

DOI: 10.19951/j.cnki.1672-9331.20230419001

文章编号: 1672-9331(2024)02-0042-14

引用格式: 罗贤, 李毅, 喻浩, 等. 渗透率各向异性对 CAESA 系统季节性运行性能的影响[J]. 长沙理工大学学报(自然科学版), 2024, 21(2): 42-55.

Citation: LUO Xian, LI Yi, YU Hao, et al. The effects of permeability anisotropy on the seasonal operating performance of CAESA systems [J]. J. Changsha Univ Sci Tech (Nat Sci), 2024, 21(2): 42-55.

渗透率各向异性对 CAESA 系统季节性运行性能的影响

罗贤¹, 李毅^{1,2}, 喻浩¹, 周骞¹, 刘银江¹

(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:【目的】储层岩石渗透率通常呈各向异性分布, 探究储层岩石渗透率各向异性对含水层压缩空气储能(compressed air energy storage in aquifers, CAESA)系统季节性运行性能的影响。【方法】建立 CAESA 系统概念模型和三维井群-储库数值模型, 拟定 3 种储层渗透率各向异性分布方案, 运用 T2WELL/EOS3 数值模拟软件, 研究 CAESA 系统在季节性运行模式和渗透率各向异性条件下的流体传质和传热过程。【结果】储层渗透率各向异性会影响井筒-储层中的气相运移、流体交互和温压传递过程, 进而影响系统的储能效率; 当渗透率横纵比从 2.0 升高至 10.0 时, 井筒的最大压力降低 2.79 MPa, 抽采阶段井口的最高温度升高 2.06 °C, 井口两相流现象出现的时间从系统运行第 435 d 提前至第 410 d, 系统储能效率从 89.8% 降低至 60.1%。【结论】对于渗透率各向异性程度较高的储层, 可以通过增加初始气囊注入量或在后期进行补气来增加系统支撑压力, 还可以采用注浆等工程手段, 建立人造低渗边界以优化储层条件, 提升系统储能效率。

关键词: 压缩空气储能; 各向异性; 渗透率; 含水层; 季节性循环; 数值模拟

中图分类号: TK02

文献标志码: A

The effects of permeability anisotropy on the seasonal operating performance of CAESA systems

LUO Xian¹, LI Yi^{1,2}, YU Hao¹, ZHOU Qian¹, LIU Yinjiang¹

(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: [Purposes] The permeability of reservoir rocks is usually anisotropically distributed, and it is necessary to explore its impact on the seasonal operating performance of compressed air energy storage in aquifers (CAESA) systems. [Methods] By establishing the conceptual model of the CAESA system and the 3D well group-reservoir numerical grid, three reservoir permeability

收稿日期: 2023-04-19; 修回日期: 2023-05-23; 接受日期: 2023-06-02

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52179095, 52378323); 湖南省青年科技人才项目(2022RC1177); 湖南省科技人才托举工程项目(2022TJ-N09); 湖南省教育厅重点项目(22A0218); 湖南省自然科学基金资助项目(2023JJ30027); 湖南省地质局科研项目(HNGSTP202322)。

通信作者: 李毅(1988—)(ORCID: 0000-0002-3098-7374), 男, 教授, 主要从事水利岩土工程、含水层压缩气体储能方面的研究。E-mail: liyi0217@163.com

投稿网址: <http://csjgxbzk.csust.edu.cn/cslgdxzbzk/home>

anisotropic distribution cases were set. Then, the fluid mass transfer and heat transfer processes of the CAESA system under seasonal cycle operating mode and permeability anisotropic distribution conditions were particularly studied by using the numerical simulation program T2WELL/EOS3. [Findings] The permeability anisotropy of the reservoir affects the gas phase migration, fluid interaction, temperature and pressure transfer process in the wellbore-reservoir, and then affects the energy storage efficiency of the system. The ratio of transverse permeability to longitudinal permeability increases from 2.0 to 10.0. The maximum pressure of the wellbore decreased by 2.79 MPa, and the maximum temperature of the wellhead during the production stage increased by 2.06 °C. The occurrence time of two-phase flow at the wellhead has been advanced from the 435th day of system operation to the 410th day, and the system energy storage efficiency decreased from 89.8% to 60.1%. [Conclusions] For reservoirs with high permeability anisotropy, the system support pressure can be increased by increasing the initial airbag injection volume or supplementing air in the later stage, or by using engineering methods such as grouting modification and establishing artificial low-permeability boundaries to optimize reservoir conditions and improve system energy storage efficiency.

Key words: compressed air energy storage; anisotropy; permeability; aquifers; seasonal cycle; numerical simulation

Foundation item: Projects (52179095, 52378323) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (2022RC1177) supported by Science and Technology Innovation Program of Hunan Province; Project (2022TJ-N09) supported by Science and Technology Talent Promotion Program of Hunan Province; Project (22A0218) supported by Educational Science Foundation of Hunan Province; Project (2023JJ30027) supported by Natural Science Foundation of Hunan Province; Project (HNGSTP202322) supported by Research Project of Geological Bureau of Hunan Province

Corresponding author: LI Yi (1988—) (ORCID: 0000-0002-3098-7374), male, associate professor, research interest: hydraulic geotechnical engineering, compressed gas energy storage in aquifers. E-mail: liyi0217@163.com

0 引言

风、光等可再生能源具有随机性、波动性和间歇性等特性,这些特性构成了其固有的缺陷。可再生能源大规模并网给电力系统形成了巨大冲击^[1]。含水层压缩空气储能(compressed air energy storage in aquifers, CAESA)技术具有清洁、安全、选址分布广、储能潜力大和经济效益高等突出优势^[2],能作为提高可再生能源利用率、助力电网调峰调频的重要手段,具有广阔的应用前景。利用该技术实施季节性储能方案,能有效平抑季节性电量波动,实现能量季节性平移。

CAESA是一种以空气为介质,在用电低谷期借助压缩机将空气压缩存储于地下含水层,在用电高峰期将高压气体释放发电的储能技术^[3]。20

世纪70年代末,STOTTLEMYRE等^[4]最早开始了在地下孔隙介质中进行CAESA的探索,随后,美国能源部于20世纪80年代初在美国匹兹菲尔德市(Pittsfield)某含水层开展了注-采空气的试验^[5],证明了在含水层进行CAESA的可行性。近年来,国内外学者针对CAESA系统储层地质条件、注气规模和储能效率等方面展开了广泛研究。GUO等^[6]研究了向斜、平直和背斜3种地质结构条件及不同注入速率对CAESA系统的初始气囊形成与后续注-采循环可持续性的影响。LI等^[7]发现当井筒贯穿目标储层的程度和储能规模增大时,CAESA系统能够获得更加稳定的注采压力和更高的储能效率。MOULI-CASTILLO等^[8]提出了季节性压缩空气储能的概念,并通过数值模拟估算出英国某近海含水层的存储潜力为77~96 TWh,但未对空气在含水层中长时间储能的特性进行研

究。LI等^[9]利用数值模拟方法分析了含水层季节性 CAESA 系统在运行过程中的流体动力学和热力学行为,但未考虑储层渗透率各向异性这一因素的影响。

目前,对岩石渗透率各向异性的研究主要集中在油藏、气藏、地热及 CO₂地质封存与利用等领域。针对岩石渗透率非均质和各向异性分布的特点,部分学者开展了诸多研究:严科等^[10]通过理论分析研究了油藏储层渗透率的宏观非均质性定量表征;文华等^[11]提出了一种定量描述气藏储层非均质性的新方法;IJEJE等^[12]利用 TOUGHREACT-FLAC^{3D} 模拟器分析了在地热系统中渗透率各向异性对储层热传递、热应力诱发及热能回收效率的影响;MAO等^[13]通过数值模拟研究了渗透率各向异性对中国南海神狐海域的天然气水合物储层产气行为及物理场空间分布的影响;ARMITAGE等^[14]采集了阿尔及利亚 Krechba 油田 CO₂地质封存项目场地的岩石样品,通过室内试验探究了在渗透率各向异性条件下的 CO₂注入压力变化、CO₂运移扩散及岩石有效应力的演化。

总体来看,目前研究岩石渗透率各向异性对 CAESA 系统性能影响的成果有限,尤其缺乏 CAESA 系统在储层渗透率各向异性条件下的流体传质和传热过程的相关研究成果。在实际工程中,岩层渗透率因应力诱导效应以及岩石颗粒的几何形状、粗糙度等因素而呈各向异性分布。因此,研究储层渗透率各向异性对 CAESA 系统运行性能的影响具有重要理论价值和现实意义。

本文运用数值模拟方法,研究 CAESA 系统季节性循环模式下的空气-水-热三组分两相流运动过程,对比分析储层渗透率各向异性分布对系统季节性运行性能的影响,以期类似工程提供理论参考,推动 CAESA 技术的发展及应用。

1 数值模拟方法与理论

本研究采用 T2WELL/EOS3 模拟器对 CAESA 系统运行过程进行数值模拟。TOUGH2(Transport of Unsaturated Groundwater and Heat Version 2.0)是由美国劳伦斯伯克利国家实验室开发的一款用于描述多维地下孔隙或裂隙介质中多相态、多组分、

等温或非等温流体运动过程的数值模拟软件^[15],广泛应用在地质压气储能、CO₂地质封存和地热开采等方面^[16]。T2WELL是在 TOUGH2 基础上发展起来的,用于描述井筒-储层内水-气两相流等温或非等温过程的模拟器。其采用了漂移流模型(drift flux model, DFM)求解井内多相流运动的动量方程,可以对 CAESA 系统井筒和储层中的流体运动过程进行高效、准确的模拟^[17-18]。EOS3 是 T2WELL 的子模块,用于描述地下孔隙或裂隙介质中的空气-水两相流运动过程。在先前的研究中, T2WELL/EOS3 已经被证明能够有效地描述 CAESA 系统运行过程^[6,19],其对井筒内水-气-热运动的控制方程如下^[17-18]:

1) 井内气-水流动质量控制方程。

① 质量累积项 M^κ 的计算如式(1)所示:

$$M^\kappa = \sum_{\beta} \rho_{\beta} S_{\beta} X_{\beta}^{\kappa} \quad (1)$$

式中: M^κ 为井筒内水-气两相流体的质量累积项, κ 为质量组分, $\kappa=1$ 表示水, $\kappa=2$ 表示空气, $\kappa=3$ 表示内能和动能; ρ_{β} 为 β 相密度; S_{β} 为 β 相饱和度; X_{β}^{κ} 为 β 相组分 κ 的质量分数,其中 β 为流体相态, $\beta=0$ 为气相, $\beta=1$ 为液相。

② 质量流动项 F^κ 的计算如式(2)所示:

$$F^\kappa = -\frac{1}{A} \left[\frac{\partial (A \rho_0 X_0^\kappa S_0 u_0)}{\partial z} + \frac{\partial (A \rho_1 X_1^\kappa S_1 u_1)}{\partial z} \right] \quad (2)$$

式中: F^κ 为井筒中质量流动项; A 为井筒流体柱横截面积; ρ_0 为气相流体密度; S_0 为气相相饱和度; S_1 为液相相饱和度; u_0 和 u_1 分别为气相和液相的平均速度; z 为沿井筒方向的坐标。

2) 井内气-水流动能量控制方程。

① 能量累积项 E_w 的计算如式(3)所示:

$$E_w = \sum_{\beta} \rho_{\beta} S_{\beta} \left(\mu_{\beta} + \frac{1}{2} \mu_{\beta}^2 + gz \cos \theta \right) \quad (3)$$

式中: E_w 为能量累积项; μ_{β} 为 β 相的比内能; g 为重力加速度; θ 为井筒的倾斜角度。

② 能量流动项 F^e 的计算如式(4)所示:

$$F^e = -k \frac{\partial T}{\partial z} - \frac{1}{A} \sum_{\beta} \frac{\partial}{\partial z} \left[A \rho_{\beta} S_{\beta} u_{\beta} \left(h_{\beta} + \frac{1}{2} \mu_{\beta}^2 \right) \right] - \sum_{\beta} \left(\rho_{\beta} S_{\beta} u_{\beta} g \cos \theta \right) - q'' \quad (4)$$

式中: F^e 为井筒中能量流动项; k 为热传导系数; T

为温度; u_β 为 β 相流体的平均速度; h_β 为 β 相流体的比焓; q'' 为井筒热损失或者热增量。

3) 漂移流模型-动量方程。

T2WELL 模拟器用瞬时动量平衡方程替代稳态压力损失方程求解混合速度,提高了数值模拟结果的精确性。计算时,先根据动量控制方程求解混合相态的速度,然后再计算漂移速度,最后计算不同相态流体的流动速度。相关方程如式(5)~(7)所示^[17-18]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m u_m) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} [A(\rho_m u_m^2 + \gamma)] = -\frac{\partial P}{\partial z} - \frac{L f_n \rho_m |u_m| u_m}{2A} - \rho_m g \cos \theta \quad (5)$$

$$\begin{cases} u_0 = C_0 \frac{\rho_m}{\rho_m^*} u_m + \frac{\rho_l}{\rho_m^*} u_d \\ u_1 = \frac{(1 - S_0 C_0) \rho_m}{(1 - S_0) \rho_m^*} u_m - \frac{S_0 \rho_0}{(1 - S_0) \rho_m^*} u_d \end{cases} \quad (6)$$

$$\lambda = S_0 (\rho_0 \rho_l \rho_m / \rho_m^*) [(C_0 - 1) u_m + u_d]^2 / (1 - S_0) \quad (7)$$

式(5)~(7)中: ρ_m 为混合相密度; γ 为井筒内部的气-液两相流体滑移系数; L 为井筒横截面周长; u_m 为混合相态速度; f_n 为范宁摩擦系数; C_0 为形状因子; ρ_m^* 为剖面平均密度; u_d 表示漂移速度(可通过气相饱和度和其他流体性质获取)。

4) 相对渗透率和毛细管压力曲线计算方程。

基于 van genuchten-mualem (VGM) 模型^[20]和 Corey's curves 模型^[21],计算气-液两相相对渗透率和毛细管压力。

① 液相相对渗透率 k_{r1} 的计算如式(8)所示:

$$k_{r1} = \begin{cases} \sqrt{S^*} \left\{ 1 - \left[1 - (S^*)^{1/\lambda} \right]^\lambda \right\}^2 & S_1 < S_{1s} \\ 1 & S_1 \geq S_{1s} \end{cases} \quad (8)$$

② 气相相对渗透率 k_{r0} 的计算如式(9)所示:

$$k_{r0} = \begin{cases} 1 - k_{r1} & S_{0r} = 0 \\ \left((1 - \hat{S})^2 (1 - \hat{S}^2) \right) & S_{0r} > 0 \end{cases} \quad (9)$$

其中,

$$\begin{cases} S^* = (S_1 - S_{1r}) / (S_{1s} - S_{1r}) \\ \hat{S} = (S_1 - S_{1r}) / (1 - S_{1r} - S_{0r}) \end{cases} \quad (10)$$

式(8)~(10)中: k_{r1} 、 k_{r0} 分别为液相、气相的相对渗

透率,且须满足 $k_{r1} \geq 0$ 、 $k_{r0} \leq 1$; λ 为孔隙分布指数; S_1 为液相饱和度; S_{1s} 为饱和水饱和度; S_{0r} 为残余气饱和度和; S_{1r} 为束缚水饱和度。

③ 毛细管压力 P_c 的计算如式(11)所示:

$$P_c = -P \left[(S^*)^{\frac{1}{\lambda}} - 1 \right]^{1-\lambda} \quad (11)$$

$$-P_{\max} \leq P_c \leq 0 \quad (12)$$

式(11)~(12)中: P_c 为毛细管压力; P_{\max} 为最大毛细管压力; P 为毛细管进入压力。

对井筒-储层内流体其他运动过程的描述与 TOUGH2 的相同^[15],此处不作特别说明。

2 模型建立与方案设计

2.1 概念模型

CAESA 系统分为地面储能电站和地下储库两部分。地面储能电站主要进行电能的转换,地下储库主要通过耦合井筒-储层进行能量的存储。对于 CAESA 系统地下储库,学者们普遍认为应采用穹顶结构的背斜含水层作为地层研究对象,但这限制了工程选址范围。2015年,JARVIS^[22]指出平直的含水层也可以进行压缩空气储能。平直地层相对于背斜地层,本质区别就在于背斜地层能够形成部分天然封闭边界,可以将背斜地层视作平直地层的特例。故在构建系统概念模型时,本文选择平直地层作为研究对象。CAESA 系统的概念模型如图1所示。

CAESA 系统运行过程包括两个阶段:第一阶段为初始气囊的形成阶段,由于在后续长时间大规模的开采过程中需要足够的支撑压力,所以该系统在作业前需要向含水层注入大量的气体,以防止水涌现象的发生^[23];第二阶段为储能-释能循环阶段,即在用电低谷期利用多余的电量进行压气储能,在用电高峰期释放能量发电。通过这种方式,CAESA 系统实现了能量的长期大规模储存和释放,有助于电网实现能量的平移利用。

2.2 数值模型

2.2.1 网格剖分与离散

本研究参考德国 Huntorf 电站的盐穴深度范围,建立了三维井群-储库数值网格模型,如图2

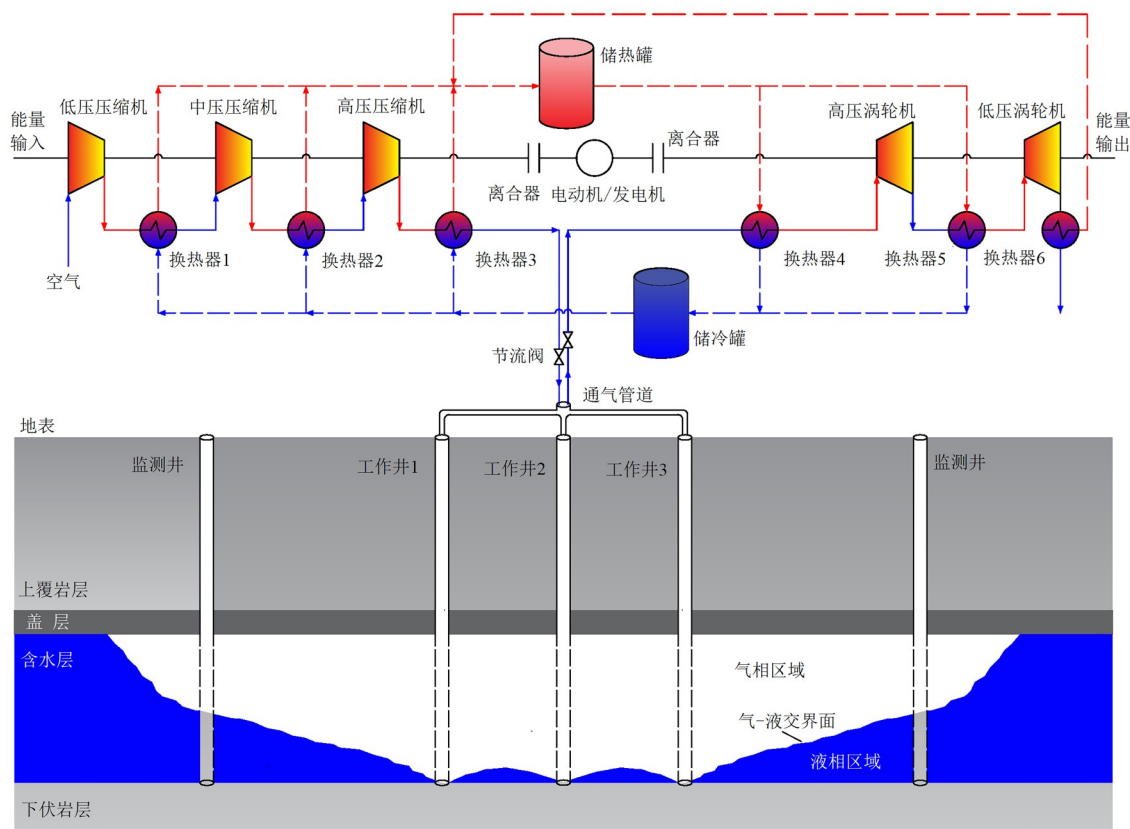


图1 CAESA系统概念模型示意图

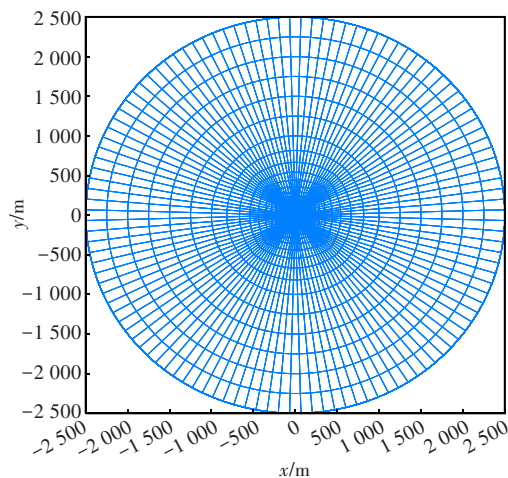
Fig. 1 The concept model of CAESA

所示。模型俯视图为直径5 000 m的圆形,参考The Dallas Center Mt. Simon压缩空气储能工程^[24]设计了9口工作井,对9口井同时进行注入和抽采,并设定合适的注气速率,以满足大规模储能需求。9口工作井采用中心对称方式布置,中心井位于模型正中心,布置平面呈正方形。每口工作井直径均为0.53 m,正方位上的井筒分布间距为150 m,如图2(b)所示。

模型的网格总数是89 927,均为三维网格。对井筒单元周围的地层网格进行不同程度的细化,以提高计算精度,而对外层区域的网格逐步粗化,以提升计算效率。在模型水平方向上,每口井只有一个井筒单元,其余为地层单元,每个井筒单元与相邻地层单元之间设有多个联接,以建立两者之间的相互作用。在模型垂直方向上,模型从地表到地下总深度为850 m,其中目标含水层深度为-800~-650 m,每口井从地面一直延伸到含水层底部-800 m处,每口井有17个单元。为防止质量和热量损失,在紧挨目标含水层的上部和下部,分

别设置了100 m厚的非渗透上覆盖层和50 m厚的非渗透下伏垫层,其余地层均概化为非渗透地层,如图2(c)所示。

本研究依据国外已成功运行的CAESA电站数据和国内外发表的相关文献设置模型含水层和井筒的相关参数,如表1所示。



(a) 水平剖面图

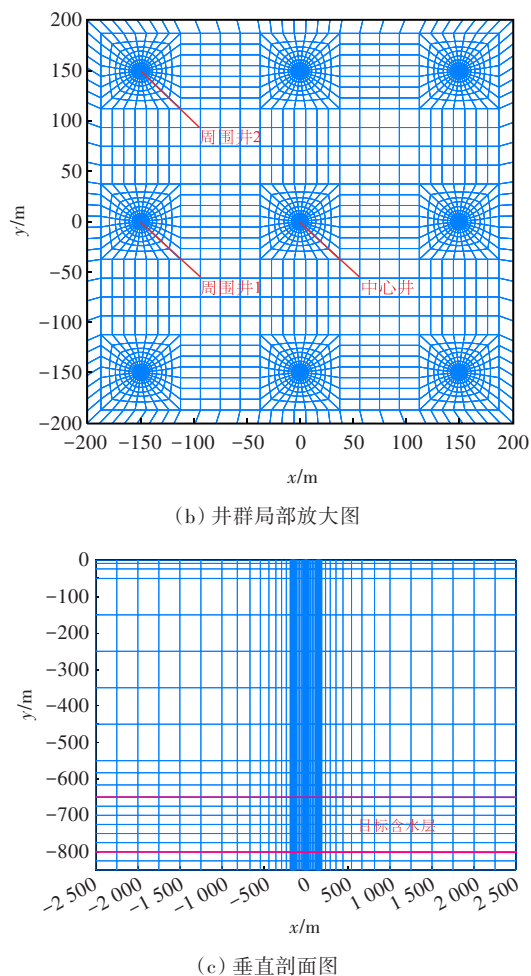


图 2 三维数值模型网格剖分示意

Fig. 2 The grid of the 3D numerical model

表 1 模型目标含水层和井筒相关参数^[25-27]

Table 1 Parameters of target aquifer and wellbore in the model^[25-27]

储层-井筒参数	数值
储层厚度/m	150
岩石颗粒密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 600
孔隙度/%	20
孔隙压缩系数/ Pa^{-1}	1.0×10^{-10}
热导率/($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$)	2.51
岩石颗粒比热容/ ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$)	920
相对渗透率模型	Van Genuchten-Mualem (VGM)模型
孔隙分布指数	0.457
束缚水饱和度	0.05
残余气饱和度	0.05
毛细管压力模型	Van Genuchten模型
束缚水饱和度	0.05

表 1 (续)

Table 1 (Continued)

储层-井筒参数	数值
毛细管进入压力/Pa	675.68
最大毛细压力/Pa	5.0×10^5
井筒直径/m	0.53
井筒长度/m	800
粗糙度/m	4.5×10^{-5}

2.2.2 初始条件和边界条件

1) 初始条件。

模拟初始时,目标含水层被液态水填充饱和,液体饱和度为 100%,气体饱和度为 0。初始地层压力符合静水压力分布规律且处于静力平衡状态,地表压力为一个标准大气压,即 101.325 kPa。地表温度为 15 $^{\circ}\text{C}$,地温以梯度 31.25 $^{\circ}\text{C}/\text{km}$ 垂向分布,以此保证目标含水层在深度-800 m 处的温度与德国 Huntorf 电站在深度-800 m 处的保持一致,为 40 $^{\circ}\text{C}$ 。

2) 边界条件。

模型的侧向边界为第一类边界,即狄利克雷边界($V_{\text{边界}}=10^{50}\text{m}^3$)。该模型横向边界允许流体自由进出,其压力和温度保持恒定;模型底部和顶部是封闭的无流量边界,没有流体流动和热传递。井筒从上至下贯穿整个目标含水层,并在整个含水层段布置可以进行质量和流量交换的射孔;非目标含水层段井筒的井壁封闭,只与地层进行热量交换,无质量流动。此外,假设空气为理想气体,地层水为纯水,模型中使用的相对误差收敛标准小于 1.0×10^{-5} 。

2.3 模拟方案

2.3.1 储层渗透率各向异性分布方案

储层中多孔介质渗透率影响了流体在其中的运移规律,进而影响了井筒-储层中流体的传质和传热过程,因此储层介质的渗透率变化与地层中的热力学、水动力学行为息息相关。岩层中渗透率各向异性指的是渗透率沿不同方向变化,可通过渗透率纵横比 R_{yz} 进行定量描述, R_{yz} 为水平方向的平均渗透率与和竖直方向的平均渗透率的比值,该值通常为 2.0~10.0^[28-30]。

为了探究储层渗透率各向异性分布对系统运行特性的影响,根据 R_{yz} 的变化范围,拟定了三种储

层渗透率各向异性分布模拟方案,即 R_{jz} 分别为2.0、6.0、10.0,如表2所示。三种模拟方案中,除了储层渗透率各向异性分布存在差异,其他运行参数、初始条件及边界条件均保持一致。

表2 储层渗透率横纵比

Table 2 The ratio of transverse to longitudinal permeability of the reservoir

方案	K_x/m^2	K_y/m^2	K_z/m^2	R_{jz}
1	1.0×10^{-12}	1.0×10^{-12}	5.0×10^{-13}	2.0
2	3.0×10^{-12}	3.0×10^{-12}	5.0×10^{-13}	6.0
3	5.0×10^{-12}	5.0×10^{-12}	5.0×10^{-13}	10.0

注: K_x 、 K_y 、 K_z 分别为岩石在 x 、 y 、 z 方向上的平均渗透率。

2.3.2 系统循环方案

在三种储层渗透率各向异性工况下,系统作业模式均采用季节性循环方案。不同于德国Huntorf电站的日循环^[31]和McIntosh电站的周循环^[32],季节性循环的注入-抽采周期更长,初始气囊的形成需要注入更多的缓冲气体以提供足够的支撑压力。在气囊形成过程中,为避免连续长时间注气引起地层超压,造成盖层岩石破裂、断层活化和地表隆起变形等一系列地质问题,采用间歇的方式注入气体,历经200 d后形成初始气囊。结合MOULI-CASTILLO等^[8]在咸水层进行跨季节压缩空气储能的研究,本研究在储-释能循环阶段采用以下模式:在风、光伏发电充足时进行为期4个月的注气储能,然后关井储存3个月,之后在用电高峰期历时2个月释能发电,最后停井3个月,具体过程如图3所示。注气温度为40℃,对应比焓为 $3.1945 \times 10^5 \text{ J/kg}$ 。9口井累计注入空气69.984万t,为便于储能效率的计算,每次气体的注入总量和抽采总量保持平衡。

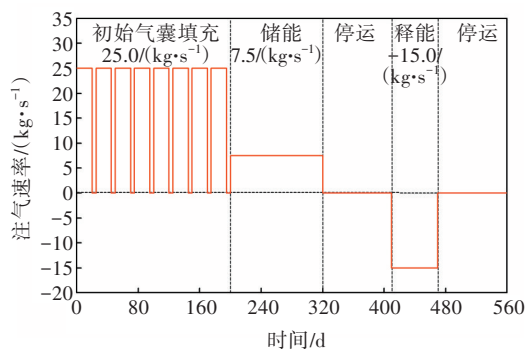


图3 CAESA系统季节性运行方案示意图

Fig. 3 Seasonal cycle scheme for CAESA system

3 模拟结果分析

3.1 井筒压力演化

1) 井口压力变化。

在运行过程(0~560 d)中,CAESA系统中心井口压力随储层渗透率各向异性程度的变化情况如图4所示。由图4可以看出,在储层渗透率各向异性程度不同的条件下,井口压力变化趋势基本一致,但在不同工况下的相同系统运行阶段,井口压力存在较大差异。在整个运行过程中,最大井口压力均出现在初始气囊填充阶段的前期,在空气注入后,井筒内出现压力积聚现象,这是因为在向饱和含水层注入大量空气时,需要达到初始启动压力,空气才开始驱替孔隙水。随着驱替的不断进行,岩石孔隙逐渐被空气占据,气相相对渗透率增加,水相相对渗透率减小,水-气相对渗透率的变化导致后续注入气体受到的阻力变小,注入压力下降。最大井口压力随着 R_{jz} 的增大逐渐降低, $R_{jz}=2.0$ 和 $R_{jz}=10.0$ 时的最大井口压力相差2.89 MPa。

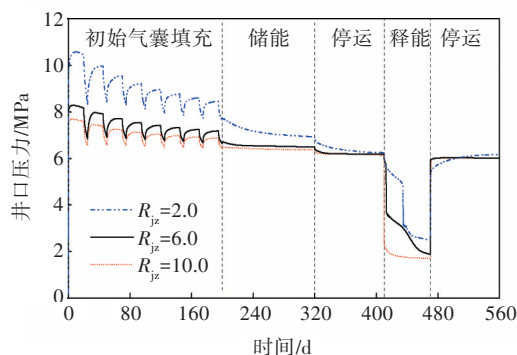


图4 井口压力变化对比

Fig. 4 Comparison of wellhead pressure changes

在注气储能阶段(第200~320 d),随着气体的不断注入,压力逐渐向含水层扩散,不同 R_{jz} 下的井口压力差异均逐渐减小,在系统停注关井期间该差异最小。

在抽采释能阶段,井筒压力随着气体被抽出迅速降低。另外,由于季节性循环过程储气时间长,压力损耗大,抽采释能时系统支撑压力也不断下降,当抽采压力不足时, R_{jz} 越大,井口压力骤降时间越早,最低抽采压力越小。当 R_{jz} 从2.0升高至

10.0时,井口压力骤降时间从第440 d左右提前至第410 d左右,最低抽采压力从2.50 MPa降低至1.71 MPa。

2) 井筒剖面压力分布演化。

在储层渗透率各向异性程度不同的条件下,中心井筒剖面压力分布变化对比情况如图5所示。在空间上,从井口到井底,压力逐渐升高,最大井筒压力均出现在井筒底部,随着 R_{jz} 的增大,井筒的最大压力逐渐减小,在 R_{jz} 为2.0、6.0、10.0三种情形下的最大压力值分别为11.55、9.12、8.76 MPa。在时间上,与井口压力曲线相对应,在初始气囊形成阶段的初次循环中井筒压力达到最大,随着气-液两相流体毛细管压力差异减小,压力逐渐回落,达到动态平衡;在抽采阶段,井筒压力迅速降低后逐渐保持稳定,此时压力降至最低。另外,在抽采阶段, R_{jz} 越大,井筒压力达到稳定状态的时间越早,最低压力值也越低, R_{jz} 为2.0、10.0时的最低井筒

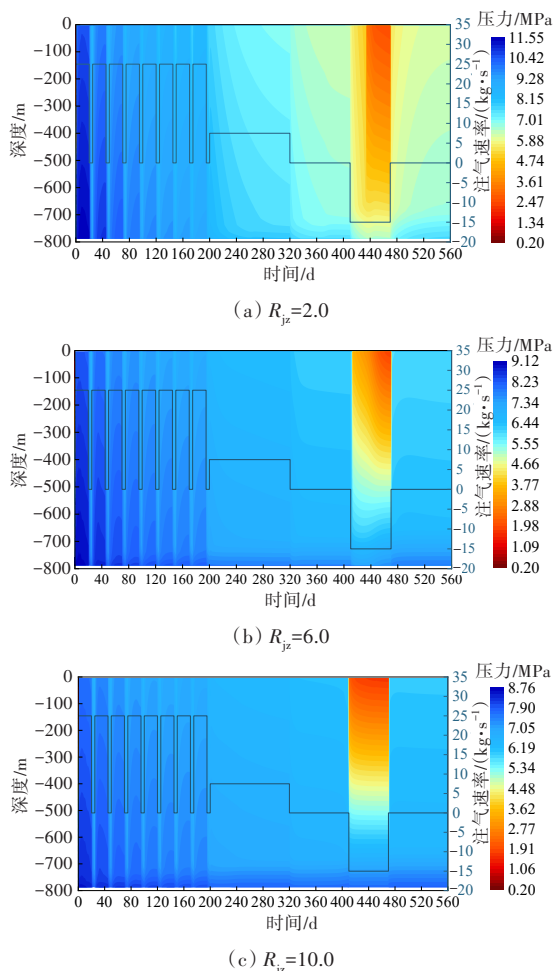


图5 井筒剖面压力分布的变化

Fig. 5 Evolution of pressure distribution of the wellbore profile

压力值分别为2.52、1.72 MPa。抽采压力的降低意味着抽采效果变差,不利于储能效率的提高。

当渗透率各向异性时,纵向渗透率相对减小,该方向上的流体交互作用减弱,传质和传热均受到一定阻碍,井筒-储层压力传递过程也因此受到影响。此时,流体倾向于往渗透率更大、运移空间更广阔的水平方向运移、扩散,这也可以从后文3.3节井筒-储层气体饱和度分布情况得到分析印证。渗透率各向异性程度越高,竖直方向的传质阻碍作用越大,流体往水平方向运移的趋势愈加明显,而井筒内的压力积聚反而越小,这也解释了井口压力随 R_{jz} 的增大而减小的现象。从图4~5中还可以发现,井筒压力变化对渗透率各向异性程度较弱的条件较为敏感,如 $R_{jz}=2.0$ 和 $R_{jz}=6.0$ 两种工况下的井筒压力差异比 $R_{jz}=6.0$ 和 $R_{jz}=10.0$ 两种工况下的更为明显。

3.2 井筒温度响应

1) 井口温度演化。

气体的膨胀和压缩涉及吸热和放热,对温度场的演化会产生一定影响,图6显示了在 R_{jz} 为2.0、6.0、10.0这三种储层渗透率各向异性工况下中心井口温度的变化情况。

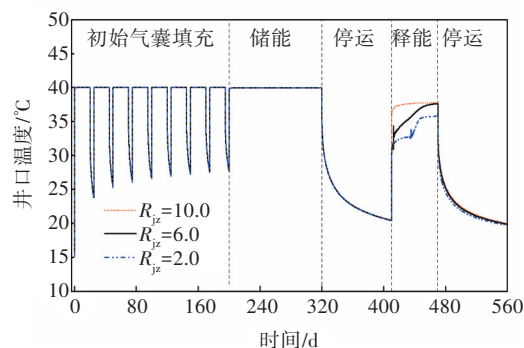


图6 井口温度变化对比

Fig. 6 Comparison of wellhead temperature changes

由图6可以看出,在初始气囊阶段,随着空气的注入,三种工况下的井口温度均从15 °C瞬间升高到设定空气注入温度40 °C。在注入储能阶段,温度基本均稳定在40 °C;关井停注期间,由于热扩散温度均逐渐降低,不同工况下的井口温度变化差异主要体现在第410~470 d的抽采释能阶段。在抽采初期,由于抽采出的流体温度较高,井口受热温度快速上升;随着抽采的持续进行,井口温度出现了小幅下降又快速升高的波动现象,当气流

温度与井口温度相差较小时,井口温度逐渐达到稳定;在抽采结束时, R_{jz} 为2.0、6.0、10.0三种情形下的井口温度分别为35.80、37.62、37.86℃。这可能是由于抽采进行到一定时间后,初始气囊支撑压力不足,抽采压力下降,井筒出现了水涌,导致了少量地层水随着空气一起被抽采而出的两相流现象。

结合井筒气体饱和度的分布情况来看, R_{jz} 越大,两相流出现的时间越早,地层水占比也越大,温度较高的地层水和空气不断向井筒进行热量传递。因此,渗透率各向异性程度越高,井口温度出现波动的时间越早且波动幅度越剧烈,稳定状态时的温度也越高。

2) 井筒剖面温度分布演化。

在储层渗透率各向异性程度不同的条件下,中心井筒剖面温度分布变化对比情况如图7所示。由图7可以看出,在三种渗透率各向异性分布工况下,CAESA系统各个运行阶段的井筒温度分布大体相似。在初始气囊阶段,随着干热空气的注入,井筒逐渐被加热, R_{jz} 为2.0、6.0、10.0三种情形下的最高井筒温度分别为45.1、44.8、44.7℃,均出现在初始气囊注入阶段的井底位置且均高于40℃,这是由于井底出现了不同程度的压力积聚,产生了压缩热。在注入储能阶段井筒温度整体保持在40℃附近,压缩热效应明显比初始气囊阶段的小,这是由注气速率和注气时间的差异导致的。两个停注阶段的井筒温度逐渐恢复至地层背景温度。

井筒温度分布的差异主要体现在抽采释能阶段,这是因为从储层中抽采出的流体温度相对较高,在热传导作用下井筒内壁温度逐渐上升,但由于该过程中存在热量损失,所以温度始终低于注气温度40℃。从图7中还可以看出,在抽采阶段, R_{jz} 越大井筒各个位置的温度分布越均匀,其中 $R_{jz}=10.0$ 时的井筒不同位置的温差最小。这是因为随

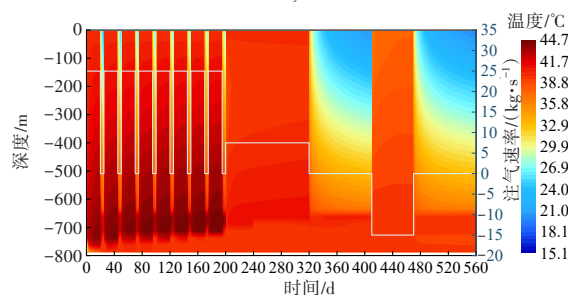
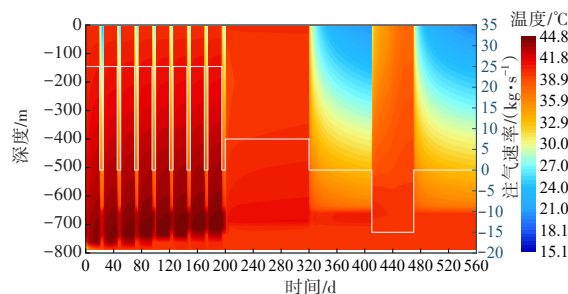
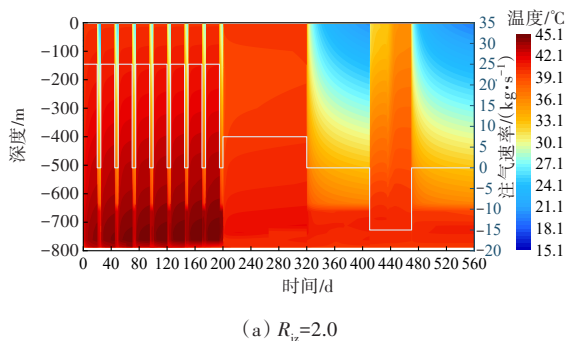


图7 井筒剖面温度分布的变化

Fig. 7 Evolution of temperature distribution of the wellbore profile

着渗透率各向异性程度的提高,气体远离井筒不断向含水层更远处运移,特别是在抽采时,储层中的空气难以快速运移至注入井周围,井筒抽采出的流体中地层水占比较大,高温液体对井筒的传热效果更均匀、充分。与压力变化规律相同,井筒温度变化对渗透率各向异性程度较弱的条件更为敏感。

3.3 井筒-储层气体饱和度分布

1) 井筒气体饱和度分布。

R_{jz} 为2.0、6.0、10.0三种储层渗透率各向异性条件下的中心井筒气体饱和度分布演化情况如图8所示。由图8可以看出,在-650~0 m深度范围内,在储能和停运过程中,三种条件下的井筒均被空气充满,气体饱和度为1。在井底-800~-650 m深度范围内,由于空气上浮和气体压力的消散,出现了一定量的液态水,并且 R_{jz} 越大井筒底部地层水出现的时间越早,分布范围也越广。当 $R_{jz}=2.0$ 时,在井底-800~-700 m深度范围内,系统运行至第410 d左右时该范围才被地层水充满,而当 $R_{jz}=10.0$ 时,系统运行至第240 d左右时该范围便被地层水充满。

在系统抽采释能阶段,随着抽采的持续进行,三种储层渗透率各向异性分布工况下的井筒气体饱和度均呈下降趋势,且渗透率各向异性程度越高,井筒两相流出现的时间越早,当 R_{jz} 从2.0增加

至10时,井口处两相流出现的时间从第435 d提前至第410 d。综合本文井筒压力分析结果,两相流现象出现的原因可能是由系统支撑压力导致的,井周空气在压差作用下携带井底地层水一同被抽采而出,导致液相水占比升高,气相饱和度下降。同时 R_{jz} 越大支撑压力下降得越早,当 $R_{jz}=10.0$ 时,在第一次停注阶段井底便充满了地层水,当系统抽采释能时,井底地层水瞬间随着空气被一同大量抽出,此时井筒气体饱和度小于0.5。这表明在该条件下含水层空气发生大规模远距离横向运移,导致气囊支撑压力消散明显,井周空气稀薄,气体密度降低,气-液相对渗透率相差悬殊,空气难以运移至井周,特别是在抽采释能阶段,出井流体中地层水饱和度占比超过0.5,抽采效果较差。

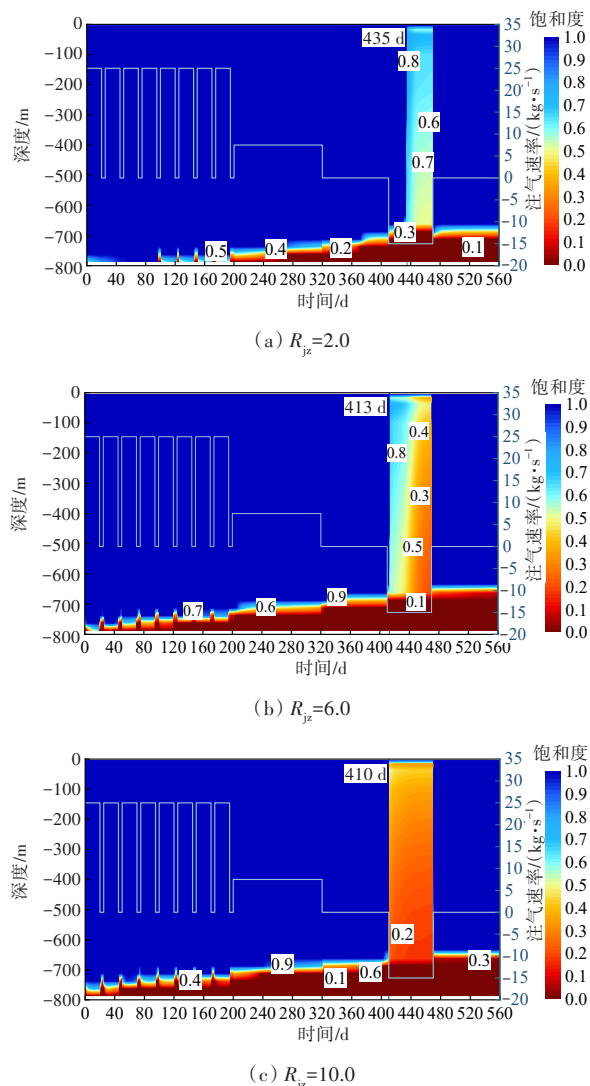


图8 井筒剖面气体饱和度分布的演化

Fig. 8 Gas saturation distribution of the wellbore profile

2) 储层气体饱和度分布。

图9(a)、9(b)、9(c)分别展示了 R_{jz} 为2.0、6.0、10.0三种条件下,系统在第200 d初始气囊形成时-800~-650 m深度储层内气体饱和度的分布情况。由图9可以看出,在不同工况下,储层内气体饱和度在水平和竖直方向的分布均存在明显差异。在水平方向,以0.25饱和度等值线为标准, R_{jz} 越大该等值线距离中心井筒越远,空气羽体前缘到井筒中心位置的距离从1 846.2 m($R_{jz}=2.0$)增加至2 241.1 m($R_{jz}=10.0$),越来越靠近模型侧边界;在竖直方向,随着 R_{jz} 的增大空气羽体厚度不断减小,空气羽体下部到储层底部的距离从7.4 m($R_{jz}=2.0$)增加至53.2 m($R_{jz}=10.0$)。这是因为渗透率各向异性程度越高,空气就越趋向于往相对广阔的水平方向扩散和运移,导致储层中空气晕的范围不断扩大。因为在三种工况下注入空气的总量是一致的,所以空气羽体的厚度不断减小。

该结论与井筒压力演化分析得出的结论相对

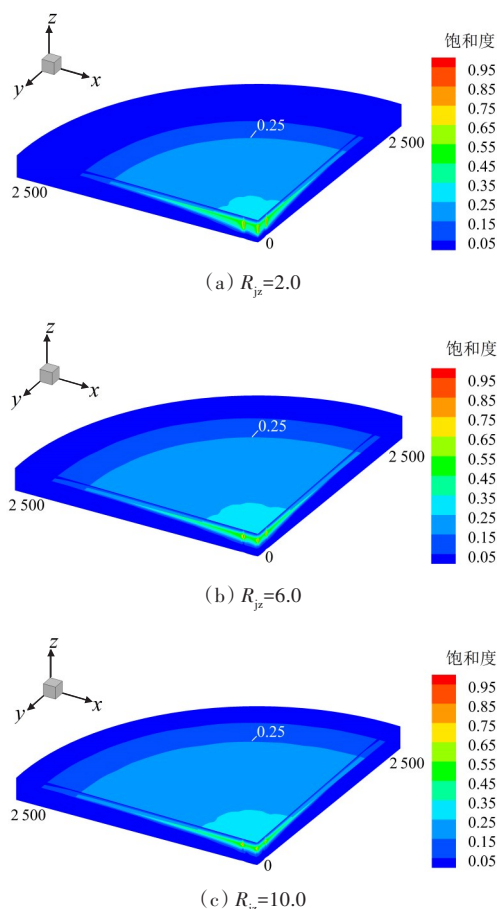


图9 储层气体饱和度分布

Fig. 9 Reservoir gas saturation distribution

应,空气羽趋向于往空间相对广阔的水平方向运移,导致井周气体密度降低,但在注气过程中井筒和储层内的压力积聚现象减弱,降低了对井封材料的高压冲击破坏,有利于保障井筒密封性的完整。气体饱和度和气体压力的变化会对抽采过程中的能量流动变化产生影响。

3.4 能量变化和效率分析

储能效率是评估 CAESA 系统储能特性和经济效益的重要指标。在运行过程中,CAESA 系统储能实际上是将电能转化为热能和势能的过程,而释能则是将压缩空气的势能和热能转化为电能的过程。本研究重点关注的是地下部分的井筒-储层耦合系统,根据 OLDENBURG 等^[25]提出的理论,储能效率是 CAESA 系统地下储库的能量效率。能量流率指单位时间内通过井口的能量大小,正值代表井口的能量输入,负值代表井口的能量输出。CAESA 系统可以精确计算工作流体通过井口输入和输出的能量,该系统地下储库的能量效率可以定义为在一次循环中产生的空气能量与通过井筒注入的空气能量之比,如式(13)~(14)所示:

$$\eta_{\text{sub}} = E_{\text{pro}}/E_{\text{inj}} \quad (13)$$

$$E = \int_{t_1}^{t_2} qh(t)dt \quad (14)$$

式(13)~(14)中: η_{sub} 为系统能量效率; E 为能量; E_{pro} 和 E_{inj} 分别为通过井筒抽采和注入的能量; q 为井口空气质量流量; $h(t)$ 为 t 时刻的空气比焓; t_1 为注入或抽采的开始时间; t_2 为注入或抽采的结束时间。

图 10 所示为在储层渗透率各向异性程度不同的条件下系统注采循环阶段中心井口处的能量流率变化情况。由图 10 可以看出,在储层渗透率各向异性程度不同时,井口能量流率变化的差异主要体现在抽采释能阶段。在 R_{jz} 为 2.0、6.0、10.0 三种情形下,井口能量流率曲线在抽采期间均出现了剧烈波动,并且 R_{jz} 越大波动出现的时间越早,井口能量流率越低。当 $R_{jz}=2.0$ 时,井口能量流率超过 4 MW;当 $R_{jz}=10.0$ 时,稳定状态下的井口能量流率在 3 MW 左右,并且能量流率曲线在抽采开始时便出现了波动。井口能量流率曲线变化规律与 3.1 节的井筒压力变化情况基本吻合,即 R_{jz} 越小,井口压力越高,释放的能量越大。

本研究根据 9 口井的能量注入和抽采总量计算系统的储能效率。图 11 所示为在储层渗透率各向异性程度不同的条件下系统的储能效率和储-释能总量对比情况。由图 11 可以看出,三种工况下的储能效率存在显著差异,在空气注入总量保持一致(均为 2.2356×10^8 MJ)的前提下,空气释放总量和储能效率随着 R_{jz} 的增大显著降低,当 R_{jz} 从 2.0 增加至 10.0 时,系统的储能效率从 89.8% 下降到 60.1%,这与能量流率曲线变化趋势一致。

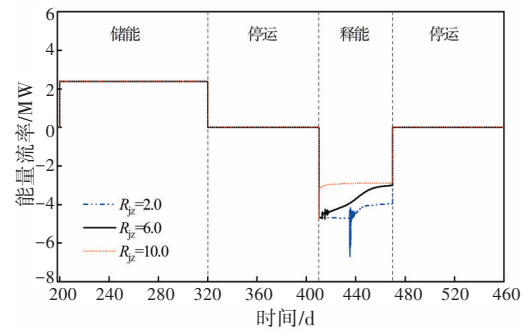


图 10 井口能量流率变化

Fig. 10 Change of energy flow rate at wellhead

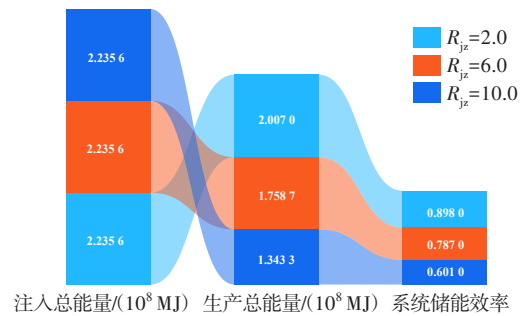


图 11 系统储能效率计算对比

Fig. 11 Calculation and comparison of system energy efficiency

结合储层-井筒饱和度的分布及系统能量效率变化情况可以发现,当储层各向异性程度增高时,气体扩散的范围相应增大,抽采释能阶段抽采的气体饱和度下降,抽采压力减小,释能效果变差,系统储能效率降低。因此,在实际工程中,当 CAESA 系统储层渗透率各向异性程度较高时,应在初始气囊阶段注入充足的气体,为后续注-采循环提供足够的支撑压力,或者针对性地采用工程手段对储层进行注浆改造,建立人造低渗边界^[19],避免气体在储层中大范围扩散,确保井周具有较高的空气密度,从而提高 CAESA 系统的储能效率。

4 讨论

本文对模拟结果进行了对比分析,同时也间接证明了在含水层进行跨季节压缩空气储能的可行性,但由于缺乏实际的CAESA工程数据,故无法直接验证本文构建的模型。

然而,以下可以说明本文模拟结果是有效的。首先,本研究基于丰富的参考文献,确定了CAESA系统的概念模型、数值模型、仿真参数和运行方案,确保了其合理性,同时参考Huntorf盐穴压缩空气储能电站的深度范围和地层参数建立数值模型,使用T2WELL/EOS3软件对实际数据进行了间接验证。其次,本研究采用的数值模拟方法可用于描述储层-井筒中气-水-热三组分两相流运动过程,并且模拟方法的有效性在以往的含水层压缩空气储能研究中得到了验证^[6,19]。

本研究仍存在以下几个问题:

1) 由于季节性储能方案时间尺度较长,尤其是在储层渗透率各向异性分布的平直含水层,空气发生了大范围横向运移,引起储层的有效气相体积大幅减小。这导致系统运行时需要巨大的初始气囊量,并且后续还须频繁地进行气囊补充,这不仅可以大幅提高经济成本,也会使系统运行过程更加复杂。

2) 由于当前的T2WELL/EOS3软件存在一定的功能缺陷,不能模拟地层和井筒在储能过程中发生的应力变化,所以本文没有进行耦合应力条件下的研究。在实际工程中,岩层和井筒的形变和应力变化会引起储盖层孔隙度和渗透率发生改变,从而影响气体的运移扩散、盖层的密封性及储能系统的安全性。后续可通过完善数值模拟软件,进行CAESA过程的热-流-力耦合研究。

3) 在季节性储能过程中,注入空气与储层之间可能发生的化学反应是值得重点关注的问题。当压缩空气注入含水层时,可能会与其中的某些矿物发生氧化反应,导致抽采空气中氧气含量下降,影响地面燃气轮机的燃烧效率。Pittsfield场地的空气抽注试验表明,短期储存时空气的减少量可以忽略不计,但是长期储存时因氧气参与了化学反应,空气的消耗量相对明显^[5]。

5 结论

本文以CAESA系统地下储库部分为研究对象,利用数值模拟方法,深入研究了储层渗透率各向异性程度的不同对系统季节性运行特性的影响,对比分析了系统运行过程中温压演化、气体运移和能量变化的规律,得出主要结论如下:

1) 储层渗透率各向异性会影响井筒-储层中的流体交互和温压传递过程。随着储层渗透率各向异性程度的增高,注气过程中井筒内的压力积聚现象会消减,不同渗透率各向异性工况下的抽采井流温度差异导致井筒温度产生了不同程度的波动。

2) 储层渗透率各向异性程度越高,空气扩散的范围就越广,则须注入更多气体才能提供足够的初始气囊支撑压力。当支撑压力不足时,随着 R_{μ} 的增大,系统有效气相体积减少,井筒内地层水出现的时间提前,可通过增加初始气囊注入量或者在后期进行气体补充注入来提高系统支撑压力。

3) 储层渗透率各向异性程度越高,系统储能效率越低。在实际CAESA工程中,当储层渗透率各向异性程度过高时,可利用工程手段进行储层注浆改造,建立人造低渗边界,缩减气体扩散范围,提升系统储能效率。

[参考文献]

- [1] 胡贤贤, 张可霓, 郭朝斌. 压缩空气地下咸水含水层储能技术[J]. 新能源进展, 2014, 2(5): 390-396. DOI: 10.3969/j.issn.2095-560X.2014.05.011.
HU Xianxian, ZHANG Ke'ni, GUO Chaobin. Compressed air energy storage using saline aquifer as storage reservoir[J]. Advances in New and Renewable Energy, 2014, 2(5): 390-396. DOI: 10.3969/j.issn.2095-560X.2014.05.011.
- [2] LI Y, LIU Y N, HU B, et al. Numerical investigation of a novel approach to coupling compressed air energy storage in aquifers with geothermal energy[J]. Applied Energy, 2020, 279(9): 115781. DOI: 10.1016/j.apenergy.2020.115781.
- [3] 郭朝斌, 李采, 杨利超, 等. 压缩空气地质储能研究现状及工程案例[J]. 中国地质调查, 2021, 8(4): 109-119. DOI: 10.19388/j.zgdzdc.2021.04.12.
GUO Chaobin, LI Cai, YANG Lichao, et al. Research

- review and engineering case analysis of geological compressed air energy storage[J]. Geological Survey of China, 2021, 8(4): 109–119. DOI: 10.19388/j.zgdzdc.2021.04.12.
- [4] STOTTLEMYRE J A. Preliminary stability criteria for compressed air energy storage in porous media reservoirs [R]. Richland: Pacific Northwest National Laboratory, 1978. DOI:10.2172/6648903.
- [5] ALLEN R D, DOHERTY T J, ERIKSON R L, et al. Factors affecting storage of compressed air in porous-rock reservoirs [R]. Washington DC: U.S. Department of energy office of scientific and technical information (OSTI), 1983. DOI:10.2172/6270908.
- [6] GUO C B, ZHANG K N, LI C, et al. Modelling studies for influence factors of gas bubble in compressed air energy storage in aquifers[J]. Energy, 2016, 107: 48–59. DOI: 10.1016/j.energy.2016.04.003.
- [7] LI Y, ZHANG K N, HU L T, et al. Numerical investigation of the influences of wellbore flow on compressed air energy storage in aquifers [J]. Geofluids, 2017, 2017: 9316506. DOI: 10.1155/2017/9316506.
- [8] MOULI-CASTILLO J, WILKINSON M, MIGNARD D, et al. Inter-seasonal compressed-air energy storage using saline aquifers [J]. Nature Energy, 2019, 4: 131–139. DOI: 10.1038/s41560-018-0311-0.
- [9] 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. DOI: 10.1016/j.energy.2022.125987.
- [10] 严科, 杨少春, 任怀强. 储层宏观非均质性定量表征研究[J]. 石油学报, 2008, 29(6): 870–874, 879. DOI: 10.3321/j.issn: 0253-2697.2008.06.015.
YAN Ke, YANG Shaochun, REN Huaqiang. Research on quantitative characterization of macroscopic heterogeneity of reservoir [J]. Acta Petrolei Sinica, 2008, 29(6): 870–874, 879. DOI: 10.3321/j.issn: 0253-2697.2008.06.015.
- [11] 文华, 孙娜. 一种定量描述气藏储层非均质性的新方法[J]. 特种油气藏, 2011, 18(1): 51–53, 137. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2011.01.013.
WEN Hua, SUN Na. A new quantitative description method of gas reservoir heterogeneity [J]. Special Oil & Gas Reservoirs, 2011, 18(1): 51–53, 137. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2011.01.013.
- [12] IJEJE J J, GAN Q, CAI J C. Influence of permeability anisotropy on heat transfer and permeability evolution in geothermal reservoir [J]. Advances in Geo-Energy Research, 2019, 3(1): 43–51. DOI: 10.26804/ager.2019.01.03.
- [13] MAO P X, SUN J X, NING F L, et al. Effect of permeability anisotropy on depressurization-induced gas production from hydrate reservoirs in the South China Sea [J]. Energy Science & Engineering, 2020, 8(8): 2690–2707. DOI: 10.1002/ese3.701.
- [14] ARMITAGE P J, FAULKNER D R, WORDEN R H, et al. Experimental measurement of, and controls on, permeability and permeability anisotropy of caprocks from the CO₂ storage project at the Krechba Field, Algeria [J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2011, 116 (B12): B12208. DOI: 10.1029/2011JB008385.
- [15] PRUESS K, OLDENBURG C M, MORIDIS G. TOUGH2 user's guide version 2 [R]. Berkeley: Lawrence Berkeley National Laboratory, 1999.
- [16] 施小清, 张可霓, 吴吉春. TOUGH2软件的发展及应用[J]. 工程勘察, 2009, 37(10): 29–34, 39.
SHI Xiaoqing, ZHANG Keni, WU Jichun. The history and application of TOUGH2 code [J]. Geotechnical Investigation & Surveying, 2009, 37(10): 29–34, 39.
- [17] PAN L H, OLDENBURG C M, WU Y S, et al. T2Well/ECO2N version 1.0: multiphase and non-isothermal model for coupled well-bore-reservoir flow of carbon dioxide and variable salinity water. [R]. Berkeley: Lawrence Berkeley National Laboratory, 2011.
- [18] PAN L H, OLDENBURG C M. T2Well: an integrated wellbore-reservoir simulator [J]. Computers & Geosciences, 2014, 65: 46–55. DOI: 10.1016/j.cageo.2013.06.005.
- [19] LI Y, PAN L H, ZHANG K N, et al. Numerical modeling study of a man-made low-permeability barrier for the compressed air energy storage in high-permeability aquifers [J]. Applied Energy, 2017, 208: 820–833. DOI: 10.1016/j.apenergy.2017.09.065.
- [20] VAN GENUCHTEN M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils [J]. Soil Science Society of America Journal, 1980, 44(5): 892–898. DOI: 10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x.
- [21] COREY A T. The interrelation between gas and oil relative permeability [J]. Producers Monthly, 1954: 38–41.
- [22] JARVIS A. Feasibility study of porous media compressed air energy storage in south Carolina, United States of America [D]. Clemson: Clemson University, 2015.
- [23] 郭朝斌, 张可倪, 李采. 压缩空气含水层储能系统设计及可行性分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2016, 44(7): 1107–1112. DOI: 10.11908/j.issn.0253-374x.2016.07.020.
GUO Chaobin, ZHANG Keni, LI Cai. Subsurface system design and feasibility analysis of compressed air

- energy storage in aquifers [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2016, 44 (7): 1107–1112. DOI: 10.11908/j.issn.0253-374x.2016.07.020.
- [24] SÁNCHEZ M, SHASTRI A, LE T M H. Coupled hydromechanical analysis of an underground compressed air energy storage facility in sandstone [J]. *Géotechnique Letters*, 2014, 4 (2): 157–164. DOI: 10.1680/geolett.13.00068.
- [25] OLDENBURG C M, PAN L H. Porous media compressed-air energy storage (PM-CAES): theory and simulation of the coupled wellbore-reservoir system [J]. *Transport in Porous Media*, 2013, 97 (2): 201–221. DOI: 10.1007/s11242-012-0118-6.
- [26] GUO C B, PAN L H, ZHANG K N, et al. Comparison of compressed air energy storage process in aquifers and Caverns based on the Huntorf CAES plant [J]. *Applied Energy*, 2016, 181: 342–356. DOI: 10.1016/j.apenergy.2016.08.105.
- [27] GUO C B, ZHANG K N, PAN L H, et al. Numerical investigation of a joint approach to thermal energy storage and compressed air energy storage in aquifers [J]. *Applied Energy*, 2017, 203: 948–958. DOI: 10.1016/j.apenergy.2017.06.030.
- [28] STRANDLI C W, BENSON S M. Identifying diagnostics for reservoir structure and CO₂ plume migration from multilevel pressure measurements [J]. *Water Resources Research*, 2013, 49 (6): 3462–3475. DOI: 10.1002/wrcr.20285.
- [29] ZHAO C B, HOBBS B E, ORD A. Effects of medium permeability anisotropy on chemical-dissolution front instability in fluid-saturated porous media [J]. *Transport in Porous Media*, 2013, 99 (1): 119–143. DOI: 10.1007/s11242-013-0177-3.
- [30] LAI K H, CHEN J S, LIU C W, et al. Effect of medium permeability anisotropy on the morphological evolution of two non-uniformities in a geochemical dissolution system [J]. *Journal of Hydrology*, 2016, 533: 224–233. DOI: 10.1016/j.jhydrol.2015.11.039.
- [31] VENKATARAMANI G, PARANKUSAM P, RAMALINGAM V, et al. A review on compressed air energy storage-A pathway for smart grid and polygeneration [J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2016, 62: 895–907. DOI: 10.1016/j.rser.2016.05.002.
- [32] KUSHNIR R, ULLMANN A, DAYAN A. Thermodynamic and hydrodynamic response of compressed air energy storage reservoirs: a review [J]. *Reviews in Chemical Engineering*, 2012, 28 (2–3): 123–148. DOI: 10.1515/revce-2012-0006.

(责任编辑:刘平;校对:赵冰 彭三军;英文编辑:栗淼)

(上接第31页)

- 2017.04.022.
- [16] 郑铁华, 李金刚. 不同破裂角岩石的力学特性和裂缝演化规律研究 [J]. *煤炭科学技术*, 2021, 49 (增刊 2): 93–97.
- ZHENG Tiehua, LI Jingang. Study on mechanical properties and fracture evolution law of rocks with different fracture angles [J]. *Coal Science and Technology*, 2021, 49 (sup 2): 93–97.
- [17] 许年春. 边坡稳定性分析与滑裂面的确定 [J]. *地下空间*, 2002 (4): 329–331, 372. DOI: 10.3969/j.issn.1673-0836.2002.04.011.
- XU Nianchun. Analysis of slope stability and determination of sliding plane [J]. *Underground Space*, 2002 (4): 329–331, 372. DOI: 10.3969/j.issn.1673-0836.2002.04.011.
- [18] 贺建清, 曾治国, 梅松华, 等. 陡坡岩石地基抗滑桩有效嵌固深度的确定 [J]. *应用力学学报*, 2020, 37 (6): 2489–2495. DOI: 10.11776.cjam.37.06.B131.
- HE Jianqing, ZENG Zhiguo, MEI Songhua, et al. Determination of effective embedding depth of anti-slide pile in rock foundation of steep slope [J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2020, 37 (6): 2489–2495. DOI: 10.11776.cjam.37.06.B131.
- [19] 赵尚毅, 郑颖人, 何平, 等. 边坡侧向荷载计算方法讨论 [J]. *地下空间与工程学报*, 2017, 13 (2): 434–441.
- ZHAO Shangyi, ZHENG Yingren, HE Ping, et al. Discussion on calculation methods of slope lateral load [J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2017, 13 (2): 434–441.

(责任编辑:李脉;校对:彭三军 赵冰;英文编辑:栗淼)