储能测试与评价

层间热失配与滑移引起的浅埋压气储能内衬洞室承载特性与设计建议

王子君[1]，闫志远[1]，闻 锐[2]，沈 雷[1]，张继勋[1]，任旭华[1]
（[1]河海大学水利水电学院，江苏 南京 210024；[2]上海勘测设计研究院有限公司，上海 200434）

摘 要：压缩空气储能电站的浅埋储气洞室承受高内压（大于地应力）和大温差等循环荷载作用，其“钢板密封层-混凝土衬砌-围岩”复合内衬的承载特性是结构设计的重要依据。本文针对内蒙古在建148 m埋深的储气洞室，采用热弹塑性损伤和热接触模型分析充放气循环过程中复合内衬的承载变化规律，研究发现：在高温高压的充气储能工况下，钢材热膨胀性能大于混凝土与岩石，导致复合内衬层间产生温度应变（热）失配现象，当考虑层间摩擦接触滑移效应时，混凝土衬砌因与钢板密封层之间发生滑移导致裂缝宽度增加，而对应钢板密封层应力下降（87.4 MPa）；在低温低压的放气发电工况下，复合内衬总体变形较小，但钢板密封层产生最大的冷缩应变，其弹性应变增加，进而产生循环周期最大弹性应力（272.6 MPa），以满足衬砌整体变形协调，这说明该工况才是钢板密封层设计依据。上述运行工况分析揭示了浅埋储气洞室荷载在围岩-混凝土衬砌-钢板密封层之间的循环转移机制，说明浅埋储气洞室在设计计算时需要考虑热失配和层间滑移的作用。

关键词：压缩空气储能；热力耦合分析；层间接触；荷载转移机制
doi：10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0433
中图分类号：TK 02 文献标志码：A 文章编号：2095-4239（2026）09-3787-13

Load characteristics and design recommendations for lined rock caverns in shallow-buried compressed air energy storage considering thermal strain mismatch and interlayer slip

WANG Zijun[1], YAN Zhiyuan[1], WEN Rui[2], SHEN Lei[1], ZHANG Jixun[1], REN Xuhua[1]
([1]College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, Jiangsu, China; [2]Shanghai Investigation, Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200434, China)

Abstract: Shallow-buried air storage caverns in compressed air energy storage (CAES) power stations are subjected to cyclic high internal pressures (exceeding in situ stress) and marked temperature variations. The load-bearing behavior of the "steel sealing layer-concrete-rock" composite lining is critical for structural design. Focusing on an under-construction underground CAES cavern at a depth of 148 m in Inner Mongolia, this study analyzes the evolution of the composite lining load-bearing capacity during charge-discharge cycles, considering thermo-elastoplastic damage and thermal contact behavior. During the high-temperature, high-pressure charging stage, a thermal strain mismatch occurs among the steel

收稿日期：2026-05-18；修改稿日期：2026-06-19。
基金项目：国家自然科学基金资助项目（12572240，U25B20223）；上海勘测设计研究院有限公司科研项目（2024-（S-2）W-0033）。
第一作者：王子君（2002—），女，硕士研究生，研究方向为压缩空气储能地下结构，E-mail：241602010101@hhu.edu.cn；通信作者：沈雷，副教授，研究方向为抽水蓄能和压气储能地下洞室结构安全分析，E-mail：shenl@hhu.edu.cn。
引用本文：王子君, 闫志远, 闻锐, 等. 层间热失配与滑移引起的浅埋压气储能内衬洞室承载特性与设计建议[J]. 储能科学与技术, 2026, 15(9): 3787-3799.
Citation：WANG Zijun, YAN Zhiyuan, WEN Rui, et al. Load characteristics and design recommendations for lined rock caverns in shallow-buried compressed air energy storage considering thermal strain mismatch and interlayer slip[J]. Energy Storage Science and Technology, 2026, 15(9): 3787-3799.

sealing layer, concrete lining, and surrounding rock because of their different thermal expansion coefficients. When interlayer frictional slip effects are considered, crack widths in the concrete lining increase owing to the relative slip between the concrete lining and the steel sealing layer. Correspondingly, the stress of the steel sealing layer decreases to 87.4 MPa. During the low-temperature, low-pressure discharging stage, the steel sealing layer exhibits the maximum elastic strain and thus the maximum stress (272.6 MPa), although the overall lining deformation remains relatively small. These results demonstrate that the discharging stage is critical for steel sealing layer structure design. In summary, the thermomechanical analysis of the operating conditions reveals a cyclic load-transfer mechanism among the surrounding rock, concrete lining, and steel sealing layer. These results underline the need to account for thermal mismatch and interlayer slip in structural design calculations for shallow-buried air storage caverns.

Keywords: compressed air energy storage; thermo-mechanical coupling analysis; interlayer contact; load transfer mechanism

压缩空气储能（compressed air energy storage，CAES）技术作为一种对地形和水资源依赖较低的储能技术，可有效弥补抽水蓄能在特定区域应用的局限性[1]。其工作原理是利用用电低谷时的富余电力将空气压缩并储存在储气设备中，在用电高峰期将压缩空气释放出来推动透平发电[2]。储气构造物主要包括盐穴、含水层、废弃矿洞和人工开挖的硬岩洞室[3]。前三者很大程度上受到地质条件的限制，所以在硬岩中开挖的衬砌洞室（lined rock cavern，LRC）正在成为一种大众化的选择。

LRC主要由密封层、混凝土衬砌和围岩组成。其中，密封层主要起到防止气体泄漏的作用，混凝土衬砌起到内压传递作用，将压缩气体产生的内压传递到围岩结构上，围岩则作为主要的承载结构[4]。对于压气储能地下洞室，埋深对结构受力与经济性影响较大[5-6]。深埋洞室地应力水平较高，围岩可分担更多荷载，从而大幅降低衬砌与密封层的承载压力；然而，从经济性角度考虑，浅埋式洞室则因建设成本较低而展现出一定优势。现场监测结果表示LRC实际受力分配与理论存在偏差。湖南某储气洞室监测数据表明，密封层、钢筋混凝土衬砌与围岩分别承担内压的2.07%、27.55%和70.38%[7]。此外，Xu等[8]基于大尺度物理模型试验发现，随着循环次数的增加，围岩与衬砌界面接触压力逐渐增大，表明洞室的荷载转移机制具有显著的时变演化特征，而非传统理论假定的静态分配。

尽管已有研究对围岩-衬砌组合结构的力学响应进行了分析[9-10]，但现有理论模型在解释上述现场现象时仍存在3方面的局限。第一，目前理论解析解[11-12]和数值模拟[13]的研究主要集中于等温条件下的纯力学分析，普遍认为衬砌的分担比例主要取决于围岩的刚度与强度，忽略了充放气循环过程中温度变化对结构受力的影响。但钢板密封层、混凝土衬砌与围岩具有不同的热力学特性，不同的热力学特性会导致各结构之间的变形不协调，即热应变不匹配，从而影响储气洞室的荷载转移机制。第二，少有涉及热力耦合影响的数值模拟研究，大多假设混凝土为线弹性，忽略了循环荷载作用下的力学损伤[14-16]。温度变化会引发温度应力，温度应力和内压荷载的共同作用使得混凝土衬砌发生塑性变形与损伤，引发裂缝的产生，从而使得密封层处产生局部应力集中现象，影响结构整体安全[17-18]。蒋中明等[19]虽指出温度荷载对衬砌环向应力与裂缝扩展的影响，但未进一步耦合层间接触滑移对荷载重分配的调控作用。第三，关于各结构层之间的接触非线性的研究尚不充分，忽略接触影响会导致荷载传递与承载特性分析不合理。傅丹等[20]证实了钢材-混凝土界面摩擦系数与初始缝隙对钢材应力峰值及分布的显著影响，但其模型仅考虑内压荷载，未考虑热力耦合作用下热应变失配对层间滑移的影响，与实际运行中温度变化引发的复杂应力场存在差异。

为解决上述研究问题，本工作针对我国内蒙古自治区某压气储能地下储气库工程建立精细化模

型，考虑材料的非线性以及层间接触的影响，分析热力耦合作用下储气洞室承载特性，重点揭示考虑层间接触滑移作用对结构受力与传力的影响，阐明“钢板密封层-钢筋混凝土衬砌-围岩”之间的循环荷载转移机制，并提出基于低温低压控制工况的复合内衬设计建议，以修正现有理论偏差，为浅埋CAES洞室的安全设计提供理论支撑。

1　模型及数值求解

1.1　基本理论

开展储气过程中充气与放气阶段的热力耦合响应特征研究。与先前研究不同，本研究同时考虑了层间接触及力学摩擦行为，以更真实地反映荷载在结构中的转移过程。

1.1.1　热力耦合方程

同时求解力学变形与温度演化过程，并考虑热场与力场之间的耦合作用。力学控制方程为

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{b} = 0 \tag{1}$$

式中，$\boldsymbol{b}$为单位体积体力；$\boldsymbol{\sigma}$为柯西应力张量。

$$\boldsymbol{\sigma} = (1-d)\bar{\boldsymbol{\sigma}} = (1-d)\boldsymbol{C}^0 :: \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{el}} = (1-d)\boldsymbol{C}^0 :: \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{th}} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}\right) \tag{2}$$

式中，$\bar{\boldsymbol{\sigma}}$为有效应力张量；$\boldsymbol{C}^0$为初始弹性模量四阶张量；$d$为损伤因子；$\boldsymbol{\varepsilon}$为应变张量，可分解为弹性应变张量$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{el}}$、塑性应变张量$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}$和温度应变张量$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{th}}$。损伤因子的表达式为

$$d = 1 - (1-d_t)(1-d_c) \tag{3}$$

式中，d_t为拉伸损伤因子；d_c为压缩损伤因子。

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{th}} = \alpha(T - T_0)\boldsymbol{I} \tag{4}$$

式中，α为线膨胀系数；T与T_0分别为当前温度与参考温度。

能量守恒方程为

$$\rho c\dot{T} = -\nabla \cdot (\lambda \nabla T) \tag{5}$$

式中，ρ为材料密度；c为比热容；λ为导热系数。

1.1.2　接触方程

本工作采用基于接触的界面模型，以更真实地模拟各结构层之间的力学与热学相互作用。相互作用表面的法向接触采用“硬接触”行为进行模拟，该模型严格满足不可穿透条件，并允许表面分离且不传递拉应力。

$$g_n \geqslant 0, p_n \leqslant 0; g_n p_n = 0 \tag{6}$$

式中，g_n为法向间隙；p_n为法向接触压力。在该方法中，法向接触相互作用由互补约束控制，而切向接触牵引力则受摩擦滑动条件约束。

切向接触行为采用拉格朗日乘子法结合库仑摩擦定律[21]进行描述：

$$\tau = \mu p_n \tag{7}$$

式中，τ为切向摩擦力；μ为摩擦系数。此外，仅当接触约束被激活时，界面间才发生热传导，此时对应的接触节点温度相同，即不考虑接触热阻。

1.2　模型及边界条件

1.2.1　模型设置

针对我国内蒙古自治区某在建压气储能地下储气库工程，建立有限元数值模拟模型，如图1所

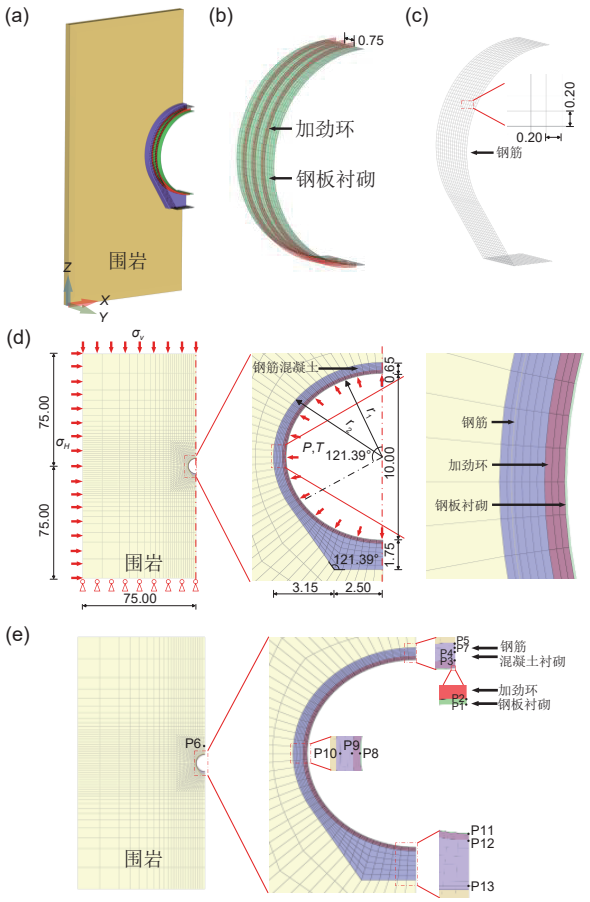


图1　数值计算模型及边界条件：(a) 计算模型图；(b) 加劲环与钢板密封层组合结构图；(c) 钢筋排布；(d) 模型几何尺寸及边界条件；(e) 模型测点位置

Fig. 1　Numerical calculation model and boundary conditions: (a) Graph of the model; (b) The configuration of stiffening rings and steel liner; (c) The steel reinforcement structure; (d) Model geometric dimensions and boundary conditions; (e) The position of the model observation points

示。储气库洞室埋深为148 m；洞心距模型边界垂直距离为75 m，为7.5倍洞径；模型厚度为3 m，可认为模型尺寸对计算结果无影响。洞室直径为10 m，密封层采用厚22 mm的钢板，钢板密封层上焊加劲环，加劲环高0.2 m，壁厚22 mm，间距0.75 m，C40混凝土衬砌厚度为0.65~1.75 m，钢筋采用HRB400，环向钢筋直径为20 mm，纵向钢筋直径为16 mm。模型剖分采用六面体单元网格。钢板密封层-加劲环与混凝土、混凝土与围岩之间采用面-面接触关系，摩擦系数取0.9。通过观测13个点的计算结果，对复合支护结构荷载转移机制进行分析研究，测点位置见表1。

表1 模型测点位置

Table 1 Observation points in the model

测点编号	测点位置/m	备注
P1	r=5.00	洞室顶部钢板密封层与气体接触面
P2	r=5.022	洞室顶部钢板密封层与加劲环接触面
P3	r=5.222	洞室顶部加劲环与混凝土衬砌接触面
P4	r=5.447	洞室顶部混凝土衬砌内
P5	r=5.672	洞室顶部混凝土衬砌与围岩接触面
P6	r=10.38	洞室顶部围岩内
P7	r=5.552	洞室顶部钢筋上
P8	r=5.00	洞室侧壁钢板密封层与气体接触面
P9	r=5.222	洞室侧壁加劲环与混凝土衬砌接触面
P10	r=5.552	洞室侧壁钢筋上
P11	r=5.00	洞室底部钢板密封层与气体接触面
P12	r=5.222	洞室底部加劲环与混凝土衬砌接触面
P13	r=5.552	洞室底部钢筋上

1.2.2 计算参数

混凝土采用CDP（concrete damaged plasticity，混凝土损伤塑性）本构模型，其通过引入损伤因子来描述混凝土在拉伸和压缩过程中的损伤行为，明确考虑了循环荷载条件下的累积损伤，适用于模拟混凝土结构在复杂应力状态下的力学性能。依据标准《混凝土结构设计标准》（GB/T 50010—2010）可得CDP模型应力-应变关系与对应的损伤因子曲线见图2。围岩采用摩尔-库仑本构模型。钢构件（加劲环、钢板密封层和钢筋）采用弹性本构模型。模型具体参数见表2。

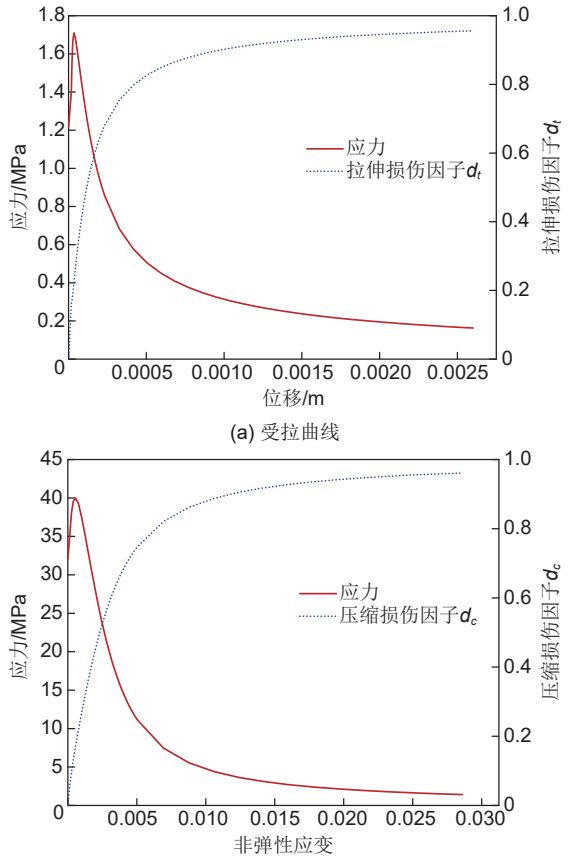


图2 C40混凝土应力-应变与损伤因子-应变曲线

Fig. 2 Stress-strain curves and damage factor-strain curves of C40 concrete

表2 材料物理力学参数

Table 2 Physical and mechanical parameters of materials

结构	密度/(kg/m^3)	弹性模量/GPa	内摩擦角/(°)	黏聚力/MPa	泊松比	线膨胀系数/K^{-1}	比热容/[J/(kg·K)]	导热系数[W/(m·K)]
围岩	2600	14	49	1.35	0.23	1.2×10^{-5}	1048	1.99
混凝土	2400	32.5	—	—	0.2	1.2×10^{-5}	837	1.4
加劲环	7850	210	—	—	0.3	1.7×10^{-5}	500	45
钢板密封层	7850	210	—	—	0.3	1.7×10^{-5}	500	45
钢筋	7900	210	—	—	0.3	1.7×10^{-5}	500	45

1.2.3 边界条件

储气洞室以24 h为一个运行周期，对洞室开展30次循环（720 h）耦合模拟。首先忽略储气洞室内空气温度和压力空间非均匀性。依据内气压和气温变化，1个运行周期分为4个阶段，如图3所示。①充气升温阶段（0~8 h）：该阶段气体温度从初始

地温8℃升至70℃，气压由0.1 MPa（大气压）升至10 MPa。②高温高压保持阶段（8~18 h）：该阶

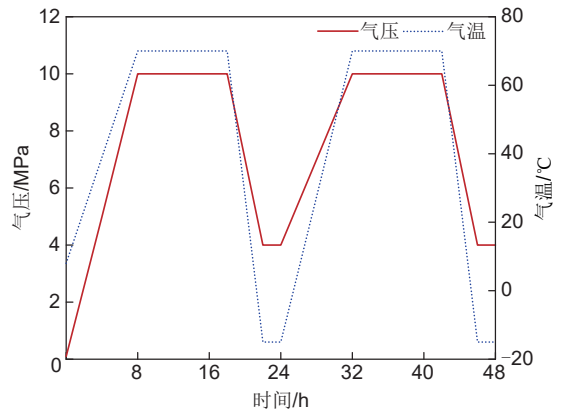


图3　气温气压变化过程图

Fig. 3　Graph of air pressure and air temperature

段气温和气压分别保持70℃和10 MPa不变。③放气降温阶段（18~22 h）：该阶段气体温度由70℃降至−15℃，气压由10 MPa降至4 MPa。④低温低压保持阶段（22~24 h）：该阶段气温气压分别保持−15℃和4 MPa不变。从第2个循环开始，气温由−15℃升至70℃，气压由4 MPa升至10 MPa，其余阶段与第1个循环保持一致。储气库洞室壁面采用热对流方式传热，空气与钢板密封层的对流换热系数为50 W/(m²·K)。四周远端围岩均为固定温度8℃。

2　层间接触影响分析

为研究各结构层之间的相对滑移对结构受力的影响，将钢板密封层−加劲环与混凝土衬砌接触面以及混凝土衬砌与围岩接触面分别设定为接触和绑定两种模式展开分析。图4给出了钢板密封层、加劲环与混凝土衬砌第24 h接触状态云图。两种模式下钢板密封层与加劲环von Mises应力变化和钢筋最大主拉应力变化曲线如图5所示。

各结构应力在接触模式和绑定模式下的变化趋

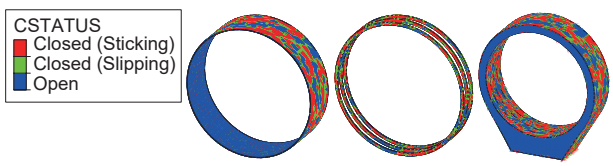


图4　第24 h钢板密封层、加劲环与混凝土衬砌接触状态

Fig. 4　Contact status of steel liner, stiffening ring and concrete lining at 24 h

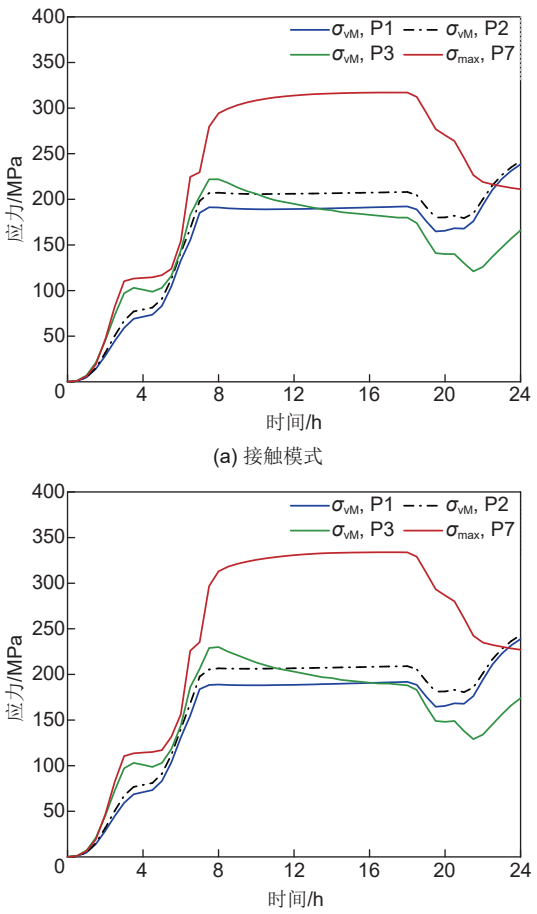


图5　钢板密封层、加劲环、钢筋应力变化

Fig. 5　Stress variation of steel liner, stiffening ring and steel reinforcement

势保持一致，各结构峰值应力出现在同一时刻。如图5所示，钢板密封层在P1处最大von Mises应力出现在24 h，加劲环在P3处的最大von Mises应力出现在8 h，钢筋在P7处的最大拉应力出现在18 h。但绑定模式下各结构受力均大于接触模式。在绑定和接触两种计算结果中，P1处最大von Mises应力依次为238.9 MPa和238.3 MPa；P3处最大von Mises应力依次为230.0 MPa和222.0 MPa；P7处最大拉应力依次为333.8 MPa和317.0 MPa。这是由于绑定模式下钢板密封层−加劲环与混凝土衬砌、混凝土衬砌与围岩间接触共节点，在气压和温度变化时，钢板密封层−混凝土衬砌−围岩作为一个整体协同变形，而钢材、混凝土与岩石的刚度不同，因此会在局部更容易出现应力集中，而接触模式允许一定的相对滑移，使得局部约束得以释放并促使内力重新分配，从而降低了应力峰值。

此外，接触模式下混凝土衬砌损伤较绑定模式下拉伸损伤增大、压缩损伤减小。由图6、图7可知，混凝土衬砌损伤在充气升温阶段与高温高压保持阶段一直处于不断发育阶段，损伤发育于18 h后趋于稳定。绑定模式下强制钢板密封层与混凝土衬砌协同变形，一方面，钢材线膨胀系数（1.7×$10^{-5}K^{-1}$）约为混凝土的1.4倍，温升过程中钢板膨胀受混凝土的约束会产生指向混凝土的法向压应力，限制混凝土的自由拉伸变形，因此拉伸损伤低于接触模式；另一方面，界面无法发生相对滑移，混凝土内部因热膨胀和受拉开裂产生的局部不均匀变形无法通过界面释放，混凝土承受更高的约束压应力，因此压缩损伤高于接触模式。由图6和图7可知，绑定模式下混凝土衬砌拉伸损伤和压缩损伤分别达到了0.8785和0.5381，接触模式下混凝土衬砌拉伸损伤和压缩损伤分别达到了0.8844和0.4666，绑定模式下混凝土衬砌损伤较接触模式下更均匀。由图8可知，钢筋所受拉应力与混凝土衬砌损伤位置保持一致，这是因为混凝土开裂后刚度退化，原本由混凝土承担的拉应力转移至钢筋。

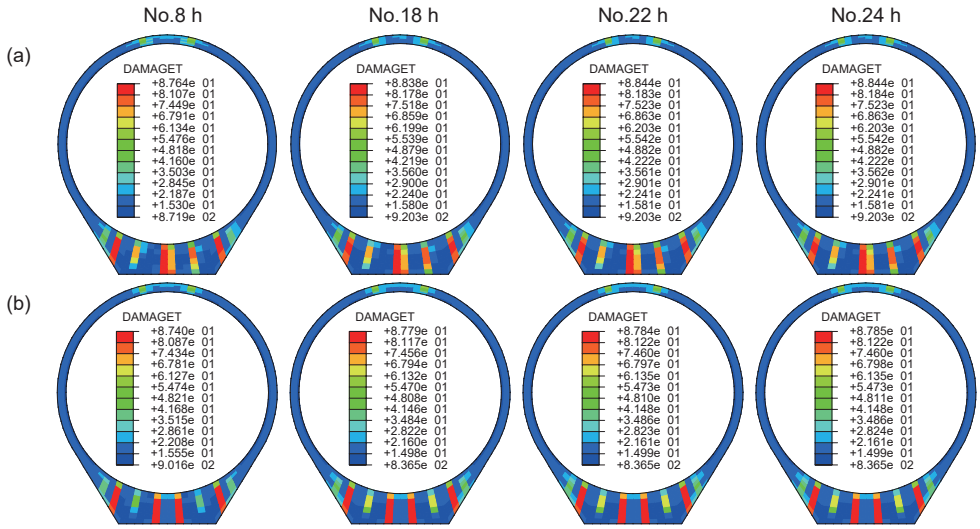


图6 混凝土衬砌拉伸损伤：(a) 接触模式；(b) 绑定模式

Fig. 6 Tensile damage of concrete lining: (a) Contact mode; (b) Binding mode

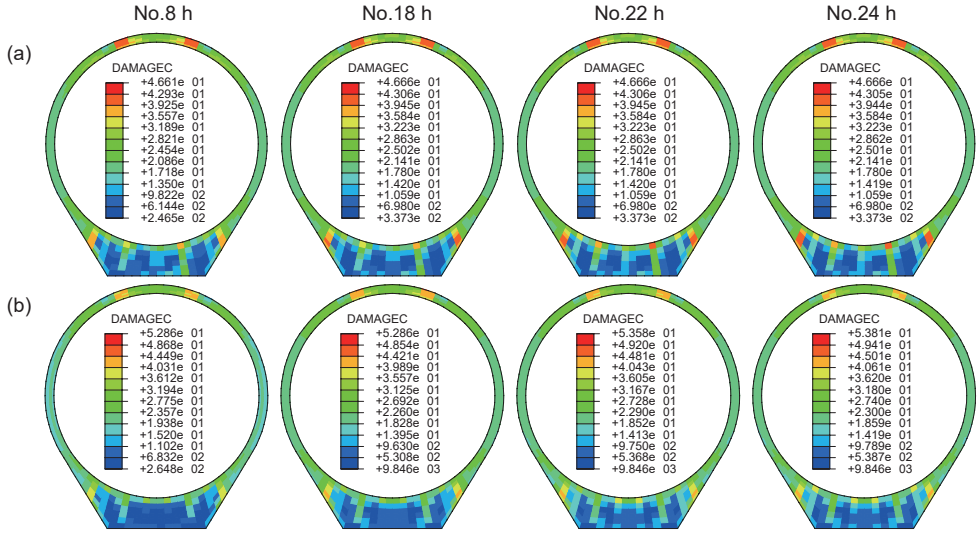


图7 混凝土衬砌压缩损伤：(a) 接触模式；(b) 绑定模式

Fig. 7 Compress damage of concrete lining: (a) Contact mode; (b) Binding mode

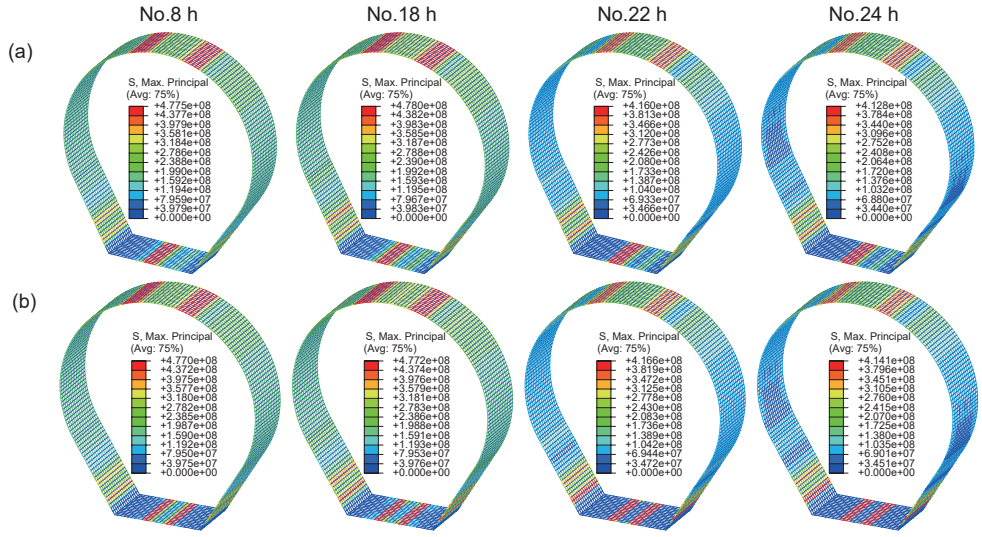


图8　钢筋最大拉应力：(a) 接触模式；(b) 绑定模式

Fig. 8　The maximum principal stress of steel reinforcement: (a) Contact mode; (b) Binding mode

由以上分析可知，绑定模式作为一种“刚性连接”的理想化假设，其强制协同变形限制了层间滑移，导致应力无法释放，从而高估了钢板密封层、加劲环与钢筋的应力，而接触模式通过模拟真实的界面行为，得出的计算结果更能正确反映各结构的应力。绑定模式下混凝土损伤分布更为均匀，低估混凝土衬砌的开裂影响。因此在评估“钢-混凝土衬砌-围岩”复合支护结构时，接触模式中考虑各结构层之间的相对滑移使得荷载传递更为充分，更符合实际。

3　复合支护结构承载特性分析

3.1　储气洞室温度分析

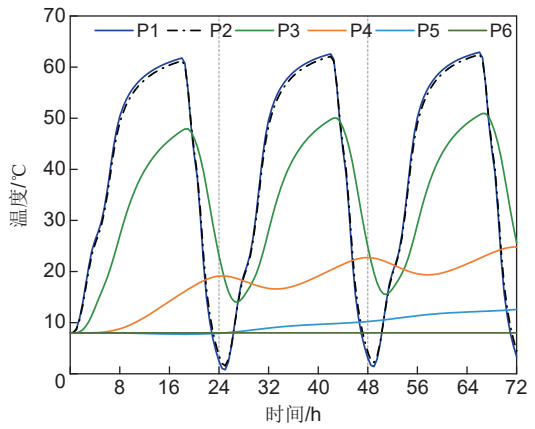
图9和图10分别为洞室顶部测点温度变化过程曲线和洞室温度分布图。图9(b)中洞室温度整体上随着运行时间的增加而增加，最终趋于稳定。图10中0 h、240 h、480 h、720 h储气洞室的最高温度分别达到8℃、37.94℃、39.41℃、39.81℃，分别增加29.94℃、1.47℃、0.40℃。由于钢材具有较大的导热系数以及压缩空气与钢板密封层内表面的对流换热，第1次充气结束时，钢板密封层内表面温度迅速升高至约50.34℃。经过30个循环后，钢板密封层内表面温度最高达到了约63.86℃。混凝土与岩石的热传导系数较小，故温度变化幅度较小，且热传导范围也较小。此外，由于空间位置差异和传热的延迟效应，不同测点在同一时刻呈现不同的变化趋势。在第29个运行周期内，P3和P4的峰值温度分别比P2晚0.5 h和5.5 h。而P5和P6远离洞室中心，不受温度荷载变化的影响，稳定增加。

3.2　储气洞室力学性能分析

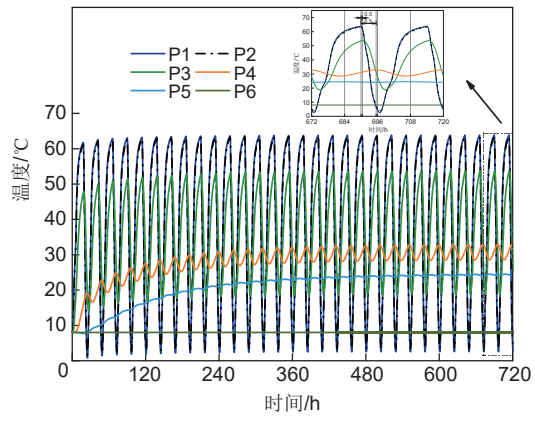
本节将通过对比分析热力耦合工况（工况1）、仅有内压荷载工况（工况2）以及仅有温度荷载工况（工况3），揭示压缩空气储能地下洞室结构荷载转移机理。主要关注各工况前3个运行周期计算结果，如图11、图12所示。图11为3种工况下钢板密封层、加劲环及钢筋的应力曲线。图12为3种工况下顶部各测点的总位移变化曲线。

3.2.1　充气升温阶段

第1个运行周期内，充气升温阶段，受到内压和温升荷载的影响，钢板密封层与加劲环所受环向拉应力以及钢筋所受最大拉应力迅速增加，如图11(a)所示。其中，3.5~4.5 h钢板密封层与加劲环的环向拉应力出现了减小的现象，主要是混凝土衬砌局部裂缝和混凝土与钢材之间的切向摩擦接触导致。钢材的热膨胀系数远大于混凝土与围岩，受到温升荷载作用，钢板密封层温度迅速升高至23.3℃（3.5 h），钢板密封层向外膨胀，而混凝土与围岩温度依然保持在8℃，钢板密封层的膨胀受到了混凝土衬砌的约束。混凝土衬砌开裂引起环向应力释放和未损伤部分弹性应变恢复，混凝土衬砌的变形则受到层间滑移以及钢板密封层、加劲环与钢筋中的荷载分布的综合影响。其原因是多层复合内衬结



(a) 3 次充放气循环



(b) 30 次充放气循环

图 9 洞室顶部测点温度变化曲线

Fig. 9 Evolution of the temperature at the measurement points on the top of the cavern

构在初始充气阶段的一种自适应荷载再分配。

3.2.2 高温高压保持阶段

高温高压保持阶段，钢板密封层与加劲环的环向拉应力减小，钢筋最大拉应力继续增加，由 198.8 MPa 增加至 323.3 MPa。与此同时，热力耦合叠加作用促进了洞室扩张趋势。如图 12(a)~(c)所示，工况 1 中 P6 处总位移增加了 0.44 mm（4.19 mm 至 4.63 mm），而工况 2 和工况 3 对应的位移增量分别为 0 mm（2.08 mm 至 2.08 mm）和 0.21 mm（0.38 mm 至 0.59 mm）。此外，围岩所受最大拉应力增大，塑性区范围扩大，如图 13 所示。由于混凝土衬砌与围岩的热膨胀系数远小于钢材的，混凝土衬砌与围岩温度传递速度较钢材慢，因此在高温高压保持阶段，工况 3 中钢材的环向压应力进一步增加。为保持变形协调，混凝土衬砌对钢板密封层与加劲环的膨胀产生了限制，使得钢材中产生了环向压应力，环向压应力抵消了部分环向拉应力，从而使得钢材所受环向拉应力减小。同时，混凝土衬砌裂缝进一步扩展，使得钢筋最大拉应力相应地进一步增加。由此可知，围岩与钢筋所承担的荷载比例上升，钢板密封层与加劲环承载比例下降。钢材应力变化转折点出现在第 7.5 h，这表明，在充气阶段热应变失配导致了钢材的应力变化，而非内压荷载的升高，这种现象被称为“热弛豫效应”。

3.2.3 放气降温阶段

放气降温阶段，钢板密封层所受环向拉应力增加，加劲环所受环向拉应力呈现先减小后增大再减小最后增大的趋势，钢筋所受最大拉应力减小。由图 11(a)、(b)可知，热力耦合工况（工况 1）下钢板密封层在 P1 处所受环向拉应力增加了 121.1 MPa（由 87.4 MPa 增加至 208.5 MPa），而仅有内压荷载的工况（工况 2）下放气阶段钢板密封层所受环向拉应力减小了 90.8 MPa（由 294.0 MPa 减小至 203.2 MPa）。这表明，受到温降荷载的冷却作用，钢板密封层热膨胀系数较大，收缩速度较混凝土衬砌快，承担的内压荷载比例较高。钢结构冷却，热应变减小，从而弹性应变比例增加，因此钢结构应力随气压减小而增加。这种现象类似于“冷却收缩

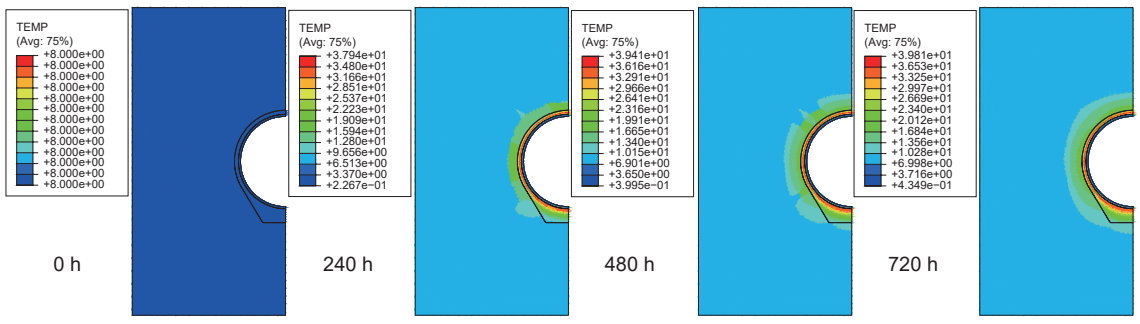
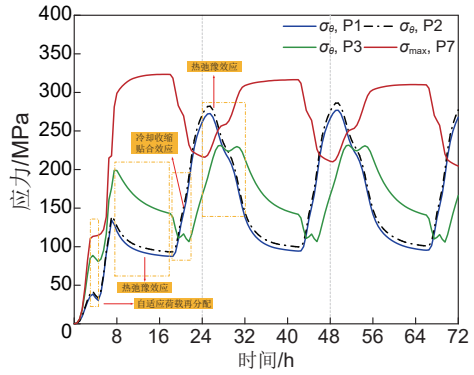
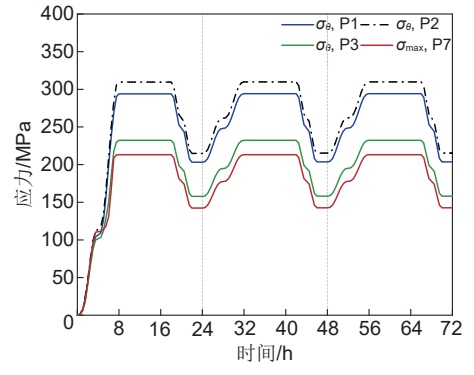


图 10 温度分布图

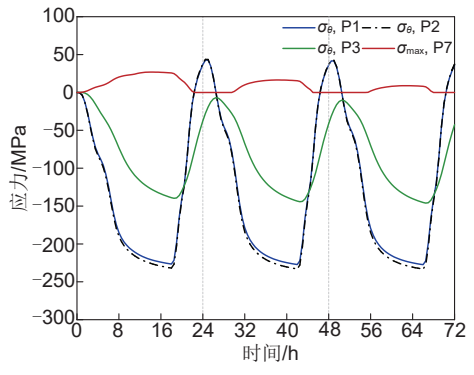
Fig. 10 Distribution of the temperature



(a) 工况 1



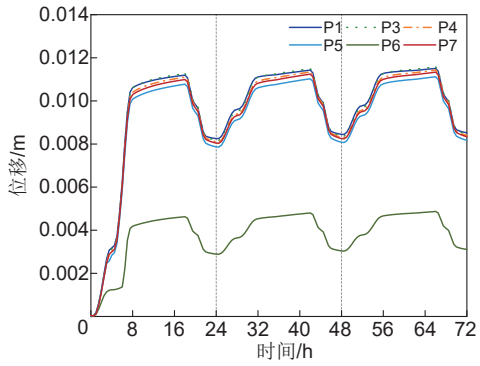
(b) 工况 2



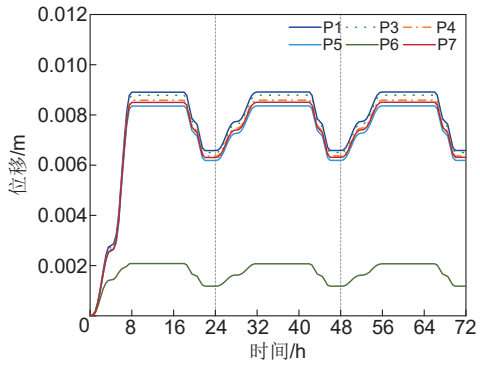
(c) 工况 3

图 11　钢板密封层、加劲环和钢筋应力变化

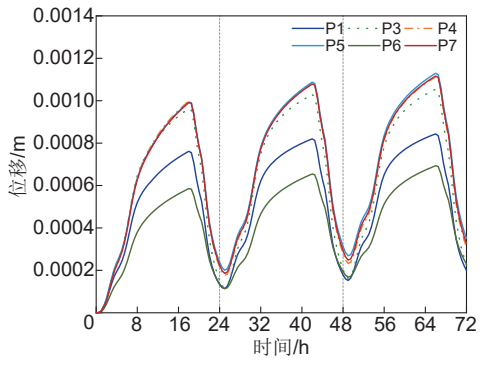
Fig. 11　Stress variation of steel liner, stiffening ring and steel reinforcement



(a) 工况 1



(b) 工况 2



(c) 工况 3

图 12　钢板密封层、加劲环和钢筋总位移变化

Fig. 12　Total displacement variation of steel liner, stiffening ring and steel reinforcement

贴合效应”。由图 11(c)可知，仅有温度荷载的工况（工况 3）下降温阶段钢板密封层在 P1 处所受环向压应力减小了 212.3 MPa（由 226.5 MPa 减小至 14.2 MPa），受到内压荷载的影响，工况 1 的环向拉应力增加值小于工况 3 的环向压应力减小值。这一显著差异证明了荷载的主要来源是内压荷载，而热应变失配主导着荷载分配。加劲环应力表现出非单调变化（先降后升）的趋势，说明温度传递相对于应力传递存在滞后效应：初期内压降低导致应力下降，随后温度降低促使应力回升。同样，由于内压大幅度减小，该阶段混凝土衬砌的损伤与围岩塑性区保持稳定，钢筋与围岩所受最大拉应力减小。

3.2.4　低温低压保持阶段

低温低压保持阶段，钢板密封层与加劲环所受拉应力继续增加，钢筋所受最大拉应力进一步减小。温降荷载进一步传递，钢板密封层与加劲环继续收缩，承载比例进一步上升，以保持变形协调。“冷却收缩贴合效应”仍然控制着应力在不同层间重新分布。该阶段混凝土衬砌的损伤与围岩塑性区保

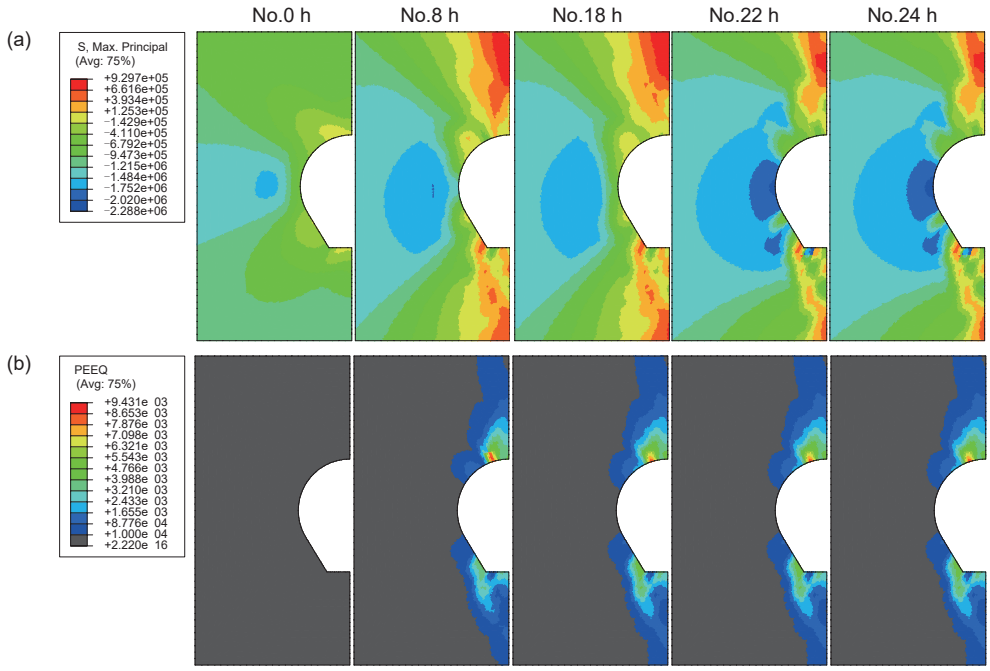


图 13　第 1 个循环围岩计算结果：(a) 最大拉应力；(b) 塑性应变

Fig. 13　Results of surrounding rock of the first cycle: (a) The maximum principal stress; (b) Plastic equivalent strain

持稳定，钢筋所受最大拉应力减小，如图 13 所示。

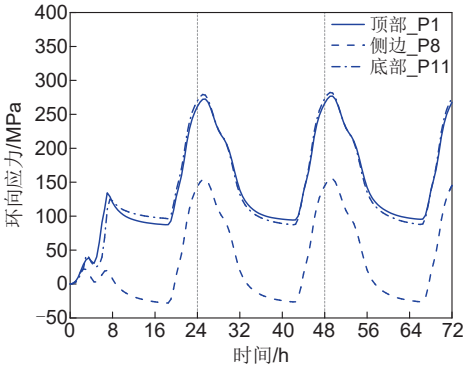
在第 2 个运行周期的充气升温阶段，钢板密封层与加劲环热膨胀受到混凝土的约束产生“热弛豫效应”，从而导致其承载比例随着温度的升高而减小。钢材所受环向拉应力总体上呈先增大后减小的趋势，该阶段温度与内压上升，弹性应变占主导地位，应力增大，当温度进一步升高时，钢材热膨胀受到约束且钢材与混凝土之间层间切向滑移加剧，混凝土损伤扩展引发应力重分布，导致应力减小。且离洞室中心较远的位置，应力峰值出现的时间较晚，如图 11(a) 所示，P1 处环向拉应力峰值为 272.6 MPa，出现在 25.5 h，而 P3 处环向拉应力峰值为 231.3 MPa，出现在 27.5 h。由图 11(a) 可以观察到加劲环在充气升温阶段所受环向拉应力出现了波动，这与温度传递和应力变化的综合作用有关。在后续的运行周期内，各结构的力学性能均符合以上规律。

3.2.5　复合支护结构破坏模式

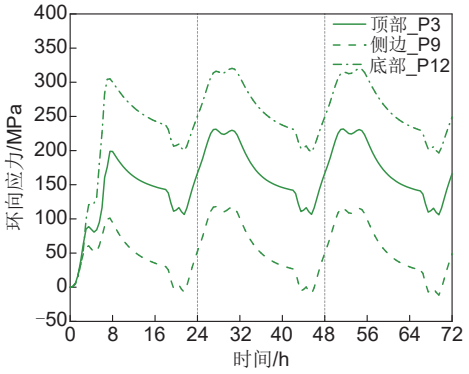
综合上述分析可知，一方面，温度荷载对钢板密封层与加劲环受力有利，对钢筋受力不利。与工况 2[图 11(b)] 相比，工况 1[图 11(a)] 钢板密封层在 P1 处的环向拉应力峰值降低了 17.2 MPa（由 294.0 MPa 降低至 276.8 MPa），加劲环在 P3 处的环向拉应力峰值降低了 1.6 MPa（由 232.3 MPa 降低至 230.7 MPa），这主要归因于“热弛豫效应”，钢材的热膨胀系数高于混凝土与围岩，充气升温阶段钢材受热膨胀受到混凝土的约束，导致部分热应变能通过界面滑移耗散，诱发混凝土损伤扩展，分担部分弹性应力，降低钢材应力；而混凝土损伤的扩展直接导致钢筋应力集中加剧，使得钢筋在 P7 处的最大拉应力峰值增加了 109.6 MPa（由 213.7 MPa 增加至 323.3 MPa）。另一方面，温度荷载会改变各结构的应力峰值时间。工况 1 中的各结构应力峰值出现在不同阶段，由于温度由内向外传递存在滞后性，且受材料热物理属性差异影响，结构难以实现同步变形协调，各结构应力峰值出现在不同阶段，钢板密封层与加劲环的环向拉应力峰值均出现在后续运行周期的充气升温阶段，而钢筋的最大拉应力峰值出现在高温高压保持阶段结束时；对于工况 2，由于不存在热应变，各结构的应力峰值均出现在高压保持阶段。这表明，忽略热应变将导致对结构最不利受力时刻的误判。

此外，水平构造应力也会对各结构应力分布造成明显影响。图 14 统计了钢板密封层、加劲环与钢筋在顶部、侧边、底部各测点的应力变化情况。结果表明，各测点变化趋势一致，但应力状态存在差异。由于钢板密封层与加劲环对混凝土衬砌损伤敏感，未发生明显损伤的边墙位置应力整体偏小，

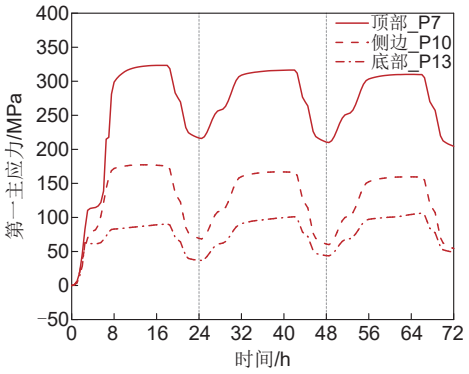
甚至出现环向受压情况，如图14(a) (b)所示。这是由于本文地下洞室所处应力场中垂直应力大于水平应力（侧压力系数为0.3），内压造成洞室顶部与底部围岩塑性破坏而释放掉了大部分结构变形，边墙



(a) 钢板密封层环向拉应力



(b) 加劲环环向拉应力



(c) 钢筋最大拉应力

图14　钢板密封层、加劲环和钢筋各测点应力变化

Fig. 14　Stress variation at each point of steel liner, stiffening ring and steel reinforcement

则因地应力抵消内压引起的拉应力而对结构产生约束作用，因此对该位置结构施加环向压力。且在高温高压保持阶段，钢板密封层进一步向外膨胀，受到外部钢筋混凝土衬砌与围岩的约束加大，进一步降低了该位置的环向拉应力，甚至出现环向压应力。由图14(c)可知，钢筋所受最大拉应力在顶部位置最大，侧壁位置次之，底部位置最小，这与混凝土衬砌损伤保持一致。

3.2.6　承载特性分析

在假设各层间变形协调（无滑移）的条件下，各结构的应力差异主要归结于以下2个原因：①各结构层之间的弹性模量的差异；②热变形的不协调。在充放气阶段，弹性模量的差异遵循一致的规律，这解释了为什么各结构应力都具有相同的变化趋势。然而，当考虑热力耦合效应时，热变形的不协调成为主要因素。钢结构（如钢板密封层、加劲环和钢筋）的应力变化趋势与岩石的应力变化趋势显著不同。

图9~图14的结果说明了以上结论。在升温过程中，钢材的热变形更为明显，占总变形的比例较大，热应变起到应力松弛的作用。反之，在温度降低的过程中，钢材的收缩较为明显，产生了收缩贴合的结果。因此，尽管由于内部空气压力降低，洞室整体收缩，但钢板密封层的应力实际上增加了，甚至超过了在充气阶段的应力。由此可知，选择低温低压阶段钢板密封层的拉应力作为结构设计的控制条件，而不是忽略热力耦合效应工况中的高温高压阶段钢板密封层所受应力。

4　结　论

本工作针对我国内蒙古地区某在建压缩空气储能地下洞室工程，采用热弹塑性损伤模型和热接触模型，系统地分析了压缩空气储能地下洞室在循环荷载作用下的钢板密封层、加劲环、混凝土衬砌和围岩结构的力学性能，研究发现：

（1）承载特性：在高内压、大温差作用下复合内衬发生层间错动，荷载在“钢板密封层-钢筋混凝土衬砌-围岩”之间循环转移。混凝土衬砌在控制钢筋应力的前提下承担径向传力作用，高温高压工况时围岩承担内压荷载，低温低压工况时钢板密封层承担内压荷载。

（2）设计建议：低温低压工况时钢板密封层应力达到循环最高值，可作为设计校核计算的工况，而非选择高温高压工况。在充气升温阶段，钢板密封层因热膨胀受到混凝土衬砌约束，出现“热弛豫效应”；而在放气降温阶段，钢材收缩导致其承载比例上升，形成“冷却收缩贴合效应”。

参考文献

[1] 陈海生, 李泓, 徐玉杰, 等. 2024年中国储能技术研究进展[J]. 储能科学与技术, 2025, 14(6): 2149-2192.
CHEN H S, LI H, XU Y J, et al. Research progress on China's energy storage technology in 2024[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(6): 2149-2192.

[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. DOI: 10.1016/j.apenergy.2016.02.108.

[3] 蒋中明, 唐栋, 李鹏, 等. 压气储能地下储气库选型选址研究[J]. 南方能源建设, 2019, 6(3): 6-16. DOI:10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2019.03.002.
JIANG Z M, TANG D, LI P, et al. Research on selection method for the types and sites of underground repository for compressed air storage[J]. Southern Energy Construction, 2019, 6(3): 6-16. DOI:10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2019.03.002.

[4] XU C, XIA C C, ZHANG G C, et al. Residual rock deformation of lined caverns for underground energy storage after air deflation considering stress path[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2025, 17(7): 4160-4178. DOI:10.1016/j.jrmge.2024.12.029.

[5] 王者超, 李嘉祥, 郝薛将, 等. 压气储能地下内衬洞室建设中若干关键问题研究进展[J]. 隧道与地下工程灾害防治, 2024, 6(1): 1-13.
WANG Z C, LI J X, HAO X J, et al. A review of several issues for compressed gas energy storage in lined rock cavern[J]. Hazard Control in Tunnelling and Underground Engineering, 2024, 6(1): 1-13.

[6] 夏才初, 赵海斌, 梅松华, 等. 埋深对压气储能内衬洞室稳定性影响的定量分析[J]. 绍兴文理学院学报, 2016, 36(9): 1-8. DOI:10.16169/j.issn.1008-293x.k.2016.09.00.
XIA C C, ZHAO H B, MEI S H, et al. QuantitativeAnalysis of impact of cover depth on stability of a lined rock cavern for compressed air energy storage[J]. Journal of Shaoxing University, 2016, 36(9): 1-8. DOI:10.16169/j.issn.1008-293x.k.2016.09.00.

[7] LI P, KANG H, ZHU Q, et al. Numerical and experimental investigations of concrete lined compressed air energy storage system[J]. Journal of Cleaner Production, 2023, 390: 136153. DOI:10.1016/j.jclepro.2023.136153.

[8] XU Y J, XIA C C, XU C, et al. An innovative large-scale physical model test system for underground lined rock caverns of compressed air energy storage[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2026, 168: 107210. DOI: 10.1016/j.tust.2025.107210.

[9] ZHOU S W, XIA C C, ZHAO H B, et al. Statistical damage constitutive model for rocks subjected to cyclic stress and cyclic temperature[J]. Acta Geophysica, 2017, 65(5): 893-906. DOI: 10.1007/s11600-017-0073-2.

[10] XU Y J, XIA C C, ZHOU S W, et al. An analytical solution for elastoplastic responses of a lined rock cavern for compressed air energy storage considering excavation and high internal pressure [J]. Computers and Geotechnics, 2024, 170: 106318. DOI:10.1016/j.compgeo.2024.106318.

[11] LI Z L, WANG H Z, HAN Y, et al. Elastoplastic theoretical analysis of load-bearing mechanism of lined rock cavern for compressed air energy storage power station[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2026, 30(1): 1-29. DOI: 10.1080/19648189.2025.2542928.

[12] 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(S2): 3633-3650.
ZHANG G H, XIANG Y, WANG X J, 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(S2): 3633-3650.

[13] JIN S Y, XIA C C, LV Z T, et al. Theoretical analysis of underground artificial caverns layout design for compressed air energy storage based on surrounding rock-lining stability and shakedown[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2026, 168: 107200. DOI:10.1016/j.tust.2025.107200.

[14] SCHMIDT F, MENÉNDEZ J, KONIETZKY H, et al. Converting closed mines into giant batteries: Effects of cyclic loading on the geomechanical performance of underground compressed air energy storage systems[J]. Journal of Energy Storage, 2020, 32: 101882. DOI:10.1016/j.est.2020.101882.

[15] SCHMIDT F, MENÉNDEZ J, KONIETZKY H, et al. Technical feasibility of lined mining tunnels in closed coal mines as underground reservoirs of compressed air energy storage systems[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 78: 110055. DOI: 10.1016/j.est.2023.110055.

[16] MIAO X X, ZHANG K, WANG J G, 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. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2024.105717.

[17] 孙冠华, 王娇, 于显杨, 等. 压缩空气储能电站地下内衬硐库基本原理与分析方法研究进展[J]. 岩土力学, 2025, 46(1): 1-25.
SUN G H, WANG J, YU X Y, et al. Research progress on basic principles and analysis methods of lined rock caverns for compressed air energy storage station[J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(1): 1-25.

[18] 周舒威, 夏才初, 张平阳, 等. 地下压气储能圆形内衬洞室内压和温度引起应力计算[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(11): 2025-2035.
ZHOU S W, XIA C C, ZHANG P Y, et al. Analytical approach for stress induced by internal pressure and temperature of underground compressed air energy storage in a circular lined rock cavern[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(11): 2025-2035.

[19] 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. DOI: 10.11779/CJGE20221165.
JIANG Z M, GAN L, ZHANG D X, et al. Distribution characteristics and evolution laws of liner cracks in underground caverns for compressed air energy storage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, 46(1): 110-119. DOI: 10.11779/CJGE20221165.

[20] 傅丹, 胡小康, 伍鹤皋, 等. 压气储能地下洞室密封钢衬的非线性力学响应特征[J]. 水力发电, 2024, 50(5): 38-44, 92.

FU D, HU X K, WU H G, et al. Characteristics of nonlinear mechanical response of sealing steel lining in underground high pressure air storage caverns[J]. Water Power, 2024, 50(5): 38-44, 92.

[21] NGUYEN Q T, SAĞıROĞLU S, LIVAOĞLU R. Effects of concrete-to-concrete surface treatment methods on the bending behavior of RC buildings: A numerical investigation[J]. Structures, 2025, 80: 110099. DOI:10.1016/j.istruc.2025.110099.