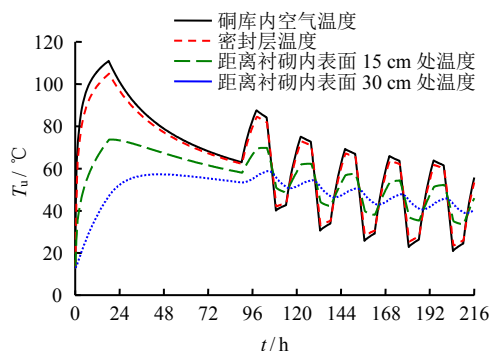


图 16 硐库空气及硐壁各点温度随时间变化曲线
Fig.16 Temperature variations of air and points in cavern wall over time

第 1 个标准循环与第 20 个标准循环, 充气、高压储气、抽气和低压储气结束时刻, 硐壁各点温度分布曲线见图 17 和图 18。从图 17 看出, 在首次充气后的第 1 个标准循环中, 温度传导深度较小, 主要集中在 2 m 范围内, 2 m 以外, 围岩基本维持初始围岩温度 (13.1°C)。观察硐壁附近围岩温度变化看出, 充气结束硐壁表层温度最高, 高压储气结束后, 硐壁温度有小幅下降, 内部温度有小幅上升; 抽气结束硐壁温度明显下降, 低压储气结束, 硐壁温度有小幅上升, 内部温度有小幅下降。

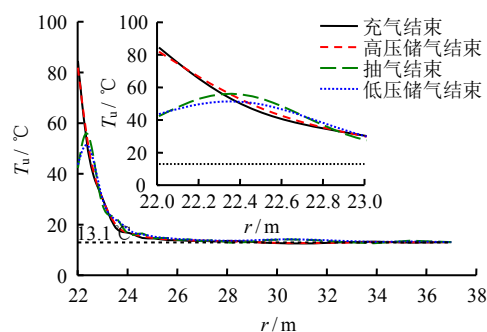


图 17 第 1 个标准循环温度分布曲线
Fig.17 Temperature distribution curves in the first standard cycle

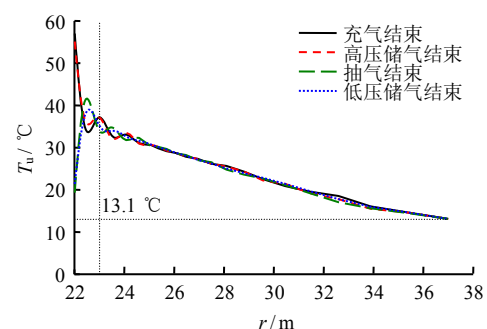


图 18 第 20 个标准循环温度分布曲线
Fig.18 Temperature distribution curves in the 20th standard cycle

从图 18 看出, 经过 20 个标准循环后, 围岩温度上升范围加大, 但温度周期波动变化影响范围仍然较小, 集中在距硐库表面深度 1 m 范围以内, 1 m 以外温度波动变化幅度较小, 因此密封层和混凝土衬砌需要考虑循环温度作用。当混凝土衬砌厚度大于温度周期波动变化范围后, 围岩受循环温度作用影响较小, 以缓慢的升温直至稳定为变化特征。围岩强度和稳定性分析可以不考虑循环温度的影响, 这点与 Prado 等^[14]结果一致。

7.4 硐壁各介质层应力与应变分析

硐库密封层内表面环向与法向应力随时间变化曲线见图 19。从变化机制上讲, 随着储气压力的增加, 密封层环向拉应力增加; 同时, 随着温度的上升, 由于热胀冷缩效应, 环向压应力增加, 实际环向应力是二者的叠加结果。从图中看出, 在首次充气阶段, 由于温度上升明显 (见图 16), 最终体现出来的是环向压应力随时间迅速增加, 在 9 h 左右环向压应力达到峰值 323 MPa , 超过部分钢材的抗压强度, 在 3 d 的停歇阶段, 环向压应力明显减小。因此首次充气时控制适当的充气流量是必要的。随着充抽气循环的进行, 密封层最大环向压应力明显

减小, 最大拉应力逐渐增加, 最大拉应力与最大压应力之差有变大的趋势。在第 20 个标准循环, 最大压应力为 60 MPa, 最大拉应力为 60 MPa, 变幅为 120 MPa。

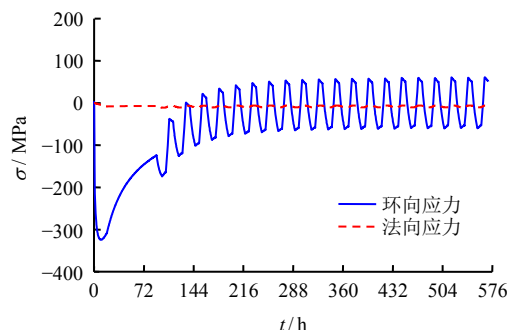


图 19 硐库密封层内表面环向与法向应力随时间变化曲线
Fig.19 Hoop and radial stress variations of inner surface of sealing layer over time

硐库密封层内表面法向应力随时间变化与硐库内空气压力 (见图 15) 相同, 其幅值明显小于环向应力。

硐库混凝土衬砌内表面环向与法向应力随时间变化曲线见图 20。与密封层应力变化机制相同, 实际环向应力是储气压力作用与温度效应叠加的结果。在首次充气阶段, 最终体现出来的是环向压应力随时间迅速增加, 在 9 h 左右环向压应力达到峰值 26 MPa, 接近 C30 混凝土的抗压强度, 在 3 d 的停歇阶段, 环向压应力明显减小。随着充抽气循环的进行和硐壁热传导的进行, 衬砌内表面最大环向压应力明显减小, 最大拉应力逐渐增加, 最大拉应力与最大压应力 (最小拉应力) 之差有增大的趋势。在第 20 个标准循环, 最大拉应力为 10 MPa, 最小拉应力为 3 MPa, 变幅为 7 MPa。进入标准循环后, 混凝土衬砌内表面受所拉应力较大, 需考虑特殊的混凝土材料, 或调整储气压力。

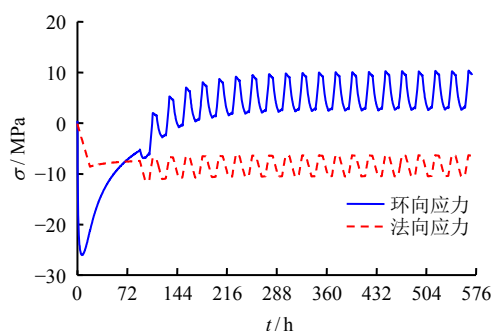


图 20 硐库混凝土衬砌内表面环向与法向应力随时间变化曲线
Fig.20 Hoop and radial stress variations of inner surface of liner over time

由于密封层厚度较薄, 所以混凝土衬砌层内表面法向应力与硐库内空气压力 (见图 15) 相差不大, 并具有相同的变化规律。

硐库混凝土衬砌外表面环向和法向应力随时间变化曲线见图 21。由于混凝土衬砌厚度较大, 衬砌外表面受温度影响较小, 与其内表面 (见图 20) 相比, 其环向应力大小和规律有明显不同, 在整个充抽气过程中, 一直体现为拉应力, 与普通内压管道应力状态相似。在首次充气阶段, 环向拉应力基本按线性规律上升至 16 MPa, 上升幅度较大。在 3 d 的停歇阶段, 环向拉应力明显减小。随着充抽气循环和硐壁热传导的进行, 衬砌外表面环向拉应力明显减小, 最大拉应力与最小拉应力之差基本稳定。在第 20 个标准循环, 最大拉应力为 10 MPa, 最小拉应力为 3 MPa, 变幅为 7 MPa。进入稳定循环后, 衬砌内、外表面环向应力最大拉应力大小与变幅相当。

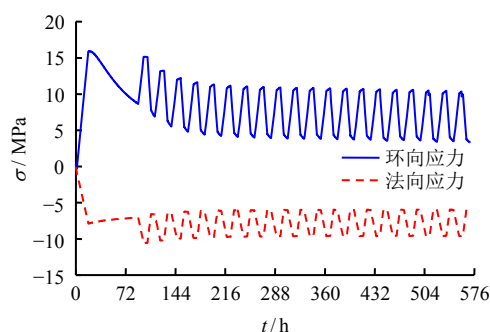


图 21 硐库混凝土衬砌外表面法向与环向应力随时间变化曲线
Fig.21 Hoop and radial stress variations of external surface of liner over time

对比图 21 和图 15, 硐库衬砌外表面法向应力随时间变化规律与空气压力相似, 仅在数值上有所不同, 外表面数值小于空气压力。在第 20 个标准循环中, 衬砌外表面法向压应力最大值为 9.5 MPa, 最小值为 5.9 MPa。根据图 15, 在第 20 个标准循环中, 最大空气压力为 10.5 MPa, 最小空气压力为 6.3 MPa。对比两组数据, 说明 1 m 厚的混凝土衬砌减少了 0.4~1.0 MPa 的法向应力, 混凝土衬砌的设置对减小硐库空气对围岩的压力效果有限。

硐库密封层环向与法向应力随时间变化曲线见图 22。从图中看出, 密封层法向应力受温度和空气压力双重影响明显。由于密封层初始温度较低 (13.1 °C), 充气后硐库密封层温度一直高于初始温度, 所以密封层在法向一直处于热胀状态, 其法

向应变一直表现为拉应变（该拉应变为热胀引起，并非由拉应力引起。事实上，密封层法向应力一直为压应力）。由于围岩的约束作用，密封层环向应变明显小于法向。

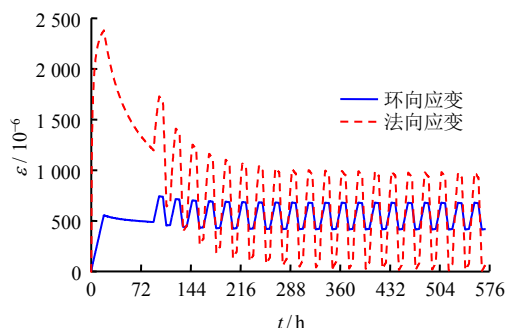


图 22 硐库密封层内表面环向与法向应变随时间变化曲线
Fig.22 Hoop and radial strain variations of inner surface of sealing layer over time

图 22 显示，首次充气阶段，环向拉应变随时间基本按线性规律增加。在随后的 3 d 停歇阶段，由于硐库内空气温度的降低，相应的空气压力也降低，环向应变有所降低。进入标准循环后，环向应变有整体小幅的降低趋势。在第 20 个标准循环，最大环向拉应变变为 750×10^{-6} ，环向应变变化幅度为 264×10^{-6} 。

首次充气阶段，前期升温快，后期升温慢，所以法向拉应变前期增长较快，后期增长速率降低。在 3 d 的停歇阶段，由于硐库内空气温度降低，法向拉应变明显降低。进入标准循环后，法向拉应变有明显的整体降低趋势。在第 20 个标准循环，最大法向拉应变变为 978×10^{-6} ，法向应变变化幅度为 971×10^{-6} 。

硐库混凝土衬砌层内表面环向与法向应变随时间变化曲线见图 23。对比图 22 密封层环向应变可知，硐库混凝土衬砌层内表面环向应变随时间变化

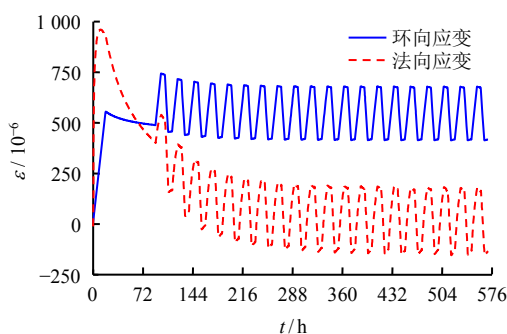


图 23 硐库混凝土衬砌层内表面环向与法向应变随时间变化曲线
Fig.23 Hoop and radial strain variations of inner surface of liner over time

规律与密封层相同，混凝土衬砌层内表面与密封层之间变形相协调，其间无脱开或压入现象。

由于混凝土的热膨胀系数小于钢质密封层，所以在首次充气阶段，密封层法向应变达 2400×10^{-6} ，而混凝土衬砌的法向应变仅为 958×10^{-6} 。因此，与图 22 密封层法向应变相比，混凝土衬砌层内表面法向应变明显减小，并且在标准循环阶段，有压应变产生。在 3 d 的停歇期内，法向应变明显下降。进入标准循环期后，法向应变总体下降趋势明显，其变幅稍有增加。在第 20 个标准循环，最大法向拉应变变为 180×10^{-6} ，最大法向压应变变为 155×10^{-6} ，变化幅度为 335×10^{-6} 。

硐库混凝土衬砌层外表面环向与法向应变随时间变化曲线见图 24。与图 23 相比，其环向应变变化规律与衬砌层内表面相似，一直处于受拉状态，但其数值稍小于内表面。

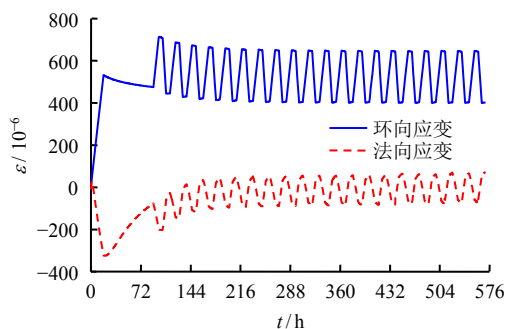


图 24 硐库混凝土衬砌层外表面环向与法向应变随时间变化曲线

Fig.24 Hoop and radial strain variations of external surface of liner over time

衬砌外表面法向应变与内表面（见图 23）明显不同。由于外表面距离硐库内表面有 1.01 m，受温度影响滞后，首次充气阶段，主要受高内气压影响，其应变表现为压应变，而内表面则表现为拉应变。在首次充气结束后，外表面法向压应变达到 325×10^{-6} 。在 3 d 的停歇阶段，有明显的降低。进入标准循环工况后，随着热量的传导，温度的升高，法向拉应变有所增加。在第 20 个标准循环，最大法向拉应变变为 71×10^{-6} ，法向压应变变为 62×10^{-6} ，变化幅度为 133×10^{-6} 。

7.5 硐库围岩应力状态分析

为了分析结果能够包络硐库受力状态，本节选取进入稳定循环后充气结束时刻（内压为 10.5 MPa）和抽气结束时刻（内压为 6.4 MPa）围岩强度应力比，绘制等值线如图 25。需要说明的是，考虑到围岩内不同位置强度应力比数值差异较大，为了便于

分析强度应力比较小的关键区域,对于比值大于10的区域,均以10代替。图25上下方向为围岩初始水平小主应力方向。

图25中左侧为充气结束高内压条件下等值线,右侧为抽气结束低内压条件下等值线。结果显示,充气结束,硐库围岩侧壁围岩初始最大主应力方向,围岩稳定性较差。在抽气结束时刻,硐库围岩侧壁围岩初始最小主应力方向稳定性较差。两种工况条件下围岩强度应力比较小的范围较小,且数值仍大于1,处于安全状态。从围岩稳定角度看,硐库内压选择是合理的。

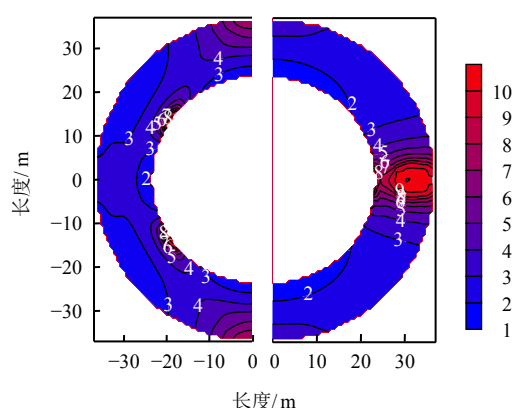


图25 围岩强度应力比等值线图
Fig.25 Contour map of stability coefficient of surrounding rock

8 结 论

在一维热传导基本解和人工硐库空气温度基本解的基础上,基于硐壁对流换热和热传导能量守恒,提出人工硐库内空气热力学过程与硐壁热传导的耦合解析方法。在此基础上,将深埋硐库简化为无限大平板中的孔口问题,考虑硐壁各介质层在温度和硐库空气内压的耦合作用,求得了密封层、混凝土衬砌和围岩的应力和应变;假定围岩服从 Mohr-Coulomb 强度准则,分析了围岩的稳定性。该方法可以模拟任意充抽气条件,可以计算包括首次充气、首次充气后的停歇以及后续标准循环条件下硐库热力耦合的全过程。其计算结果与已有数值解结果吻合较好。通过算例分析,得到如下结论:

(1) 充抽气过程可以引起硐库内空气温度的剧烈变化。由于空气温度的剧烈变化,空气压力变幅明显大于基于恒温假定得到的压力变化结果,工程设计时需要考虑硐库内空气温度的变化。

(2) 硐库内空气温度的升高和周期变化引起密封层、混凝土衬砌和围岩温度变化,但硐壁温度周

期波动影响深度有限,一般在1m以内,当混凝土衬砌厚度大于周期波动影响范围后,围岩温度以持续升高直至稳定为特征,围岩强度和稳定性分析可以不考虑温度周期循环的影响。

(3) 密封层受温度和空气内压双重作用明显,其环向应力明显大于法向应力,环向应变明显小于法向应变。首次充气阶段,环向最大压应力可能超过部分钢材的屈服强度,需要控制首次充气的速率;进入标准工况后,环向应力在拉压之间转化,环向应变一直表现为拉应变,二者均随充抽气进程呈周期性变化,密封层设计需考虑材料的热机械疲劳问题。

(4) 混凝土衬砌内外表面环向应力特征差异巨大。首次充气阶段,内表面环向应力表现为压应力,而外表面表现为拉应力,各自最大值可能分别接近混凝土材料的抗压和抗拉强度;进入标准循环后,内外表面环向应力趋于一致,均表现为拉应力,其最大值可能接近混凝土的抗拉强度。内外表面法向应力变化规律一致,一直处于受压状态,内表面稍大于外表面,混凝土衬砌可以减小围岩压力,但作用有限。

(5) 混凝土衬砌内外表面法向应变特征差异巨大。首次充气阶段,内表面法向应变表现为拉应变,而外表面表现为压应变;进入标准循环后,内外表面法向应变趋于一致,在拉压之间转化,随充抽气进程呈周期性变化,但数值上仍有较大差别。内外表面环向应变变化规律一致,一直处于受拉状态,外表面稍小于内表面。

参 考 文 献

- [1] 杨春和,王同涛. 深地储能研究进展[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, 41(9): 1729-1759.
YANG Chun-he, WANG Tong-tao. Advance in deep underground energy storage[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2022, 41(9): 1729-1759.
- [2] 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: 250-268.
- [3] 凌光芬. 各类储能技术度电成本分析[J]. 中国工业和信息化, 2022, 52(12): 29-34.
LING Guang-fen. Cost analysis of various energy storage[J]. *China Industry & Information Technology*, 2022, 52(12): 29-34.
- [4] 陈海生,李泓,徐玉杰,等. 2022年中国储能技术研究进展[J]. 储能科学与技术, 2023, 12(5): 1516-1552.

- CHEN Hai-sheng, LI Hong, XU Yu-jie, et al. Research progress on energy storage technologies of China in 2022[J]. **Energy Storage Science and Technology**, 2023, 12(5): 1516-1552.
- [5] JOHANSSON F, SPROSS J, DAMASCENO D R, et al. Investigation of research needs regarding the storage of hydrogen gas in lined rock caverns: prestudy for Work Package 2.3 in HYBRIT Research Program 1[R]. [S. l.]: KTH Royal Institute of Technology, 2018.
- [6] 全国钢标准化技术委员会. GB/T 33812—2017 金属材料 疲劳试验 应变控制 热机械疲劳试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2017.
- Technical Committee on Steel of Standardization Committee of China. GB/T 33812—2017 Metallic material — fatigue testing — strain-controlled thermomechanical fatigue testing method[S]. Beijing: Standards Press of China, 2017.
- [7] 周瑜, 夏才初, 周舒威, 等. 压气储能内衬洞室高分子密封层的气密与力学特性[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(12): 2685-2696.
- ZHOU Yu, XIA Cai-chu, ZHOU Shu-wei, et al. Air tightness and mechanical characteristics of polymeric seals in lined rock caverns(LRCs) for compressed air energy storage(CAES)[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(12): 2685-2696.
- [8] 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(1): 110-119.
- JIANG Zhong-ming, GAN Lu, ZHANG Deng-xiang, et al. Study on distribution characteristics and evolution law of liner cracks in underground cavern for compressed air energy storage[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2024, 46(1): 110-119.
- [9] 蒋中明, 秦双专, 唐栋. 压气储能地下储气库围岩累积损伤特性数值研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(2): 230-238.
- JIANG Zhong-ming, QIN Shuang-zhuan, TANG Dong. Numerical study on accumulative damage characteristics of underground rock caverns for compressed air energy storage[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(2): 230-238.
- [10] 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(5): 1391-1398.
- XIA Cai-chu, ZHANG Ping-yang, ZHOU Shu-wei, et al. Stability and tangential strain analysis of large-scale compressed air energy storage cavern[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(5): 1391-1398.
- [11] 夏才初, 周舒威, 周瑜, 等. 压缩空气储能的地下岩石内衬洞室关键技术[M]. 上海: 同济大学出版社, 2021.
- XIA Cai-chu, ZHOU Shu-wei, ZHOU Yu, et al. Key technologies of underground rock lining caverns for compressed air energy storage[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2021.
- [12] 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(3): 1149-1157.
- JIANG Zhong-ming, LIU Li-yuan, ZHAO Hai-bin, et al. Study of dynamic boundary conditions for thermo-mechanical coupling analysis of underground gas storage cavern[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(3): 1149-1157.
- [13] 蒋中明, 李小刚, 万发, 等. 压气储能遂昌地下储气库结构应力变形特性数值研究[J]. 长沙理工大学学报(自然科学版), 2021, 18(3): 79-86.
- JIANG Zhong-ming, LI Xiao-gang, WAN Fa, et al. Numerical study on stress and deformation characteristics of structure of underground gas storage for CAES in Suichang[J]. **Journal of Changsha University of Science & Technology (Natural Science)**, 2021, 18(3): 79-86.
- [14] PRADO L Á D, MENÉNDEZ J, BERNARDO-SÁNCHEZ A, et al. Thermodynamic analysis of compressed air energy storage (CAES) reservoirs in abandoned mines using different sealing layers[J]. **Applied Science**, 2021, 11(6): 2573.
- [15] 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, 21-22: 5616-5630.
- [16] 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 Shu-wei, XIA Cai-chu, ZHANG Ping-yang, 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.