

硬岩储氢库受力机制与组合结构优化

张俊祥¹, 刘桓兑^{2*}, 王贵宾², 罗自学¹, 宋宇²

(1. 华中科技大学 能源与动力工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程安全全国重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘要: 地下衬砌岩洞 (lined rock cavern, LRC) 作为大规模储氢的重要技术路径, 其力学稳定性与气密性直接影响工程安全与经济性。针对复杂地质与运行条件下 LRC 组合结构性能评价难题, 建立三维数值模型, 定义洞壁环向应变、荷载分担比与结构损伤度为评价指标, 开发适用于 LRC 的 Pythagorean 模糊语言云模型 (Pythagorean fuzzy linguistic cloud, PFLC), 实现多属性决策下的 LRC 力学性能定量评价与优化。结果表明, 围岩强度对结构响应影响最为显著, 相关系数达 77%, 临界气压小于岩体无侧限抗压强度。基于研究分析, 提出组合结构协同优化策略: 在高强度 ($\geq$ II 级) 围岩区, 衬砌厚度可优化至 0.5 m, 埋深降至 200 m 以内; 衬砌材料宜选用 C30~C35 韧性混凝土; 减小长径比至 5:1 或实施轴向加固以维持整体刚度。基于地质适应性与工程可控性构建的多目标优化框架可为 LRC 储氢库的性能评价与结构优化设计提供定量依据与理论支撑。

关键词: 地下工程; 衬砌岩洞; 储氢库; 力学响应; 多属性决策; 组合结构协同优化

中图分类号: TU 91

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2026)03-0825-17

第一作者: 张俊祥 (2001-), 现为硕士研究生, 主要从事地下储氢方面的研究工作。E-mail: km_zjx@outlook.com

***通信作者:** 刘桓兑 (1997-), 现为博士后, 主要从事坚硬岩体力学特性和大规模地质储氢方面的研究工作。E-mail: hdlu@mail.whrsm.ac.cn

Mechanical mechanism and composite structure optimization of hard rock hydrogen storage caverns

ZHANG Junxiang¹, LIU Huandui^{2*}, WANG Guibin², LUO Zixue¹, SONG Yu²

(1. School of Energy and Power Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan, Hubei 430074, China;
2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering Safety, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: The lined rock cavern (LRC) offers a promising solution for large-scale hydrogen storage, where mechanical stability and gas tightness are essential for operational safety and efficiency. To address the challenges of evaluating LRC composite structure under complex geological and operational conditions, this study establishes a three-dimensional numerical model and identifies circumferential strain, load-sharing ratio, and structural damage ratio as key evaluation indicators. A Pythagorean fuzzy linguistic cloud (PFLC) model is developed to facilitate quantitative multi-attribute decision-making for assessing and optimizing LRC performance. Results indicate that rock mass strength is the dominant factor, with a correlation coefficient of 77%, and the critical operating pressure remains below the uniaxial compressive strength of the host rock. Based on these findings, a cooperative optimization strategy for the composite structure is proposed: in high-strength rock zones (Class $\geq$ II), the lining

收稿日期: 2025-09-11; **修回日期:** 2025-10-28

基金项目: 国家重点研发计划 (2024YFB4007100); 湖北省重点研发计划 (2023BAB161)

Supported by the National Key Research and Development Program of China (Grant No. 2024YFB4007100) and Hubei Key Research and Development Program (Grant No. 2023BAB161)

thickness can be reduced to 0.5 m, and the burial depth can be less than 200 m; C30 - C35 ductile concrete is recommended for linings; and reducing the aspect ratio to 5:1 or applying axial reinforcement helps maintain overall stiffness. The proposed multi-objective optimization framework, which integrates geological adaptability and engineering controllability, provides a quantitative basis and theoretical support for the performance evaluation and structural optimization of LRC hydrogen storage caverns.

Key words: underground engineering; lined rock cavern (LRC); hydrogen storage; mechanical response; multi-attribute decision-making; collaborative optimization of composite structure

First author: ZHANG Junxiang (2001 -), postgraduate student, is engaged in research on underground hydrogen storage. E-mail: km_zjx@outlook.com

***Corresponding author:** LIU Huandui (1997 -), postdoctoral research fellow, is engaged in research on the mechanical properties of hard rock and large-scale geological hydrogen storage. E-mail: hdlu@mail.whrsm.ac.cn

1 引言

绿氢是解决可再生能源间歇性、波动性及地理限制等问题的重要能源载体。为实现其大规模应用,地下储氢被认为是一种前景广阔的技术,是构建氢能经济的关键支撑^[1]。该技术主要利用盐穴^[2-3]、人工洞室^[4]、枯竭油气藏^[5]和含水层^[6]等地质构造进行储氢。其中,衬砌岩洞(lined rock cavern, LRC)因其选址灵活、性能易调控及安全性高等优势,是应对储氢需求日益增长的潜在解决方案^[4]。

为提高氢气储存效率并兼顾经济性,LRC 通常在 10 MPa 以上运行。高压工况对其力学稳定性与气密性提出更高要求。因此,有必要进一步研究地质条件、结构设计及运行参数耦合作用下 LRC 的力学响应,并据此提出结构优化策略,抑制局部应力过度集中^[7]。

D. R. Damasceno 等^[8]基于等向地应力条件建立岩洞力学响应解析模型,通过洞壁最大环向应变估算及数值模拟对比,结合瑞典 Skallen 储气库现场测试数据,验证了其模型有效性,但随着地应力各向异性增加,解析模型与 3D 有限元模拟之间差异增大。随后, D. R. Damasceno 等^[9]提出多尺度有限元模型,考虑围岩节理张开引发的钢衬应变集中效应,证实洞壁环向应变与节理间距的耦合作用对钢衬应变集中具有显著影响。P. Perazzelli 和 G. Anagnostou^[10]系统研究了洞室类型(隧道/竖井)、岩体变形、钢衬屈曲与疲劳破坏及堵头稳定性对 LRC 设计的影响,发现岩体刚度增大可显著提升内衬安全性;在满足埋深要求的软岩地层中,最大运行气压由内衬抗疲劳或抗屈曲性能控制。数值与模型试验表明,LRC 洞室拱顶及拱肩部位呈现特征性应力集中,诱发初始破坏;且随气压持续增大,破裂区

向地表渐进扩展^[11]。C. Wang^[12]研究了多地质工况下 LRC 的力学响应特性,揭示合理运行内压与围岩强度及埋深呈正相关性,据此给出内压的参考值。

针对储气库设计优化,Y. Xiang 等^[13]基于弹性理论开展 LRC 力学响应分析,研究荷载分担机制,识别衬砌岩洞敏感参数并提出设计建议。王其宽等^[14]以关键点位移及塑性区面积为评价指标,采用单因素方差法证实埋深对塑性区发展的主导作用。J. C. Langford 和 M. S. Diederichs^[15]提出了一种基于可靠性的隧道衬砌设计方法,用于评估复合式衬砌的力学性能。D. R. Damasceno 等^[16]引入自适应方向性重要抽样法对该方法进行改进,构建新型 LRC 可靠性设计框架,显著提升了抽样效率。D. Park 等^[17]结合点估计与数值分析,提出一种基于概率的 LRC 结构设计方法,获得了钢衬最小厚度和混凝土衬砌开裂概率等衬砌系统的结构设计信息。然而,既有研究存在局限:其一,弹性理论主导的建模方法导致 LRC 力学响应预测偏于保守;其二,单一构件分析范式忽视组合结构的协同承载机制;其三,储气库优化设计孤立考量单因素参数,制约了设计方案全局最优性。

基于此,本研究综合考虑地质条件、结构设计及运行参数的交互影响,建立了 LRC 组合结构三维数值模型,系统探究了组合结构的应力传递、荷载分担特性及损伤演化机制,定义了洞壁环向应变、荷载分担比及结构损伤度为评价指标。创新性地将 Pythagorean 模糊语言云(Pythagorean fuzzy linguistic cloud, PFLC)决策模型引入 LRC 性能评价体系,突破传统单因素优化局限;结合地质适应性(围岩强度/埋深)与工程可控性(洞室结构设计/衬砌参数/运行压力),构建多目标协同优化框架。该框架通过数值模拟,指标量化与多属性决策的闭环路径,解决了复杂工况下 LRC 组合结构性能定量评价的难

题，为协同承载机制的理论解析与工程优化提供新范式。

2 LRC 数值模型

2.1 LRC 结构概念

LRC 是在硬岩地质环境中开挖形成的地下洞室，通过构筑密封衬砌结构形成高压储氢密闭空间。LRC 壁面设计原则：由内至外依次设置密封层、滑动层、钢筋混凝土衬砌、排水系统及喷射混凝土层，最终与围岩形成协同受力的组合结构。其中，围岩是核心承载单元，承担主要的动 - 静荷载。衬砌兼具几何整平与应力传递功能，为密封层提供均匀的接触界面并协调围岩变形^[18]。密封层以低渗透特性实现气体阻隔的功能^[19]，其力学贡献通常可忽略^[18]。基于该原则建造的瑞典 Skallen 储气库(见图 1，图中： D 为洞室直径， H 为洞室高度， P 为运

行压力)对衬砌有效性、围岩损伤机制、泄漏风险及温度 - 压力耦合效应进行了工程验证，并于 2002 年投运^[20]。

2.2 模型设置

本研究的数值几何模型以中国首个岩洞储氢与地下分布式储氢科研中试基地(湖北大冶)为工程原型。该基地依托废弃矿山布置硬岩储氢库，拟建洞室埋深小于 200 m，场地岩性以大理岩为主，围岩级别以 II 级与 III 级为主。洞室横剖面为圆形，半径为 2.5 m，轴向采用两端球封头的圆柱体，总长度 28 m，以满足约 500 m³ 的有效容积目标；在 10 MPa 的运行条件下，对应最大储氢量约 4.5 t。

基于上述工程原型，采用 ABAQUS 建立 LRC 组合结构三维几何模型并完成网格划分，导入 FLAC^{3D} 进行数值计算。模型包含围岩与衬砌结构(见图 2，图中： t 为衬砌厚度， R 为洞室开挖半径)，围岩边界取 ≥ 3 倍洞径以控制边界效应误差 $\leq 5\%$ ^[21]。

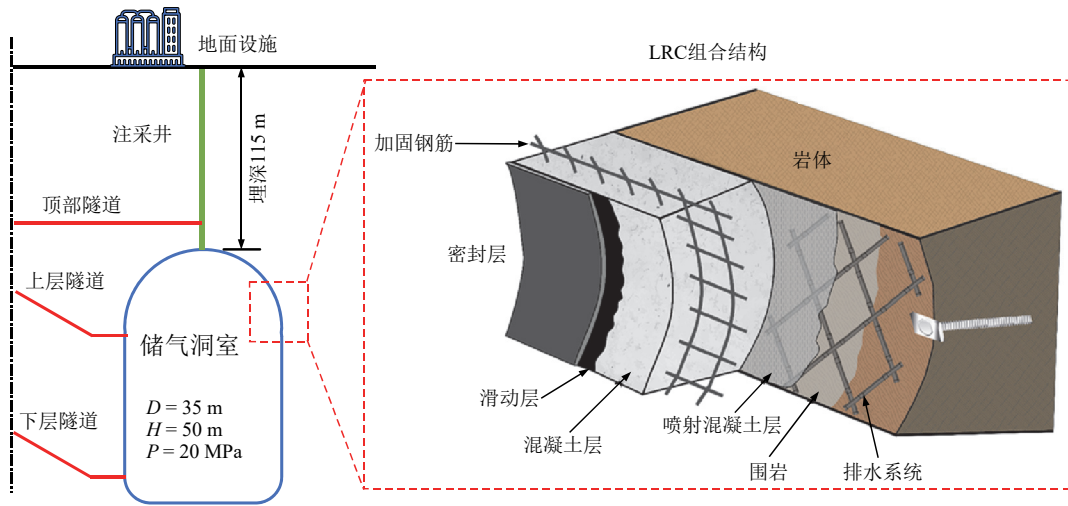


图 1 瑞典 Skallen 示范性 LRC 储气库组合结构及布局

Fig.1 Composite structure and layout of the Skallen pilot LRC gas storage in Sweden

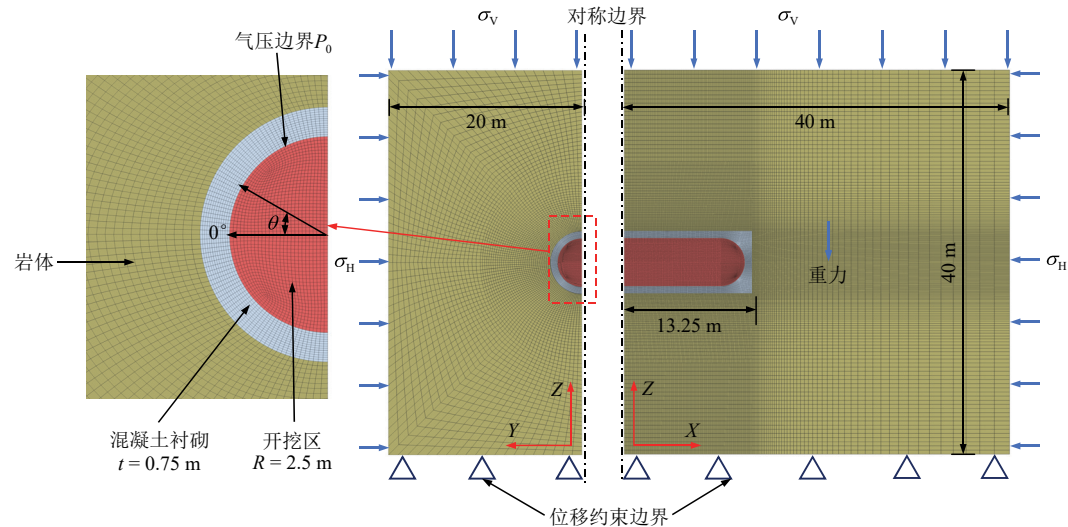


图 2 LRC 组合结构数值建模和边界条件

Fig.2 Numerical modeling and boundary conditions for LRC composite structure

基于双向对称性和计算效率优化,构建 1/4 简化模型,选用八节点六面体缩减积分单元(C3D8R)进行离散化处理。对衬砌及洞周一倍洞径范围岩体实施网格加密,衬砌单元尺寸 0.1 m,邻近岩体 0.1~0.4 m。不同工况下模型单元总量>1.0×10⁶。

为了尽可能反映实际工况,LRC 模型采用与现场一致的施工流程,包括分步开挖洞室、安装衬砌及注气。初始地应力场通过上边界施加竖向地应力 σ_v 和左边界施加水平地应力 σ_h 建立。表达式如下:

$$\sigma_h = K \sigma_v$$

(1)

$$K = \frac{\nu}{1-\nu}$$

(2)

式中: K 为侧压力系数, ν 为岩体的泊松比。

对称边界采用法向位移约束,底部设为固定约束;重力荷载作用于整个计算域。为减缓应力一次性释放对结构稳定性的影响,采用分步开挖方式。安装衬砌后,再次进行应力平衡计算,得到衬砌初始应力场,其由洞室开挖后轻微收缩变形诱发^[22]。注气阶段简化为均布荷载 P 施加于气压边界,模拟运行工况。

在实际工程中,储气库系统的运行条件非常复杂,LRC 内部压力与温度随注采过程动态变化^[23]。然而,本文聚焦于 LRC 组合结构的力学响应特性,而非气密性、运行效率等性能,故提出以下假设以简化分析:

(1) 采用最大气压下的静荷载代替注采期间的循环荷载。LRC 的塑性应变主要发生在首次注采期间,而随后循环注采导致的应变范围较小^[9]。因此,本文研究最大气压下 LRC 的力学响应。

(2) 忽略地下水的影响。LRC 配备完善的排水系统,采气阶段开启、注气阶段关闭排水系统可有效降低钢衬失稳风险。此外,在施工阶段,同样需要进行排水。

(3) 忽略温度波动对组合结构力学性能的影响。L. Mansson 等^[24]在瑞典 Skallen 储气库开展的

LRC 现场试验表明,大尺度下温度诱导应变与地质条件、结构设计相比,量级可忽略不计。X. Miao 等^[22]针对 LRC 的热力耦合研究也指出,就隧道稳定性而言,初始应力场、最大运行气压的影响显著大于热荷载。

2.3 参数选取

考虑岩体拉伸与剪切破坏模式,分别采用 Rankine 拉伸破坏准则和 Mohr-Coulomb 剪切破坏准则。强度包络线由剪切破坏的非关联流动规则与拉伸破坏的关联流动规则共同确定。岩体力学参数包括弹性模量、泊松比、内摩擦角、黏聚力及抗拉强度,主要参数参照《工程岩体分级标准》(GB/T 50218—2014)取值,值得注意的是,出于工程安全和保守设计考虑,参数取值为标准推荐范围的下限值。其余参数采用 FLAC^{3D} 软件默认值(见表 1)。

混凝土采用 Concrete 模型,该模型基于 J. Lubliner 等^[25-26]的研究成果,结合连续破坏力学中“基于断裂能的破坏准则”及“模量退化”概念,扩展修改为塑性破坏模型,通过单元刚度退化模拟裂纹的萌生与扩展^[27]。主要参数依据《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)的表格及混凝土本构关系选取,计算参数见表 2 和 3^[26]。

2.4 模拟方案

为了系统探究组合结构的应力传递、荷载分担特性及损伤演化机制,本文从地质条件、设计参数及运行参数 3 个维度,根据 D. R. Damasceno^[8-9, 12-13, 20]并结合大冶硬岩储氢库的建设情况选取参数范围,采用控制变量法设计方案。

(1) 地质条件维度:固定设计参数(直径 5 m、长径比 5:1、衬砌厚度 1.0 m、C35 混凝土、最大运行压力 10 MPa),改变埋深与围岩强度。

(2) 设计参数维度:固定地质条件参数(围岩强度 II 级、埋深 300 m)和最大运行压力(10 MPa),改变衬砌厚度、混凝土强度及长径比。

(3) 运行参数维度:固定地质条件参数与设计参数,改变最大运行压力。

表 4 给出了 LRC 储氢库数值模拟方案汇总。

表 1 LRC 围岩物理力学参数
Table 1 Physico-mechanical parameters of LRC surrounding rock mass

围岩级别 (rock mass class)	重度(unit weight)/ (kN · m ⁻³)	弹性模量 (Young's modulus)/GPa	泊松比 (Poisson's ratio)	内摩擦角 (friction angle)/(°)	黏聚力 (cohesion)/MPa	抗拉强度 (tensile strength)/MPa
I	26.5	33	0.20	60	2.1	3
II	26.5	20	0.25	50	1.5	2
III	24.5	6	0.30	39	0.7	0.8
IV	22.5	1.3	0.35	27	0.2	0.3

表 2 衬砌混凝土弹性力学参数
Table 2 Elastic mechanical parameters of lining concrete

混凝土标号 (concrete strength grade)	弹性模量 (Young's modulus)/GPa	泊松比 (Poisson's ratio)	抗压强度平均值 (mean compressive strength)/MPa	抗拉强度平均值 (mean tensile strength)/MPa
C30	30.0	0.2	28.03	2.80
C35	31.5	0.2	32.05	3.01
C40	32.5	0.2	36.05	3.22
C50	34.5	0.2	42.92	3.50
C60	36.0	0.2	50.13	3.71

表 3 衬砌混凝土塑性损伤力学参数^[26]
Table 3 Plastic damage mechanical parameters of lining concrete^[26]

膨胀 系数 (dilation coefficient)	刚度恢复 参数 (stiffness recovery parameter)	单轴压缩起 裂强度 (crack initiation stress in uniaxial compression)/MPa	单轴拉伸起裂 强度 (crack initiation stress in uniaxial tension)/MPa	压缩断裂能 (compressive fracture energy)/ (N · m ⁻¹)	拉伸断裂能 (tensile fracture energy)/ (N · m ⁻¹)	单轴拉伸条件下 弹性刚度退化特 征值 D_e^{half} (elastic stiffness degradation in uniaxial tension)	单轴压缩条件下 弹性刚度退化特 征值 D_e^{peak} (elastic stiffness degradation in uniaxial compression)	双轴压缩强度与 单轴压缩强度之 比 f_{b0}/f_{c0} (biaxial-to- uniaxial compressive strength ratio)	剪胀角 (dilation angle)/(°)
0.2	0.2	(0.5~0.6) f_c^m	f_t^m	5 690	40	0.5	0.4	1.16	0.2

注： f_c^m 取表 2 中抗压强度平均值， f_t^m 取表 2 中抗拉强度平均值。

表 4 LRC 储氢库数值模拟方案汇总
Table 4 Summary of numerical simulation cases for LRC hydrogen storage

取值类型 (value type)	埋深(burial depth)/m				衬砌厚度 (lining thickness)/m	混凝土强度 (concrete strength grade)	洞室长径比 (aspect ratio)	运行压力 (operating pressure)/MPa
	I 级围岩 (rock mass class I)	II 级围岩(rock mass class II)	III 级围岩(rock mass class III)	IV 级围岩(rock mass class IV)				
基本值	300	300	300	300	0.75	C35	5:1	10
模型设置	300	70, 100, 200, 300, 400, 500	100, 130, 150, 170, 200, 300, 400, 500	100, 200, 300, 400	0.5, 0.75, 1.0, 1.25, 1.5	C30, C35, C40, C50, C60	1:1, 2:1, 3:1, 5:1, 10:1	0~15

3 模型验证

3.1 使用解析解验证

D. R. Damasceno 等^[8]推导的岩洞力学响应的解析模型，通过瑞典 Skallen 储气库的实测 LRC 环向应变数据验证了模型可靠性。基于此，本文固定埋深 300 m、II 级围岩的地质条件，计算洞壁环向应变 ε_θ 并与该解析解对比，结果如图 3 所示。

图 3 展示了非等向地应力条件下本文模型与解析解的洞壁环向应变结果比较。需说明的是，此处 ε_θ 已扣除原始地应力及开挖引起的变形，仅反映洞室气体加压的贡献。阴影区域代表本文模型 ε_θ 的范围(最大值与最小值)，蓝色曲线为平均应变。由图可知， ε_θ 最大值集中于洞顶与洞底区域，分布范围较小，平均应变更接近最小值；然而，随着气压升高，平均应变逐渐远离最小值，表明 ε_θ 最大值的分布范围从竖向逐步向水平向扩展。同时，Damasceno 解



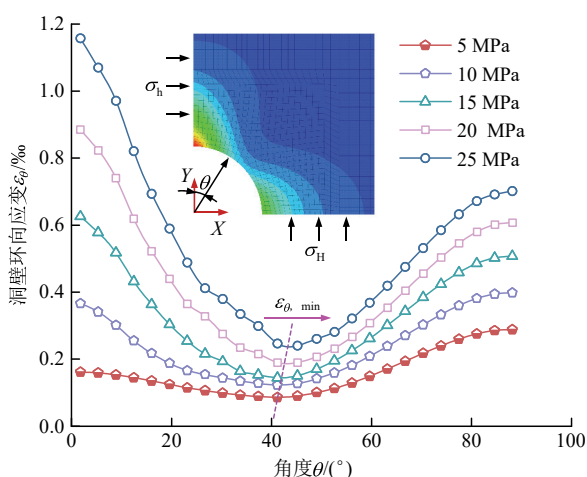
图 3 非等向地应力条件下本文模型与解析解的洞壁环向应变结果比较

Fig.3 Comparison of circumferential strain results of the cavern wall between proposed model and analytical solution under anisotropic in-situ stress conditions

析解与本文模型的计算结果具有较好的一致性：本文模型的数值解范围涵盖了解析解，且平均值与解析解接近，较好地验证了本文模型的有效性。

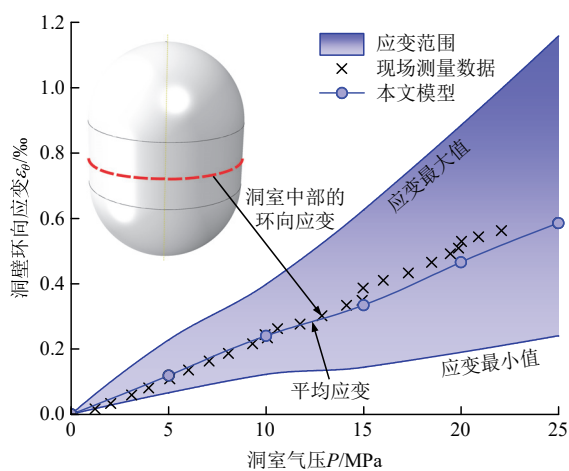
3.2 使用现场测量验证

本节将数值模型与现场测试结果进行比较, 进一步验证所建立的分析模型的有效性。D. R. Mansson 等^[8]使用 36 组微型引伸计测量了瑞典 Skallen 储气库库示范性 LRC 储气库洞室中部的平均环向应变, 因此选择这些现场测试数据与本文模型进行比较。模型输入的参数可在 D. R. Damasceno 等^[8, 28]中找到, 计算结果如图 4 所示。



(a) 洞壁环向应变分布

(a) Circumferential strain distribution on the cavern wall



(b) 与现场测量数据比较

(b) Field monitoring data

图 4 本文模型计算的洞壁环向应变分布与现场测量数据比较

Fig.4 Comparison between the numerical results of circumferential strain distribution on the cavern wall in this study and field monitoring data

图 4(a)显示了由洞内气压引起的洞壁环向应变(已扣除原始地应力及开挖造成的变形), 应变最大值出现在最大水平地应力 σ_H 方向, 应变最小值随气压增大向最小水平地应力 σ_h 方向移动。同时, 由于 Skallen 储气库的地质条件较好, 岩体的无侧限抗压强度达 50.3 MPa, 且 σ_H 和 σ_h 的应力差较小, 在 25

MPa 内压下, 岩体仅发生拉伸屈服, 无剪切破坏, 裂缝造成局部应变集中。

图 4(b)表明, 现场测量数据与本文模型计算结果之间存在良好的一致性。现场数据介于本文模型计算的最大值与平均值之间。本文模型略微低估了平均环向应变, 可能是因为真实岩体的非均质性, 如节理、软弱夹层。在工程应用中, 更保守的方法是研究数值模型估计的环向应变最大值。

4 评价指标

为了实现复杂工况下 LRC 力学性能综合评价, 本节通过参数敏感性分析探讨其力学响应特性。定义洞壁环向应变、荷载分担比及结构损伤度为评价指标, 涵盖地质条件(围岩强度和 LRC 埋深)、结构设计(衬砌厚度、混凝土强度、洞室长径比)和运行参数(最大运行压力)。

4.1 洞壁环向应变

注气会升高 LRC 内部压力, 导致其体积膨胀, 诱发洞壁产生环向拉伸应变, 进而导致岩石节理张开、混凝土开裂^[9], 造成密封层局部损伤并提高渗透率^[29]。因此, 本文将洞壁环向应变 ε_θ 作为评价指标之一。

图 5 展示了气压 10 MPa、埋深 300 m 时储气库从洞顶(90°)到洞底(-90°)的 ε_θ 分布。需说明的是, 与节 3.1 不同, 此处的 ε_θ 包含初始地应力及开挖引起的洞室收缩效应。由图可知, 最大应变 $\varepsilon_{\theta\max}$ 呈离散分布, 云图中显示 6 处应变集中点, 表明这些位置可能存在裂缝。

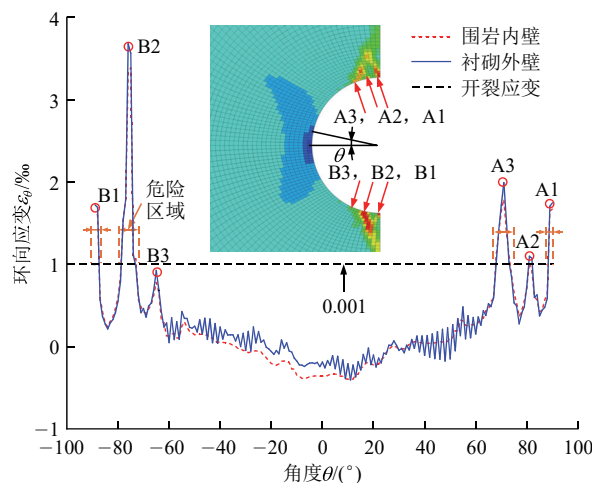


图 5 气压 10 MPa、埋深 300 m 时储气库从洞顶(90°)到洞底(-90°)的环向应变 ε_θ 分布

Fig.5 Circumferential strain ε_θ distribution from the cavern top (90°) to the cavern bottom (-90°) of the gas storage at a pressure of 10 MPa and a burial depth of 300 m

应变及潜在断裂引起的渗透性变化会削弱 LRC 的气密性。在弹性范围内, 混凝土与围岩的渗透率对压应力变化较不敏感: M. Choinska 等^[30]研究显示, 从无应力状态压缩至峰值应力 50% 时, 混凝土渗透率仅下降约 10%; 超过 50% 后, 微破裂增加使渗透率开始上升, 但需达到峰值应力 80% 以上才会出现显著变化。B. Han 等^[31]对石灰岩的受压试验显示, 轴向应变 ≤ 0.005 时渗透率近乎稳定, 超过后呈明显增长。室内试验数据表明, 裂缝张开位移存在阈值(100~200 μm), 低于此值渗透率无显著变化^[32]。因此, 拉伸破坏虽可能产生局部裂缝, 但未超过阈值前, 裂缝未形成连通网络。

根据 J. Rutqvist 等^[33]的研究, 本文定义开裂应变 $\varepsilon_{\text{crack}} = 0.001$ 作为径向裂缝的起裂条件, 大于该应变的裂缝易形成贯通性泄漏通道, 为工程重点防控对象, 并将此类裂缝所在区域定义为危险区域(见图 5)。因此, 定义了危险区集中度 C_{danger} 用于描述裂缝泄漏通道的分布密集程度, 反映 LRC 发生泄漏的风险。 C_{danger} 的计算式为

$$C_{\text{danger}} = \frac{\sum \theta_{\text{danger}}}{\Delta \theta} \times 100\% \quad (3)$$

式中: $\Delta \theta$ 为壁面环向应变的监测范围, $\sum \theta_{\text{danger}}$ 为危险区域的范围。

衬砌外壁环向应变(蓝色曲线)在 $-60^\circ \sim -25^\circ$ 及 $10^\circ \sim 60^\circ$ 范围内呈现波动特征(见图 5)。对接触面环向位移进行分析(见图 6), 围岩与衬砌均表现出水平方向的环向位移趋势, 但二者存在明显位移差, 且在 -49° 和 29° 处达到峰值。这是接触面变形受到环向应力与剪切应力共同作用所致。洞顶及洞壁出现贯穿围岩与衬砌的裂缝, 导致变形释放, 故该区域相对位移较小。在衬砌环向应变波动区域, 衬砌与围岩间存在较大相对滑移, 剪切应力较高, 引发表面剥落, 进而导致应变波动。

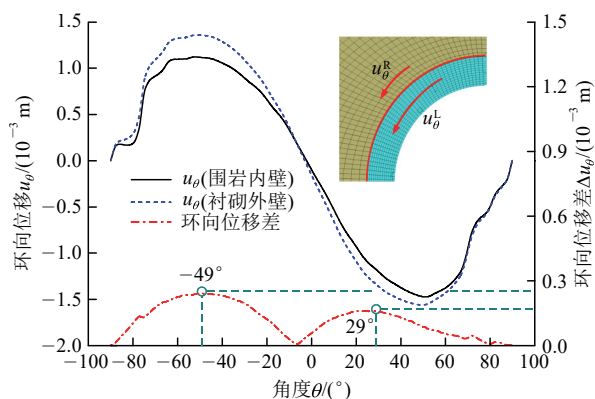
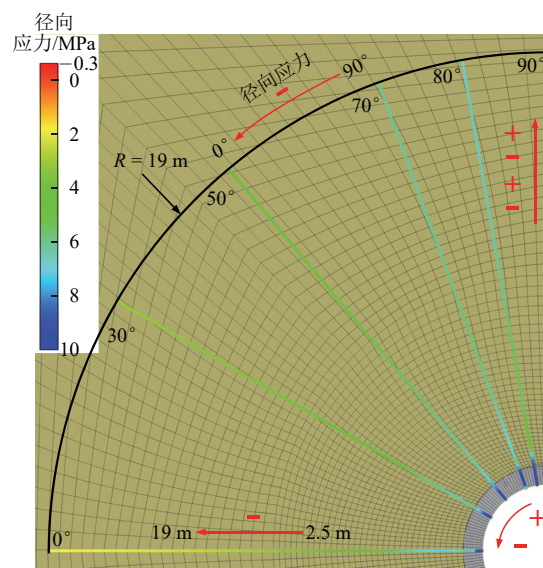


图6 围岩与衬砌接触面的环向位移分布

Fig.6 Circumferential displacement distribution at the contact surface between surrounding rock and lining

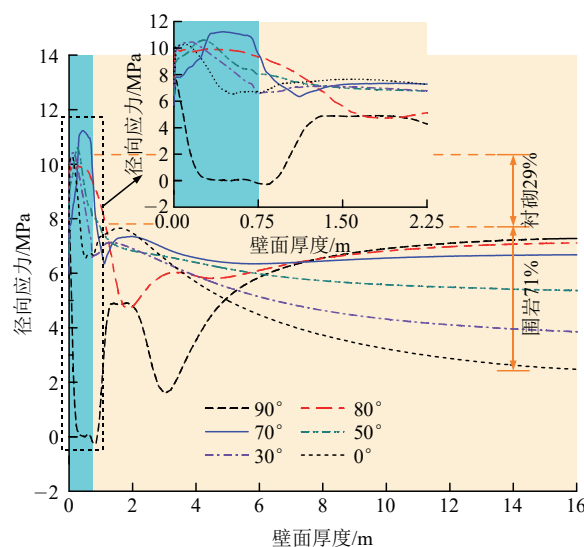
4.2 荷载分担比

图 7 展示了 LRC 组合结构的径向应力分布特征。在足够远处($R = 19 \text{ m}$), 径向应力等于初始地应力; 在环向分布中, $\pm 90^\circ$ 处径向应力最大, 向 0° 逐渐减小; 径向分布中, 应力从内压(10 MPa)开始逐渐衰减, 至足够远处降至初始地应力水平(见图 7(a))。



(a) 径向应力云图

(a) Radial stress contour



(b) 径向应力变化曲线

(b) Radial stress variation curves

图7 LRC 组合结构径向应力分布特征

Fig.7 Radial stress distribution of LRC composite structures

图 7(b)进一步显示: 蓝色区域(衬砌)内曲线先快速下降, 随后趋于平缓, 沿 0° 方向的衰减速率最快。与弹性模型中径向应力衰减曲线的平滑连续特征不同^[18], 本模型的应力衰减过程存在明显波动, 且在环向上存在异常点, 反映了非弹性变形(如裂缝萌生和岩石破碎)的影响。此外, 70° 和 90° 方向的径

向应力表现出异常特征,与整体波动趋势形成鲜明对比。原因是二者位于“危险区域”内,受到裂缝尖端应力突变的影响。70°处于环向应变集中点,存在未贯穿的径向裂缝,初始应力从 8 MPa 开始,至裂缝尖端增至 10 MPa 后逐渐衰减。90°区域存在贯穿裂缝且围岩破碎严重,完整岩体退化为具有一定黏结力的松散介质,在洞顶和洞底形成平衡拱结构,导致高应力核心从接触面逐渐向围岩深处迁移,应力呈现“减小-增大-减小-增大”的波动特征。

LRC 组合结构的稳定性依赖围岩承担大部分荷载,其荷载分担特性是结构设计的关键指标。然而,衬砌与围岩接触面的环向应力存在突变,导致二者的环向应力指标之和小于 1,无法直接用于荷载分担比的计算。为此,本文采用荷载分担比 α_i (定义为构件分担荷载与总荷载的比值)计算各构件的荷载分担比例,以量化围岩与衬砌的荷载分配关系^[13]。 α_i 表达式如下:

$$\alpha_i = \frac{\Delta P_i}{\Delta P} \times 100\% = \frac{P_{i-1} - P_i}{P_0 - P_2} \times 100\% \quad (4)$$

式中: $i=1, 2$ 分别表示衬砌和围岩; ΔP_i 为各构件内部边界 P_{i-1} 与外部边界 P_i 的径向应力差; ΔP 为内部气压荷载 P_0 与地应力 P_2 的应力差。

如图 7(b)所示,0°方向的围岩荷载分担比为 71%,衬砌荷载分担比为 29%。

由于径向荷载普遍在衬砌与围岩接触面处衰减至相近值(见图 7(b)),因此本文研究取接触面的平均值为 P_i 计算荷载分担比。

结果如图 8 所示,围岩的荷载分担比在 0°(洞腰)达到最大值(71%),沿±90°方向(洞顶/洞底)逐渐减小。洞顶的围岩荷载分担比(20.6%)大于洞底(7.3%)。这是由于顶部为自由边界、底部为固定边

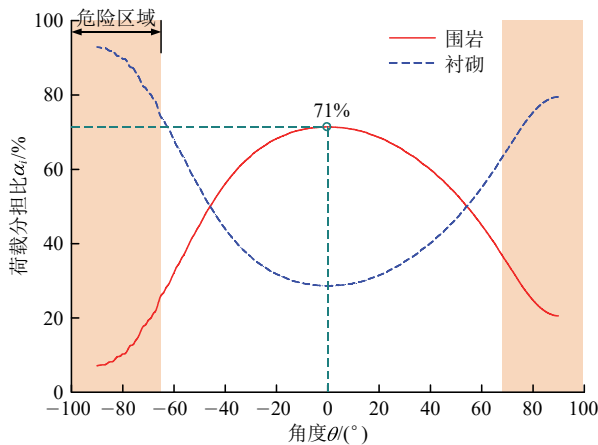


图 8 荷载分担比与角度的变化关系

Fig.8 Variation relationship between load sharing ratio and angle

界、竖向远场应力较大及地应力沿竖向递增共同作用所致。底部地应力更大,但边界约束更强,导致围岩无法充分释放变形来承担荷载。因此,在±90°方向,衬砌分担荷载更大,称为“危险区域”。此处衬砌损伤更严重,壁面环向应变出现极大值,存在潜在径向贯穿裂缝;而 0°方向因围岩分担比大(71%),衬砌未受明显损伤,结构保持完整性。

4.3 结构损伤度

图 9 为储气库注气前与注气后的塑性区分布图。注气导致 LRC 在远场方向产生剪切破坏裂缝,造成局部应力过度集中。围岩塑性区的分布特征与扩展趋势是评估 LRC 组合结构稳定性的关键指标^[14]。然而,塑性区体积受储气库几何尺寸(如长径比)影响,难以直接用于不同工程案例的损伤程度横向对比。为此,本文定义结构损伤度(structural damage ratio, SDR)这一无量纲指标,将复杂的塑性损伤状态量化为直观的数值表征,旨在消除尺寸效应对稳定性评估的干扰。

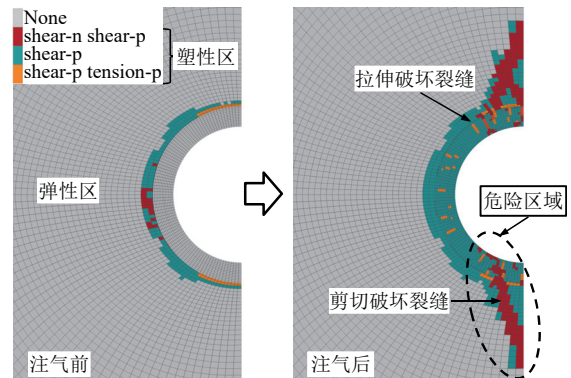


图 9 储气库注气前与注气后的塑性区分布图

Fig.9 Plastic zone distribution diagrams of the gas storage before and after gas injection

同时, LRC 的核心功能是实现高效储氢,其储氢能力由水容积(注满水时的有效储气空间)量化表征。 SDR 定义为组合结构塑性区总体积与水容积的比值:

$$SDR = \frac{V_{pl}}{V_{LRC}} \quad (5)$$

式中: V_{pl} 为组合结构的塑性区体积,包括衬砌的塑性区体积 V_{pl}^L 和围岩的塑性区体积 V_{pl}^R ; V_{LRC} 为 LRC 的水容积。

SDR 能够定量反映塑性区扩展对储氢能力的破坏程度。 SDR 值越大,表明实现同等储氢能力时,需加固的范围越大,储氢经济性(如加固成本、运行效率)越低。

5 参数敏感性分析

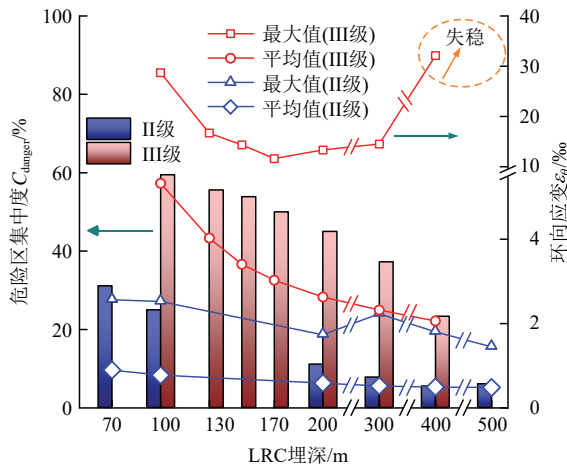
5.1 埋深与围岩强度

本小节从选址角度研究了地质条件对 LRC 组合结构力学响应的影响。图 10 展示了不同地质条件下, LRC 组合结构在施工、运营全生命周期的力学响应特征。围岩强度是调控 LRC 力学响应的主导因子, 埋深通过改变地应力间接影响响应幅度, 但其作用效果依赖于围岩强度。

II 级围岩的 C_{danger} 始终小于 III 级围岩, 且随埋深增加下降速率更快。埋深从 100 m 增加至 200 m 时, II 级围岩的 C_{danger} 降幅达 55.6%, 而 III 级围岩仅下降 24.3%。然而, ε_{θ} 平均值的降幅呈现相反趋势, II 级围岩降幅(24.1%)小于 III 级围岩(50.7%)(见图 10(a))。这是因为埋深增加导致围压升高, II 级围

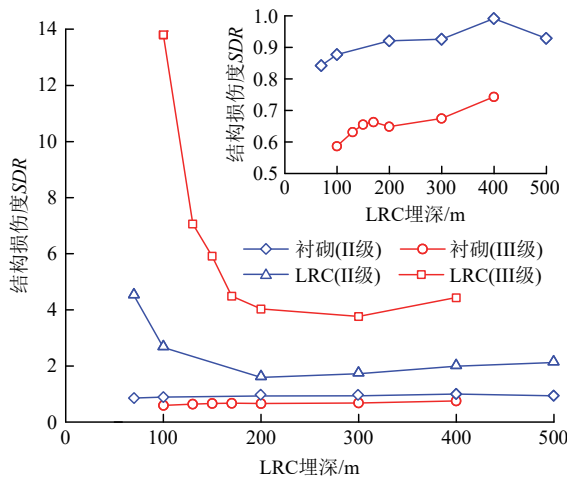
岩因强度高, 高围压可增大颗粒间摩擦力, 抑制局部裂缝扩展, 从而快速缩小危险区域($\varepsilon_{\theta} \geq 0.001$)范围; III 级围岩因裂缝较发育, 围压升高虽能整体压缩围岩, 但裂缝会中断应力传递路径, 导致危险区范围缩小速率较慢。因此, II 级围岩的稳定性对埋深变化更敏感, 埋深增加可显著提升其局部稳定性(C_{danger} 减小); 而 III 级围岩的稳定性更依赖于裂缝等局部缺陷的控制, 埋深增加无法有效缓解其局部应变集中问题, 需通过加强衬砌或注浆等措施进行加固。

强度较低的软岩(如 III 级围岩)或屈服后的岩体具有“缓冲层”效应, 可允许围岩释放变形, 具备一定吸能特性, 从而充分发挥围岩承载核心的作用, 减小衬砌应力集中(见图 10(c), III 级围岩条件下衬砌的 SDR 更小)。因此, II 级围岩的荷载分担比始终小于 III 级围岩, 且随埋深增加呈减小趋势(见图 10(b))。



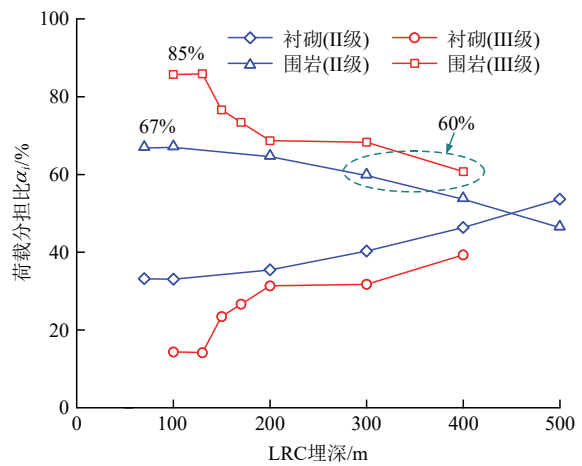
(a) 不同围岩强度下埋深与 ε_{θ} 和 C_{danger} 的关系

(a) Relationship of ε_{θ} and C_{danger} with burial depth under different surrounding rock strengths



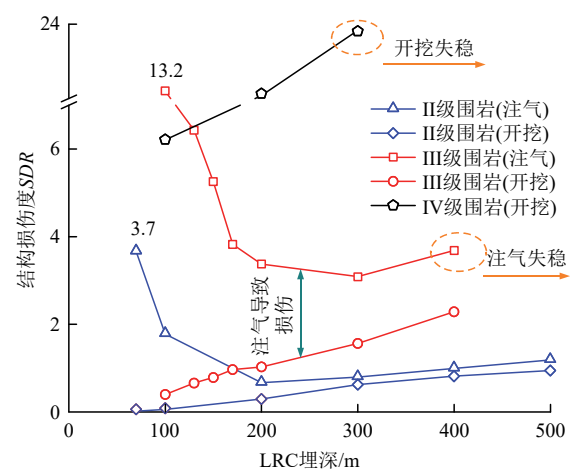
(c) 不同围岩强度下埋深与组合结构 SDR 的关系

(c) Relationship between burial depth and composite structure SDR under different surrounding rock strengths



(b) 不同围岩强度下埋深与 α_i 的关系

(b) Relationship between burial depth and α_i under different surrounding rock strengths



(d) 不同围岩强度下埋深与围岩 SDR 的关系

(d) Relationship between burial depth and surrounding rock SDR under different surrounding rock strengths

图 10 不同埋深和围岩强度的 LRC 力学响应

Fig.10 Mechanical response of LRC with different burial depths and surrounding rock strengths

鉴于地质选址对开挖阶段的结构稳定性影响显著,本文补充分析了该阶段的结构损伤特征(见图 10(d))。浅埋工况下,增大埋深可减小注气阶段的损伤,但会增加开挖阶段应力集中及失稳风险。开挖阶段围岩的 SDR 随埋深增加而增大,IV 级围岩在无支护条件下,埋深达 400 m 时即发生结构大变形,导致洞室失稳。

5.2 衬砌厚度与强度

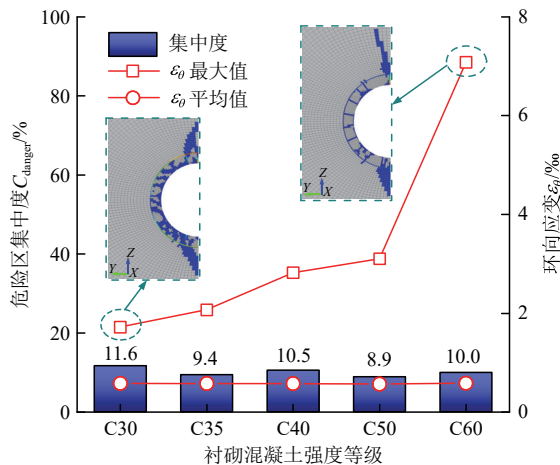
本小节研究混凝土衬砌厚度与强度对 LRC 组合结构运行阶段力学响应的影响。鉴于结构设计与运行参数对开挖阶段力学响应的影响较弱,后续分析将重点探讨运行阶段的力学特征。

如图 11 所示,衬砌混凝土强度等级(C30~C60)对 LRC 的关键力学指标影响整体较弱。 C_{danger} 在 11.6%~9.4% 范围内波动; ε_{θ} 平均值在 0.56‰~0.58‰ 范围内小幅波动,无显著变化;围岩始终承担约 66% 的荷载,衬砌分担比稳定在 34% 左右,荷载分配模式未发生改变。 SDR 呈现细微差异,衬砌部分的损伤略有下降(降幅 18.2%),围岩部分的损伤略

有增加(增幅 17%),组合结构整体损伤状态保持稳定。然而, ε_{θ} 最大值随混凝土强度提高呈现显著增长(增幅达 311.6%)。这一结果表明,在“围岩主导承载”的核心机制下,混凝土强度提升并未改变荷载分配模式,衬砌主要起辅助约束作用。值得注意的是,混凝土高强等级(如 C60)的脆性特征显著,易在局部形成断裂能积累,导致局部损伤增大,但对组合结构整体受力性能无明显改善。

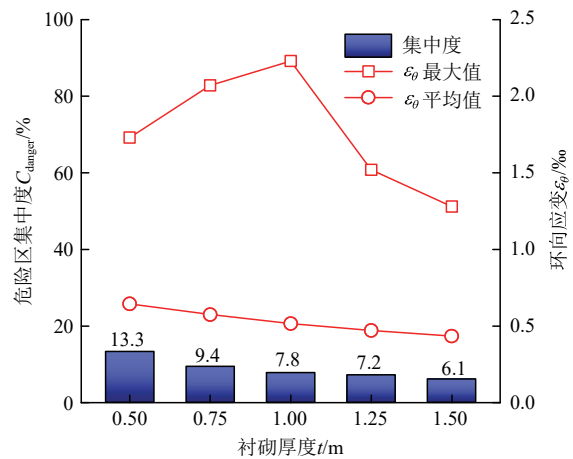
衬砌厚度(0.5~1.5 m)的增加导致 C_{danger} 从 13.3% 降至 6.1%,降幅达 54.1%;同时 ε_{θ} 平均值从 0.64‰ 降至 0.43‰,降幅 32.8%。此外,衬砌厚度增加重构了荷载分担机制,围岩承担的径向荷载比例从 73.6% 降至 49.4%,降幅 32.9%,导致衬砌 SDR 的上升速率快于围岩。值得注意的是, ε_{θ} 最大值随衬砌厚度增加呈现“先增大后减小”的趋势(见图 11(b)),是因为厚度改变了衬砌的整体刚度。

衬砌的整体刚度随厚度增加而增大。当衬砌厚度较小时($t < 1.0$ m),其刚度无法有效约束变形,此时衬砌刚度的小幅增大会提高其荷载承担比例(见



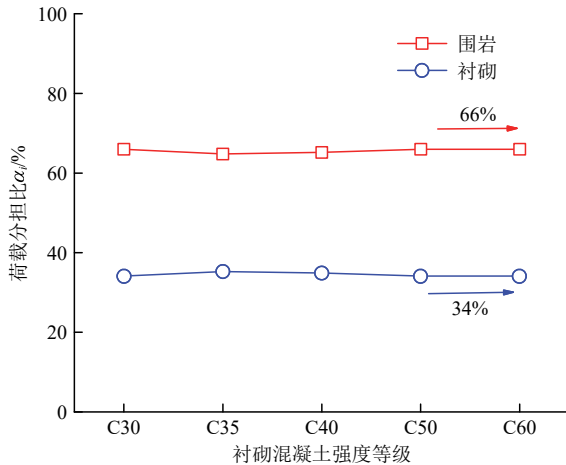
(a) 混凝土强度等级与 ε_{θ} 和 C_{danger} 的关系

(a) Relationship of ε_{θ} and C_{danger} with concrete strength



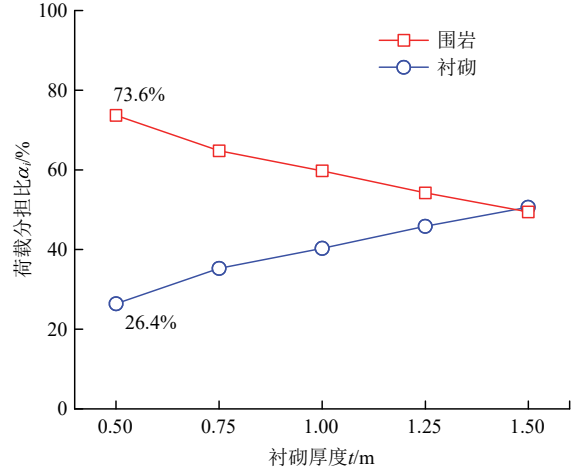
(b) 衬砌厚度与 ε_{θ} 和 C_{danger} 的关系

(b) Relationship between lining thickness and ε_{θ} and C_{danger}



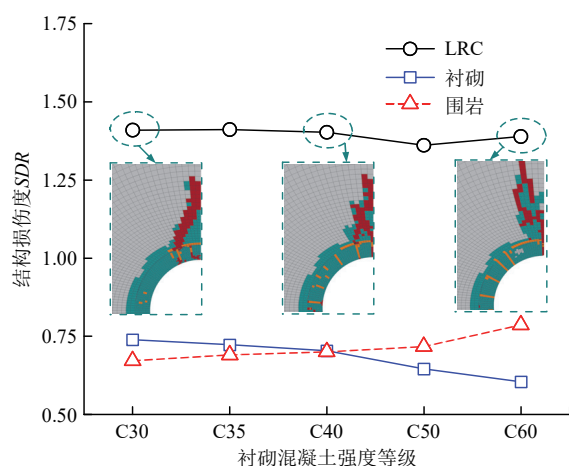
(c) 混凝土强度与 α_i 的关系

(c) Relationship between concrete strength and α_i



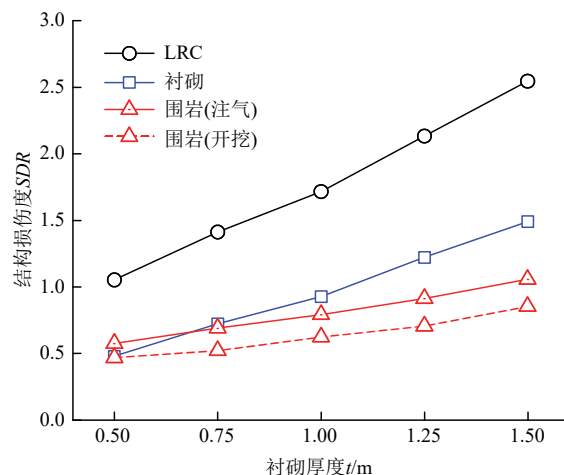
(d) 衬砌厚度与 α_i 的关系

(d) Relationship between lining thickness and α_i



(e) 混凝土强度等级与组合结构 SDR 的关系

(e) Relationship between concrete strength and composite structure SDR



(f) 衬砌厚度与组合结构 SDR 的关系

(f) Relationship between lining thickness and composite structure SDR

图 11 不同衬砌厚度和混凝土强度的 LRC 力学响应

Fig.11 Mechanical response of LRC with different lining thicknesses and concrete strengths

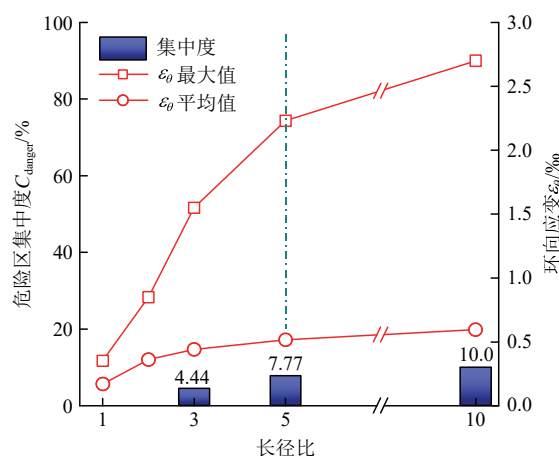
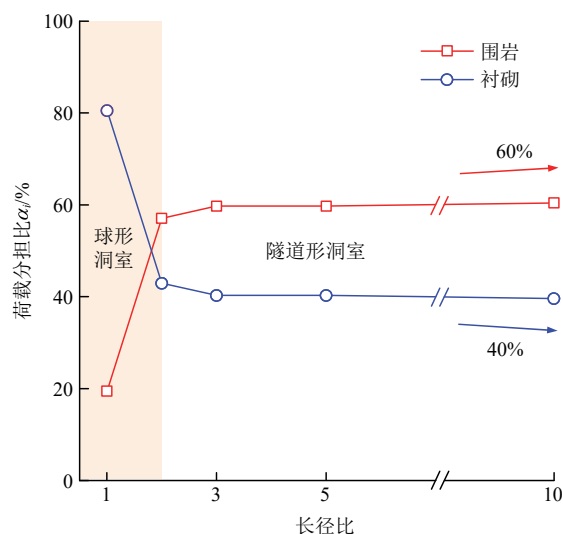
图 11(d)), 加剧应力集中, 导致局部区域内 ε_θ 最大值增大。当衬砌厚度较大($t > 1.0$ m), 其刚度足以承担大部分洞内气压荷载。此外, 厚度增加会延长气压荷载在衬砌中的衰减距离, 降低其对围岩区域的边际效应。在二者共同作用下, 围岩进入弹性工作状态, 此时 ε_θ 主要由弹性变形控制, 最大值随之减小。

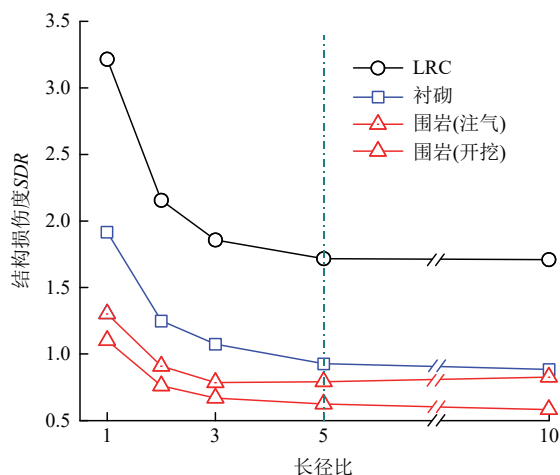
ε_θ 平均值反映围岩整体变形特征, 随着衬砌厚度或混凝土强度提高, 组合结构整体刚度增大, 总变形呈减小趋势; 而 ε_θ 最大值反映 LRC 局部变形特征, 主要受应力集中程度及塑性区分布的影响。以上分析表明, 衬砌厚度和混凝土强度是调控 LRC 力学响应的关键参数。衬砌作为荷载传递结构, 可以通过降低刚度改变刚度占比实现“衬砌-围岩协同承载”。需要注意的是, 衬砌刚度过低可能导致密封层出现裂缝破坏或者在采气期间衬砌发生屈曲, 造成洞室失稳^[34]。

5.3 洞室长径比

本节研究了 LRC 不同长径比的影响, 结果如图 12 所示。洞室长径比对衬砌岩洞储气库力学响应具有显著调控作用, 影响效果随长径比增大呈弱化趋势。

随长径比从 1(球形洞室)增大至 10(水平隧道状洞室), C_{danger} 呈现“快速增长-缓慢增长”的两阶段特征: 长径比 < 5 时, 危险区集中度增长显著; 长径比 > 5 时, 增长趋缓。当长径比为 1(球形)或 2 时, 洞壁未出现 $\varepsilon_\theta \geq 0.001$ 的危险区域。 ε_θ 最大值随长径比增大从 0.5‰增至 2.8‰, 增幅达 460%; ε_θ 平均值

(a) 长径比与 ε_θ 和 C_{danger} 的关系(a) Relationship between aspect ratio and ε_θ and C_{danger} (b) 长径比与 α_i 的关系(b) Relationship between aspect ratio and α_i



(c) 长径比与组合结构 SDR 的关系

(c) Relationship between aspect ratio and composite structure SDR

图 12 不同长径比的 LRC 力学响应

Fig.12 Mechanical response of LRC with different aspect ratio designs

亦呈现类似的增长规律,从 0.17‰增至 0.59‰,增幅达 247%。表明长径比增大虽会加剧洞壁局部应变集中,但增长幅度随长径比增大逐渐减缓,如长径比从 5 增至 10 时, ε_{θ} 最大值仅增长 30%(见图 12(a))。

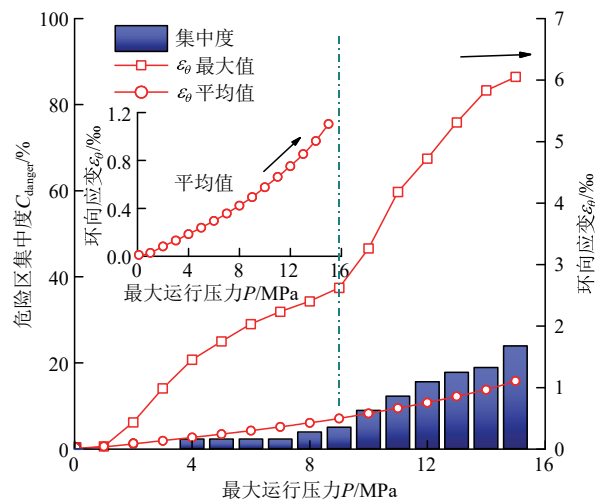
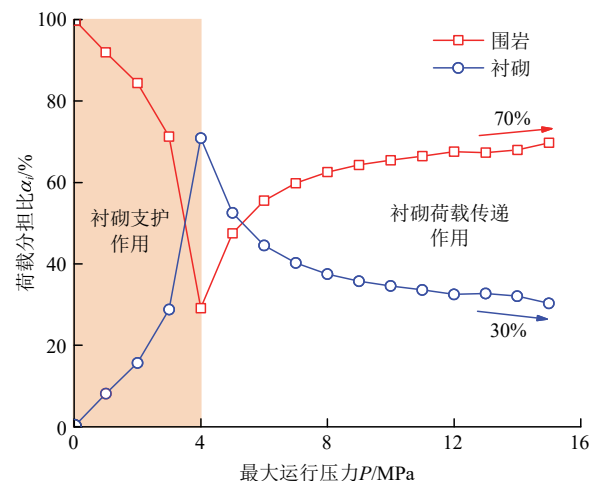
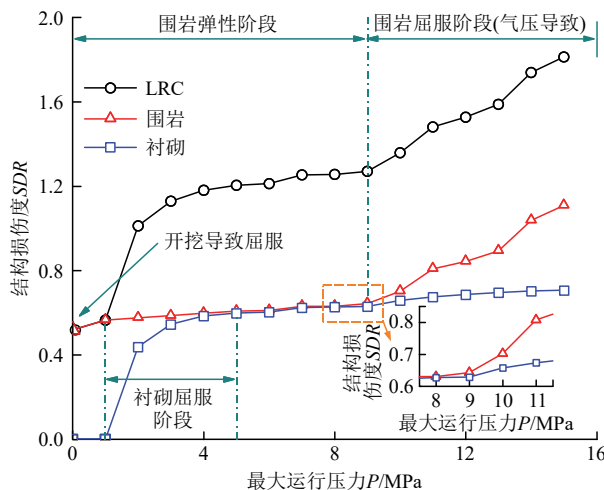
荷载分担呈现“围岩承载占比提升、衬砌占比下降”的趋势,球形洞室(长径比 = 1)围岩荷载分担比仅 20%,衬砌承担 80%;当长径比 > 2 后,围岩荷载分担比稳定至 60%以上,衬砌占比降至 40%,这与 LRC 轴向约束增强有关(见图 12(b))。长径比增大使洞室接近平面应变状态,围岩协同承载效应提升。

长径比 = 1 时,储气库 SDR(3.2)最高,主要原因是球形洞室全方位受力,塑性区呈现三维均匀放射状。随长径比增至 5, SDR 显著降至 1.7(降幅 46.9%),此后趋于稳定,且围岩 SDR 始终低于衬砌(见图 12(c)),表明长径比 > 5 为“损伤控制最优区间”。

综合来看,长径比通过改变洞室几何约束条件及衬砌整体刚度,使 LRC 组合结构从三维受力状态逐步过渡到平面应变状态,进而影响应力分布均匀性及荷载分配模式。球形洞室(长径比 = 1)整体刚度较高,衬砌荷载分担比例较高,但由于轴向约束较弱,整体损伤程度最大;长径比 > 5 的隧道形洞室,整体刚度降低,衬砌与围岩的协同承载效应显著增强,更符合“围岩主导承载”的设计理念。然而,隧道中部因几何约束较弱,刚度较小,整体变形量较大,需根据洞室变形控制要求进行局部加固。

5.4 储气库运行压力

本小节研究了不同运行压力下 LRC 组合结构力学响应特性,结果如图 13 所示。洞内气压对衬砌岩

(a) 最大运行压力与 ε_{θ} 和 C_{danger} 的关系(a) Relationship between maximum operating pressure and ε_{θ} and C_{danger} (b) 最大运行压力与 α_i 的关系(b) Relationship between maximum operating pressure and α_i 

(c) 最大运行压力与组合结构 SDR 的关系

(c) Relationship between maximum operating pressure and composite structure SDR

图 13 不同最大运行压力下 LRC 的力学响应

Fig.13 Mechanical response of LRC under different maximum operating pressures

洞储气库的力学响应呈现显著的非线性调控作用，在气压接近岩体的无侧限抗压强度时(见图 13(a)，(c)虚线所示拐点，约 9 MPa)出现力学行为突变。

随气压从 0 到 16 MPa 升高， ε_θ 最大值呈现先缓慢增大后急剧跃升的特征。 $P < 9$ MPa 时， ε_θ 最大值 $< 2.6\%$ ，此时围岩主要处于弹性阶段，变形较小。当 $P = 10$ MPa 时， ε_θ 最大值突破 3.26%，增幅 25.4%，拐点对应围岩从弹性向塑性屈服转变。在工况为 II 级围岩，埋深 300 m 时，分别使用 Rankine 和 Mohr-Coulomb 强度准则计算^[8]，得到洞室径向抗拉屈服强度为 7.82 MPa 和岩体无侧限抗压强度为 8.24 MPa，考虑衬砌具有分担部分气压荷载的作用，拐点位于 9 MPa 附近是合理的。根据应力叠加原理，气压产生的环向拉应力逐渐抵消地应力导致的压应力集中并达到径向抗拉伸屈服强度后，围岩进入拉伸屈服阶段。在拉伸屈服区，环向应力为 0，处于无侧限受压状态，径向应力达到岩体无侧限抗压强度后引发剪切屈服，导致局部应变集中，剪切破坏裂缝迅速扩展。进一步增大气压， ε_θ 最大值增长趋于平缓，而平均值呈现上凹函数的增长趋势(见图 13(a))。表明随气压增大，单一的裂缝逐渐扩展成多条裂缝，分散局部应变集中。

荷载分担比在 $P = 4$ MPa 后发生反转：当 $P < 4$ MPa 时，地应力为主要荷载，衬砌起到支护作用，

衬砌荷载分担比从 0 升至 70%，并逐渐屈服。当 $P > 4$ MPa 时，衬砌屈服，气压荷载作用范围逐渐延伸，围岩荷载分担比从 30% 升至 70%，发挥围岩承载作用(见图 13(b))。此时围岩仍处于弹性阶段，后续在 9 MPa 发生突变，因此 LRC 组合结构 SDR 呈现图 13(c)的变化趋势。

综上，洞内气压通过与地应力的叠加效应改变围岩的受力状态，低于洞室径向抗拉屈服强度时，围岩弹性承载，之后围岩进入拉伸屈服阶段；在气压达到岩体无侧限抗压强度后，迅速进入剪切屈服阶段，围岩处于塑性屈服工作状态。在拐点处， C_{danger} 、 ε_θ 及 SDR 均出现突变。因此，为保证围岩的变形约束能力，避免失稳风险，同时发挥围岩的主要承载作用。针对此工况，运行压力选择的范围为 4~9 MPa。

6 基于 PFLC 决策的协同优化

为便于统览本文的决策与优化路径，本节首先给出总体研究框架(见图 14)。该框架以三维数值模型的计算结果为输入，定义力学评价指标，通过构建的 Pythagorean 模糊语言云(PFLC)决策模型将指标标准化和确定权重，然后进行多属性决策与方案排序，并据此推进组合结构的协同优化与工程化建议。

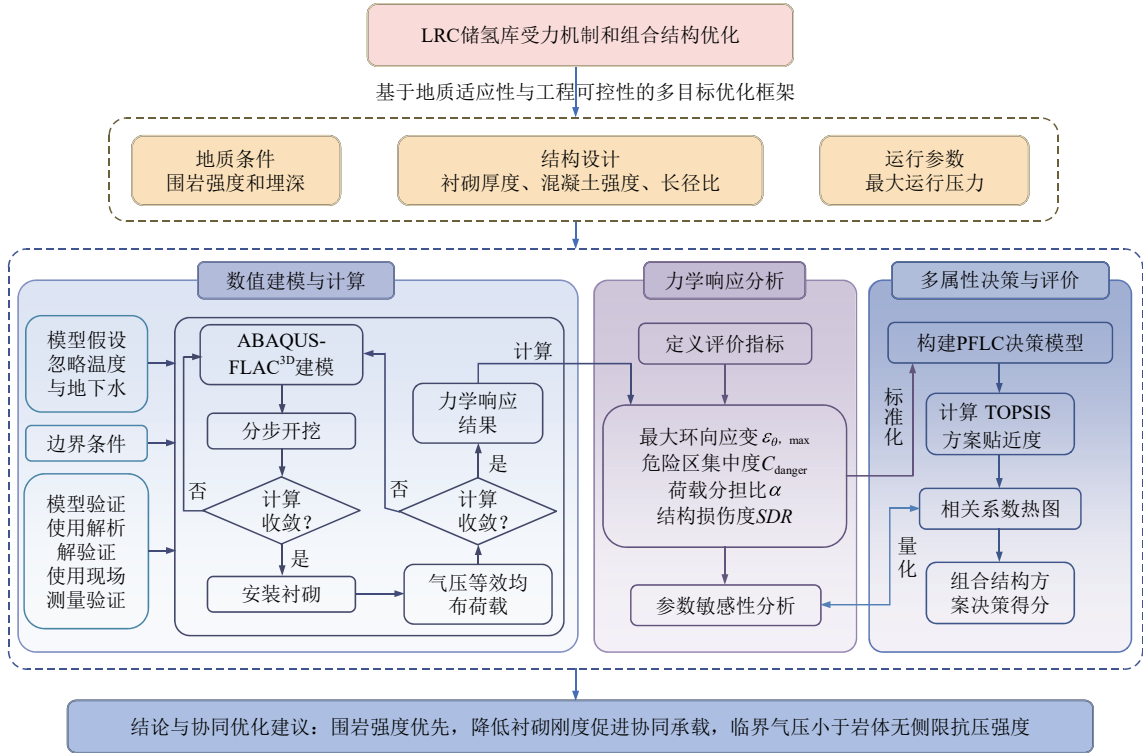


图 14 LRC 储氢库组合结构优化的数值分析—指标评价—决策流程框架

Fig.14 Workflow of numerical analysis—index evaluation—decision-making for composite-structure optimization of LRC hydrogen storage

6.1 基于 PFLC 的多属性决策方法

LRC 储气库的力学响应涉及选址、结构设计和运行参数,是多因素交互作用的结果。多属性决策可以考虑方案存在多个目标属性,通过多维度综合评价 LRC 不同方案的力学性能,然后对方案结果进行排序,以选择最优方案从而进行组合结构优化^[35]。本文基于 PFLC 决策模型,将数值模拟结果与模糊语言评价结合,既保留了数据客观性,又融入了专家经验。该方法可用来处理定性与定量的相互转换,避免部分评价信息的丢失,特别适用于需权衡多目标、处理不确定性的复杂工程决策问题^[36-37],最终实现 LRC 储气库参数的优化。

基于 PFLC 的决策方法^[37]如下:

(1) 初始决策矩阵标准化处理。将 LRC 组合结构的性能评价指标分为成本型指标和效益型指标。环向应变最大值 $\varepsilon_{\theta \max}$ 、危险区集中度 C_{danger} 和结构损伤度 SDR 是成本型指标,反映 LRC 组合结构的变形和稳定程度,数值越小,方案越优。围岩荷载分担比 α_2 是效益型指标,反映围岩协同承载能力,数值越大,方案越优。然后,进行数据标准化,消除量纲差异,将属性值映射到 $[0, 1]$ 区间:

$$\text{成本型指标: } x_{ij} = \frac{\eta_{j, \max} - \eta_{ij}}{\eta_{j, \max} - \eta_{j, \min}} \quad (6)$$

$$\text{效益型指标: } x_{ij} = \frac{\eta_{ij} - \eta_{j, \min}}{\eta_{j, \max} - \eta_{j, \min}} \quad (7)$$

式中: η_{ij} , $\eta_{j, \max}$ 和 $\eta_{j, \min}$ 分别为第 i 个数值模拟方案($i=1, 2, 3, \dots, n$, n 为方案数)中第 j 个指标($j=1, 2, 3, 4$)的原始数值、所有模拟方案中第 j 个指标的最大值、所有模拟方案中第 j 个指标的最小值。

(2) 转化为 pythagorean 模糊语言数,用 (μ, ν) 表示。其中 μ 为隶属度,表示对“优”的支持程度; ν 为非隶属度,表示对“优”的反对程度,满足 $\mu^2 + \nu^2 \leq 1$ 。标准化后的数值 x_{ij} 直接作为隶属度, $\mu_{ij} = x_{ij}$ 。非隶属度由 $\nu = \sqrt{1 - \mu^2}$ 计算。

(3) 计算属性权重。通过主观权重 w_s 和熵权法 w_o 计算综合权重 w_j 。针对气密性和协同承载的要求,设定 $(\varepsilon_{\theta \max}, C_{\text{danger}}, \alpha_2, \text{SDR})$ 的主观权重为 $(0.3, 0.2, 0.3, 0.2)$ 。熵权法是一种客观的赋权方法,利用各指标的熵值所提供的信息量的大小确定属性权重^[38]。首先,计算各属性熵值,设 H_j 为第 j 个评价指标的熵值,则计算过程如下:

$$r_{ij} = \frac{x_{ij}}{\sum_{i=1}^n x_{ij}} \quad (8)$$

$$H_j = -\frac{1}{\ln n} \sum_{i=1}^n r_{ij} \ln r_{ij} \quad (9)$$

式中: n 为方案数,共 41 种方案。

其次,计算各评价指标的熵权。设 $w_{o, j}$ 为第 j 个评价指标的熵权,则计算如下:

$$w_{o, j} = \frac{1 - H_j}{\sum_{j=1}^m (1 - H_j)} \quad (10)$$

式中: m 为属性数,即指标数,共 4 个指标。通过线性加权计算综合权重,主观权重 w_s 占 40%,熵权法计算的客观权重 w_o 占 60%,即

$$w_j = 0.4w_s + 0.6w_{o, j} \quad (11)$$

式中: w_j 为第 j 个评价指标的综合权重。

(4) 基于 TOPSIS 法的多属性决策排序。根据 TOPSIS 法正、负理想解思想及标准化后的 pythagorean 模糊云模型矩阵,给出第 j 个指标的 pythagorean 模糊云模型的正、负理想解。正理想解取各指标的最优值 $A^+ = (1, 1, 1, 1)$,负理想解取各指标的最差值 $A^- = (0, 0, 0, 0)$ 。采用欧式加权距离计算各方案到理想解的距离:

$$d_i^+ = \sqrt{\sum_{j=1}^m w_j (\mu_{ij} - A_j^+)^2} \quad (12)$$

$$d_i^- = \sqrt{\sum_{j=1}^m w_j [1 - (\nu_{ij} - A_j^-)^2]} \quad (13)$$

式中: d_i^+ , d_i^- 分别为各方案到正、负理想解的距离。

定义 C_i 为方案 i 的 pythagorean 模糊云模型的贴近度,其表达式为

$$C_i = \frac{d_i^-}{d_i^- + d_i^+} \quad (14)$$

依据 TOPSIS 法, C_i 取值越大,则方案越接近正理想解且越远离负理想解,方案评价越优, C_i 值即为方案综合决策得分。依据此方法对所选方案进行排序和分析,给出组合结构协同优化建议。

6.2 参数敏感性分析总结

本研究使用 Pearson 相关系数表征性能指标、综合得分与方案设计变量的相关性。图 15 给出了各变量 Pearson 相关系数的热图展示。可以看出,围岩等级是影响贴近度最显著的因素。埋深、衬砌厚度和运行压力与贴近度呈中等相关性。混凝土强度和长径比与贴近度相关性很弱。最大环向应变、危险区集中度、结构损伤度主要由围岩等级决定,其次是埋深、运行压力、衬砌厚度,混凝土强度和长径比的影响较弱。相比之下,埋深、围岩等级、衬砌厚度、运行压力和长径比对围岩荷载分担具有较

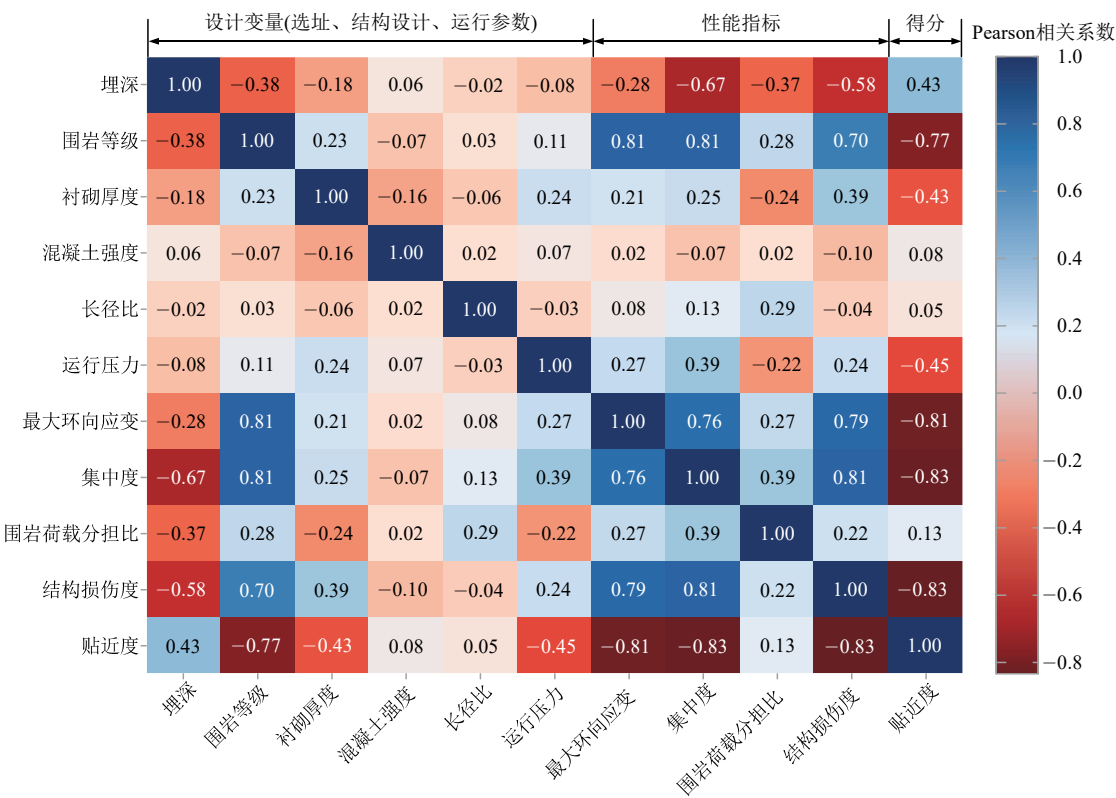


图 15 参数敏感性分析的 Pearson 相关系数热图汇总

Fig.15 Pearson correlation coefficient heatmap summarizing parameter sensitivity analysis

显著的影响，混凝土强度几乎没有影响。然而，高强度的混凝土会增加混凝土中的环向应力，并可能进一步加剧开裂的发展。不同参数之间的 Pearson 相关系数可以帮助确定设计建造的优先级，从而指导 LRC 储气库设计优化的流程。

6.3 LRC 组合结构协同优化策略

通过上述参数敏感性分析和基于 PFLC 的多属性决策，将节 2.4 中的 41 种数值模拟方案进行综合决策得到的结果汇总在图 16 中(由于失稳导致变形过大，计算无法收敛，去除了 500 m 埋深和 III 级围岩组合的结果以及 IV 级围岩的 4 种埋深的结果。同时为了保持同一参数结果的连续性，绘图时补充了 4 个基准值的结果，共 45 种方案)。

由图 16 可得， $P = 0$ 工况(安装衬砌但未注气)是正理想解，低气压方案最优，其次是 0.5 m 厚度的薄内衬方案，0.75 m 厚度的衬砌与 $P=[8, 9, 10]$ MPa 的组合方案，I 级围岩与 300 m 埋深组合方案，II 级围岩与 200 m 埋深组合方案。III 级围岩的方案显然是最差的，较差的围岩需要更大的埋深才能达到最优值，增加了开挖阶段的失稳风险。运行压力最优解出现在低气压区间[0, 3] MPa 与 9 MPa(II 级围岩无侧限抗压强度)附近。球形洞室的贴进度小

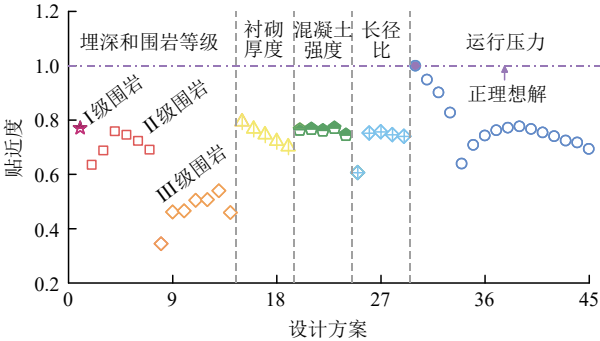


图 16 LRC 不同组合结构方案决策得分

Fig.16 Decision scores of different LRC composite-structure schemes

于隧道形洞室，且贴进度受混凝土强度变化的影响最小。

因此，可以提出几个优化建议，作为 LRC 建造设计的参考：(1) 选址作为影响最显著的因素，应作为设计优先级考虑；高围岩强度区域可降低高地应力要求，建造浅埋 LRC 以平衡稳定性与建设成本。(2) 高强度混凝土对综合评价无显著正向影响，且脆性特征显著，易在局部积累断裂能，导致局部损伤，建议优先选用中低强度、韧性较好的混凝土。(3) 在保证衬砌整体刚度的前提下，减小衬砌厚度可增强组合结构的协同承载效应，且能降低施工成

本。(4) 当洞室长径比过大时, 建议对隧道中部实施局部加固, 以维持衬砌整体刚度。(5) 最大运行气压应控制在岩体无侧限抗压强度范围内; 增加埋深(通过增大地应力)可提高围岩屈服对应的临界气压, 但会增加建设成本、风险及施工难度。这些建议可为复杂地应力条件下的 LRC 储氢库精细化选址、结构设计及安全运行提供参考。

7 结 论

本研究建立了 LRC 组合结构三维数值模型, 系统探究了组合结构的应力传递、荷载分担特性以及损伤演化机制。开发了适用于 LRC 的 PFLC 多属性决策方法, 实现了复杂工况下 LRC 力学性能的综合评价, 进而构建了基于地质适应性与工程可控性的多目标优化框架, 为工程决策提供了量化依据。主要结论如下:

(1) 围岩强度对 LRC 性能影响最为显著。埋深、衬砌厚度和运行压力与综合评价呈中等相关性。混凝土强度和长径比与综合评价相关性较弱, 但长径比对 LRC 应力分布均匀性与荷载分配模式具有较大影响。

(2) 提出刚度调节理念, 衬砌作为荷载传递结构, 通过降低结构刚度, 可以改变刚度占比实现衬砌-围岩协同承载。

(3) 洞内气压通过与地应力的叠加效应改变围岩的受力状态, 在气压达到岩体无侧限抗压强度后, 围岩进入弹塑性屈服阶段, 危险区集中度、环向应变及结构损伤度均出现较大增幅。

(4) 提出了几个协同优化建议: 选址是影响最显著的因素, 应作为设计优先级考虑; 高围岩强度区域($\geq$ II 级)可降低高地应力要求, 埋深降至 200 m 以内, 以建造浅埋 LRC; 高强度混凝土对综合评价无显著正向影响, 且脆性特征显著, 易在局部积累断裂能, 导致局部损伤, 因此建议优先选用 C30~C35 韧性较好的混凝土; 适当减小衬砌厚度至 0.5 m 可促进协同承载, 但需要降低长径比或实施轴向加固以维持整体刚度; 运行气压应控制在岩体无侧限抗压强度以内, 增加埋深(通过增大地应力)可提高围岩屈服对应的临界气压, 但会增加建设成本、风险及施工难度。

本研究建立的 LRC 组合结构三维数值模型虽然可以有效地分析储气库力学响应特性, 但是无法对气密性进行直接评价, 且氢气的扩散迁移能力与

热效应更显著。因此, 对于之后开展 LRC 储氢库气密性的研究, 有必要引入热-流-固多场耦合理论与氢气的真实气体状态方程, 考虑局部损伤造成的渗透性提高, 针对气密性提出更准确的设计建议。

参考文献(References):

- [1] PAN B, YIN X, JU Y, et al. Underground hydrogen storage: Influencing parameters and future outlook[J]. *Advances in Colloid and Interface Science*, 2021, 294: 102473.
- [2] LIU W, ZHANG Z, CHEN J, et al. Feasibility evaluation of large-scale underground hydrogen storage in bedded salt rocks of China: A case study in Jiangsu Province[J]. *Energy*, 2020, 198: 117348.
- [3] 葛鑫博, 黄俊, 赵同彬, 等. 基于知识图谱的地下压缩空气储能研究进展[J]. *煤炭科学技术*, 2025, 53(4): 80-103. (GE Xinbo, HUANG Jun, ZHAO Tongbin, et al. Research progress on underground compressed air energy storage based on knowledge graph[J]. *Coal Science and Technology*, 2025, 53(4): 80-103. (in Chinese))
- [4] MASOUDI M, HASSANPOURYOUBAND A, HELLEVANG H, et al. Lined rock caverns: A hydrogen storage solution[J]. *Journal of Energy Storage*, 2024, 84: 110927.
- [5] WEI W, ALZAYER Y, ALSOFI A, et al. Underground hydrogen storage: Comprehensive screening and ranking of depleted oil and gas reservoirs for their potentials[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2026, 225: 116198.
- [6] HEINEMANN N, BOOTH M G, HASZELDINE R S, et al. Hydrogen storage in porous geological formations – onshore play opportunities in the midland valley (Scotland, UK)[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2018, 43(45): 20 861-20 874.
- [7] LIU H, WANG G, YANG C, et al. Rock strength weakening subject to principal stress rotation: Experimental and numerical investigations[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2024, 16(9): 3 544-3 557.
- [8] DAMASCENO D R, SPROSS J, JOHANSSON F. Rock mass response for lined rock caverns subjected to high internal gas pressure[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2023, 15(1): 119-129.
- [9] DAMASCENO D R, SPROSS J, JOHANSSON F. Effect of rock joints on lined rock caverns subjected to high internal gas pressure[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2023, 15(7): 1 625-1 635.
- [10] PERAZZELLI P, ANAGNOSTOU G. Design issues for compressed air energy storage in sealed underground cavities[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2016, 8(3): 314-328.
- [11] CHAO Y, YI C, SHUCHEN L, et al. Research on the uplift failure mode of overlying rock mass under injection and withdrawal cycles in dual-parallel lined rock caverns for underground hydrogen storage[J]. *Journal of Energy Storage*, 2025, 134: 118139.
- [12] WANG C. Mechanical behavior and air tightness of roadway surrounding rock under high internal pressure[J]. *Pure and Applied Geophysics*, 2024, 181(4): 1 221-1 240.
- [13] XIANG Y, ZHANG G, WANG X, et al. Load-sharing characteristics of lined rock caverns of compressed air energy storage system: A

- theoretical analysis[J]. *Applied Energy*, 2025, 388: 125626.
- [14] 王其宽, 张彬, 王汉勋, 等. 内衬式高压储气库群布局参数优化及稳定性分析[J]. *工程地质学报*, 2020, 28(5): 1123 - 1131.(WANG Qikuan, ZHANG Bin, WANG Hanxun, et al. Optimization and stability analysis of layout parameters of lined high-pressure gas storage caverns[J]. *Journal of Engineering Geology*, 2020, 28(5): 1123 - 1131. (in Chinese))
- [15] LANGFORD J C, DIEDERICH S M. Reliability based approach to tunnel lining design using a modified point estimate method[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2013, 60: 263 - 276.
- [16] DAMASCENO D R, SPROSS J, JOHANSSON F. Reliability-based design tool for gas storage in lined rock caverns[J]. *Georisk-Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards*, 2023, 18(2): 410 - 422.
- [17] PARK D, KIM H M, RYU D W, et al. Probability-based structural design of lined rock caverns to resist high internal gas pressure[J]. *Engineering Geology*, 2013, 153: 144 - 151.
- [18] 张国华, 相月, 王薪锦, 等. 压气储能地下内衬储气库结构荷载分担解析解及影响因素分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2024, 43(增2): 3633 - 3650.(ZHANG Guohua, XIANG Yue, WANG Xinjin, et al. Analytical solution for load sharing in the structure of an underground lined rock cavern for compressed air energy storage and analysis of influencing factors[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2024, 43(Supp.2): 3633 - 3650.(in Chinese))
- [19] HAFNER T, MACHER J, BRANDSTÄTTER S, et al. Advancing hydrogen storage: Development and verification of a high-pressure permeation test setup for polymeric barrier materials[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 96: 882 - 891.
- [20] JOHANSSON J. High pressure storage of gas in lined rock caverns: Cavern wall design principles[Ph. D Thesis][D]. Stockholm, Sweden: KTH Royal Institute of Technology, 2003.
- [21] XIAC, XU Y, ZHOU S, 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.
- [22] MIAO X, ZHANG K, WANG J, et al. Coupled thermodynamic and thermomechanical modelling for compressed air energy storage in underground mine tunnels[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2024, 176: 105717.
- [23] HUANG J, GE X, MA H, et al. Exploration of thermo-fluid-heat transfer evolution in salt cavern compressed air energy storage system under high-frequency injection and production conditions[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2025, 162: 106688.
- [24] MANSSON L, MARION P, JOHANSSON J. Demonstration of the LRC gas storage concept in Sweden[C]// *International Gas Union World Gas Conference Papers*. Amsterdam, Netherlands: [s. n.], 2006: 404 - 420.
- [25] LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A plastic-damage model for concrete[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1989, 25(3): 299 - 326.
- [26] LEE J, FENVES G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1998, 124(8): 892 - 900.
- [27] 郭嘉伟, 徐彬. 混凝土损伤塑性模型损伤因子的取值及应用研究[J]. *甘肃科学学报*, 2019, 31(6): 88 - 92.(GUO Jiawei, XU Bin. Study on value and application of the damage factors of concrete damaged plasticity model[J]. *Journal of Gansu Sciences*, 2019, 31(6): 88 - 92.(in Chinese))
- [28] GLAMHEDEN R, CURTIS P. Excavation of a cavern for high-pressure storage of natural gas[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2006, 21(1): 56 - 67.
- [29] BOGENFELD R, LÜDERS C, EBERMANN M, et al. A direct correlation between damage parameters and effective permeation coefficients in composite laminates[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2024, 185: 108307.
- [30] CHOINSKAM, KHELIDJ A, CHATZIGEORGIOU G, et al. Effects and interactions of temperature and stress-level related damage on permeability of concrete[J]. *Cement and Concrete Research*, 2007, 37(1): 79 - 88.
- [31] HAN B, XIE S Y, SHAO J F. Experimental investigation on mechanical behavior and permeability evolution of a porous limestone under compression[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(9): 3425 - 3435.
- [32] HOSEINI M, BINDIGANAVILE V, BANTHIA N. The effect of mechanical stress on permeability of concrete: A review[J]. *Cement and Concrete Composites*, 2009, 31(4): 213 - 220.
- [33] RUTQVIST J, KIM H M, RYU D W, et al. Modeling of coupled thermodynamic and geomechanical performance of underground compressed air energy storage in lined rock caverns[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2012, 52: 71 - 81.
- [34] 蒋中明, 刘宇婷, 陆希, 等. 压气储能内衬洞室储气关键问题与设计要点评述[J]. *岩土力学*, 2024, 45(12): 3491 - 3509.(JIANG Zhongming, LIU Yuting, LU Xi, et al. Review on key scientific and design issues of lined rock caverns for compressed air energy storage[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2024, 45(12): 3491 - 3509.(in Chinese))
- [35] 徐选华, 吴慧迪. 基于改进云模型的语言偏好信息多属性大群体决策方法[J]. *管理工程学报*, 2018, 32(1): 117 - 125.(XU Xuanhua, WU Huidi. Approach for multi-attribute large group decision-making with linguistic preference information based on improved cloud model[J]. *Journal of Industrial Engineering Management*, 2018, 32(1): 117 - 125.(in Chinese))
- [36] PARK H J, UM J G, WOO I, et al. Application of fuzzy set theory to evaluate the probability of failure in rock slopes[J]. *Engineering Geology*, 2012, 125: 92 - 101.
- [37] 黄俊杰, 陈刚. 基于云模型的 Pythagorean 模糊语言多属性决策方法[J]. *计算机应用研究*, 2023, 40(7): 2096 - 2100.(HUANG Junjie, CHEN Gang. Multi-attribute decision-making method based on cloud model with Pythagorean fuzzy linguistic numbers[J]. *Applied Research in Computers*, 2023, 40(7): 2096 - 2100.(in Chinese))
- [38] 章穗, 张梅, 迟国泰. 基于熵权法的科学技术评价模型及其实证研究[J]. *管理学报*, 2010, 7(1): 34 - 42.(ZHANG Sui, ZHANG Mei, CHI Guotai. The science and technology evaluation model based on entropy weight and empirical research during the 10th five-year of China[J]. *Chinese Journal of Management*, 2010, 7(1): 34 - 42.(in Chinese))