XXXX

温压条件下内衬储能硐室支护与密封界面力学性质试验研究

郭晨炜[1]，陈世万[1,2]，张云龙[3]，郑克勋[3]，付　洋[1]
（[1]贵州大学 资源与环境工程学院，贵阳 550025；[2]贵州大学 喀斯特地质资源与环境教育部重点实验室，贵阳 550025；[3]中国电建集团贵阳勘测设计研究院有限公司，贵州 贵阳 550081）

摘 要：压缩空气储能内衬硐室运行过程中，支护与密封界面处于复杂的温度和应力条件，其变形协调性与抗剪稳定性直接影响洞库密闭性和稳定性。为认识温度和法向应力作用下不同界面的力学响应规律，开展了不同温度（25℃、40℃和70℃）和法向应力（4 MPa、7 MPa和11 MPa）条件下灰岩-混凝土及混凝土-丁基橡胶组合试样的法向蠕变-直剪试验。研究了不同界面的法向变形、蠕变特征、剪切破坏行为及强度参数变化规律。研究发现：灰岩-混凝土组合试样在恒定法向荷载作用下表现出明显的衰减蠕变和稳定蠕变阶段，温度升高对其法向变形影响有限，但界面黏聚力随温度变化呈先降低后恢复的特征，由25℃条件下4.65 MPa降低至40℃条件下2.73 MPa，并在70℃恢复至4.58 MPa；灰岩-混凝土试样界面内摩擦角变化较小，该界面在试验温度范围内具有较好的温度稳定性。混凝土-丁基橡胶组合试样表现出明显的温度敏感性，温度升高导致丁基橡胶软化，法向蠕变变形和蠕变速率明显增长；同时，温度升高增强了橡胶变形能力，提高了界面贴合程度，在法向约束作用下增强了摩擦作用，使界面峰前摩擦角由5.95°提高至17.08°，峰后摩擦角由4.97°提高至15.33°，峰值及残余抗剪强度随温度升高而增加。两类界面的剪切变形规律存在明显差异，灰岩-混凝土界面主要表现为结构调整、刚度强化、刚度劣化和峰后破裂过程，而混凝土-丁基橡胶界面表现为弹性变形、屈服强化、峰后软化及残余摩擦过程。研究表明，温度作用对内衬硐室支护与密封界面的作用机制具有明显差异，灰岩-混凝土界面主要受胶结和摩擦作用控制，具有较好的温度稳定性；混凝土-丁基橡胶界面则表现出显著的温度依赖特征，其变形能力增强和界面抗剪承载能力提高改善了刚柔界面的变形协调性。本研究可为压缩空气储能内衬硐室支护与密封界面设计提供试验依据。

关键词：内衬硐室；热-力作用；蠕变；灰岩-混凝土界面；混凝土-丁基橡胶界面
doi：10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0629
中图分类号：TU 45；P 642　　文献标志码：A　　文章编号：2095-4239（XXXX）XX-1-15

Experimental Study on the Mechanical Properties of the Support and Sealing Interface in Lined Energy Storage Caverns under Temperature and Pressure Conditions

Guo Chenwei[1], Chen Shiwan[1,2], Zhang Yunlong[3], ZHENG Kexun[3], Fu Yang[1]
([1]College of Resources and Environmental Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025; [2]Key Laboratory of Karst Geology Resources and Environment, Ministry of Education, Guizhou University, Guiyang 550025; [3]PowerChina Guiyang Engineering Corporation Limited, Guiyang, Guizhou 550081, China)

收稿日期：2026-07-16；修改稿日期：2026-09-30。
基金项目：贵州省科技重大专项（黔科合重大专项［2024］008）；贵州省高层次人才项目（KJLYRC-［2026］095）；中国电建集团科研项目（DJ-HXGG-2024-06）经费资助
第一作者：郭晨炜（2000—），男，硕士研究生，主要从事压气储能内衬硐室方面研究。E-mail：2361705970@qq.com. 通信作者：陈世万（1990—），男，博士，教授，研究生导师，主要从事地质工程及岩石力学方面研究，E-mail：swchen@gzu.edu.cn.
引用本文：郭晨炜, 陈世万, 张云龙, 等. 温压条件下内衬储能硐室支护与密封界面力学性质试验研究[J]. 储能科学与技术, XXXX, XX(XX): 1-15.
Citation：Guo Chenwei, Chen Shiwan, Zhang Yunlong, et al. Experimental Study on the Mechanical Properties of the Support and Sealing Interface in Lined Energy Storage Caverns under Temperature and Pressure Conditions[J]. Energy Storage Science and Technology, XXXX, XX(XX): 1-15.

Abstract: During the operation of compressed air energy storage (CAES) lined caverns, the support-sealing interfaces are subjected to complex temperature and stress conditions. Their deformation compatibility and shear stability directly affect the sealing performance and structural stability of the underground storage caverns. To investigate the mechanical response characteristics of different interfaces under coupled temperature and normal stress conditions, normal creep-direct shear tests were conducted on limestone-concrete and concrete-butyl rubber composite specimens under different temperatures (25, 40, and 70℃) and normal stresses (4, 7, and 11 MPa). The normal deformation, creep characteristics, shear failure behavior, and variations in strength parameters of the two interfaces were systematically investigated. The results indicate that the limestone-concrete composite specimens exhibit distinct decaying creep and steady-state creep stages under constant normal loading. Increasing temperature has a limited effect on the normal deformation; however, the interface cohesion exhibits a decreasing-then-recovering trend with temperature. Specifically, the cohesion decreases from 4.65 MPa at 25℃ to 2.73 MPa at 40℃ and subsequently recovers to 4.58 MPa at 70℃. The internal friction angle of the limestone-concrete interface shows only minor variations, indicating that this interface maintains good temperature stability within the investigated temperature range. The concrete-butyl rubber composite specimens exhibit significant temperature sensitivity. Increasing temperature induces softening of the butyl rubber, resulting in a considerable increase in normal creep deformation and creep rate. Meanwhile, elevated temperature enhances the deformation capacity of the rubber and improves the interfacial contact condition. Under normal confinement, the enhanced contact area promotes frictional resistance, leading to an increase in the peak friction angle from 5.95° to 17.08° and the post-peak friction angle from 4.97° to 15.33°. Consequently, both the peak and residual shear strengths increase with increasing temperature. The shear deformation behaviors of the two interfaces show significant differences. The limestone-concrete interface undergoes four typical stages: structural adjustment, stiffness enhancement, stiffness degradation, and post-peak failure. In contrast, the concrete-butyl rubber interface exhibits elastic deformation, yield hardening, post-peak softening, and residual friction stages. The results demonstrate that temperature exerts distinct effects on the mechanical mechanisms of support-sealing interfaces in lined CAES caverns. The limestone-concrete interface is mainly governed by bonding and frictional interactions and exhibits favorable temperature stability, whereas the concrete-butyl rubber interface shows strong temperature dependence. The enhanced deformability and improved shear-bearing capacity of the rubber interface contribute to better deformation compatibility between rigid and flexible components. This study provides experimental evidence for the design of support and sealing interfaces in lined CAES caverns.

Keywords: lined cavern; thermo-mechanical coupling; creep; limestone-concrete interface; concrete-butyl rubber interface

随着全球能源转型和我国“双碳”战略的推进，风电、光伏等可再生能源装机比例持续提高，其固有的间歇性和波动性对电力系统稳定运行构成挑战[1]。太阳能、风能等可再生能源受气候条件影响较大，其发电功率具有不稳定性，导致电网的供需匹配难度增加[2-3]。高效稳定的大规模储能技术是

保障电网平稳运行、提高能源利用效率的关键手段[4-6]。目前，大规模储能技术主要包括压缩空气储能、抽水蓄能、燃料电池储能等类型[7]。在众多储能技术中，压缩空气储能（Compressed Air Energy Storage，CAES）因储能容量大、服役寿命长和环境影响较小等优势而具有广阔的应用前景[8]，其基本原理是在用电低谷期利用富余电能压缩空气并将其储存，在用电高峰期释放高压空气驱动膨胀机发电[9]，实现能量的跨时段转移。地下压缩空气储能系统的储气空间通常依托天然洞穴、盐穴、废弃矿山及枯竭油气藏等密封性良好的地下空间[10-12]。但受适宜库址资源有限、建库条件复杂及空间利用率较低等因素制约[13]。为此，Salter 等[14]提出了人工建造的内衬硐室（Lined Rock Cavern，LRC）储气方案，如图 1 所示，在坚硬岩层中开挖洞室，并设置混凝土衬砌及密封层，形成高压气体储存空间。

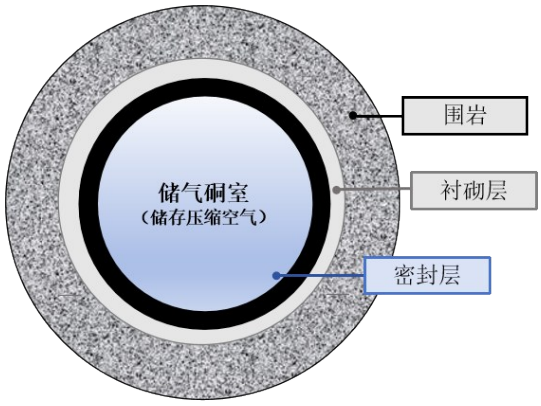


图 1　岩石内衬硐库示意图

Figure 1　Schematic diagram of a lined rock cavern

在岩石内衬硐室中，围岩主要承担气体压力作用，硐室需具有足够的埋深，以保证其在工作气压下保持稳定，避免围岩隆起或失稳破坏[15]。衬砌系统则主要起支护与密封作用，保持硐室结构长期稳定性并防止气体泄漏[16]。在混凝土衬砌设计中，需重点考虑其强度、抗渗性能和耐久性，降低高压气体长期作用下的开裂和渗漏风险[17-19]。Rutqvist 等[20]和 Ye 等[21]研究了混凝土渗透性对硐室密封性能的影响。研究表明，长期运行过程中混凝土因开裂而导致渗透性增加，引发气体泄漏风险[14]。因此，工程上常在混凝土衬砌内表面设置密封层，以保持储气硐室的密闭性。钢衬砌具有良好的气密性能[22]，但在较高内压作用下通常需要承担较大的结构荷载，导致衬砌厚度增加，并提高工程建造成本。Jiang 等[19]分析了纤维增强塑料作为密封层的适用性，由于其刚性材料特性，在高内压反复加载-卸荷下易发生破损。Terashita 等[23]通过对不同密封材料渗透特性的对比试验，指出橡胶材料适用于高压内衬的洞库的密封。周瑜等[24]通过系统的气密与力学试验研究了多种高分子材料的密封性能，认为丁基橡胶是理想的密封材料。Liang 等[25]研究进一步发现，温度和压力耦合作用会显著影响橡胶密封材料的力学响应及长期稳定性。

在储气硐室的充放气及储存过程中，压缩空气会经历显著的温压变化，从而引发复杂的热-力耦合作用。蒋中明等[26]研究了压缩空气与密封层之间的热交换作用，指出温度波动主要集中于密封层和混凝土衬砌区域，围岩内部温度扰动逐渐衰减。Geng 等[27]通过热力学分析研究了循环运行过程中混凝土衬砌及密封层的温度响应。Kushnir 等[28]指出，硐室温度场经过多次运行循环后逐渐趋于稳定。储气硐室通常具有较长的服役年限，处于温度和压力耦合长期作用下，其力学行为表现为准恒载条件下的蠕变过程[29]。不同材料之间存在力学性质差异，长期温压作用诱发界面变形不协调及损伤累积，导致界面抗剪性能退化。当气压快速释放或界面在长期时效作用下发生损伤和性能减弱时，界面抗剪能力会降低，增加支护与密封体系局部失效、渗漏甚至结构破坏的风险[30-31]。

研究温度和压力作用下支护与密封界面物理力学响应对压缩空气储能硐室设计和安全评价具有重要意义。本文以灰岩-混凝土和混凝土-丁基橡胶组合试样为研究对象，研究围岩与混凝土衬砌界面、混凝土衬砌与高分子密封层界面在温度、压力下力学响应。不同温度（25℃、40℃和 70℃）和法向应力（4 MPa、7 MPa 和 11 MPa）条件下开展灰岩-混凝土及混凝土-丁基橡胶组合试样的法向蠕变-直剪试验，研究两类界面在短期时效变形后对后续抗剪行为的影响。研究成果可为岩石内衬硐室储能支护与密封界面的安全设计提供试验依据。

1　试验概述

1.1　材料选取及试样制备

为研究围岩－混凝土、混凝土－密封层两类界

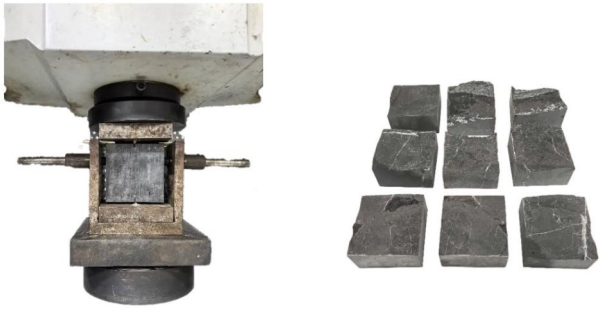
面的物理力学性质，制备两类试样，一种为灰岩-混凝土组合体试样，另一种为混凝土-丁基橡胶试样，共计18个。为降低岩石表面结构差异对试验结果的影响，所有灰岩试样均取自同一场地同一层位的关岭组竹杆坡段灰岩，灰岩基本物性如表1所示。

表1 灰岩基本物性

Table 1 Basic physical properties of limestone

材料	密度/g·cm^{-3}	抗压强度/MPa	弹性模量/GPa
灰岩	2.55	29	2.6

沿岩石层理方向进行人工劈裂，试样均沿层理面裂开，获得的裂隙面粗糙度相近。如图2所示，灰岩试样加工成100 mm×100 mm标准立方体，采用电液伺服岩石力学试验机（WAW-1000）配合专用劈裂装置，沿预先标记的中心线将立方体试样劈裂，得到9个人工劈裂裂隙试样。



注：(a) 劈裂装置 (b) 裂隙试样

图2 劈裂装置和裂隙试样

Figure 2 Splitting apparatus and fractured specimens.

将劈裂后的灰岩试样置于塑料模具中，按照C40混凝土配合比配制浇筑材料，具体配合比为：水泥13.8%、矿粉3.3%、粉煤灰2.5%、砂32.6%、碎石40.0%、水7.3%、减水剂0.5%。并对制备的标准试样开展了力学试验，达到C40标准（如图3所示）。

将各组分材料充分搅拌均匀后，浇筑于装有灰岩试样的塑料模具中。浇筑完成后静置24 h进行脱模，随后在标准养护条件下养护至28 d，得到灰岩-混凝土组合试样。混凝土-丁基橡胶试样采用的丁基橡胶为100 mm×100 mm×5 mm片状试样，丁基橡胶基本物性如表2所示。

将加工好的丁基橡胶置于塑料模具底部，随后

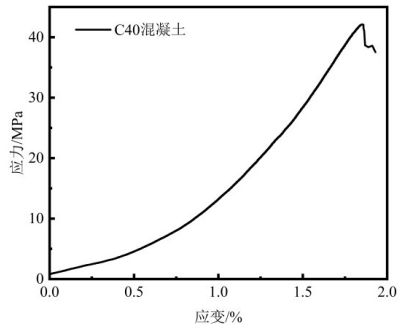


图3 混凝土试样单轴压缩试验应力－应变曲线

Figure 3 Stress-strain curve of C40 concrete under uniaxial compression

表2 丁基橡胶基本物性

Table 2 Basic physical properties of butyl rubber

材料	邵尔A型硬度/Shore A	拉伸强度/MPa	延伸率/%
丁基橡胶	74	14	220

倒入制备好C40混凝土砂浆至模具50 mm的刻度线位置；待下部混凝土凝固后，将试样取出后倒扣于模具中，使丁基橡胶层位于预定剪切区域，随后继续浇筑混凝土砂浆。浇筑完成后静置24 h脱模，并在标准养护条件下养护至28 d，得到混凝土-丁基橡胶组合试样。两种试样制备过程如图4所示。

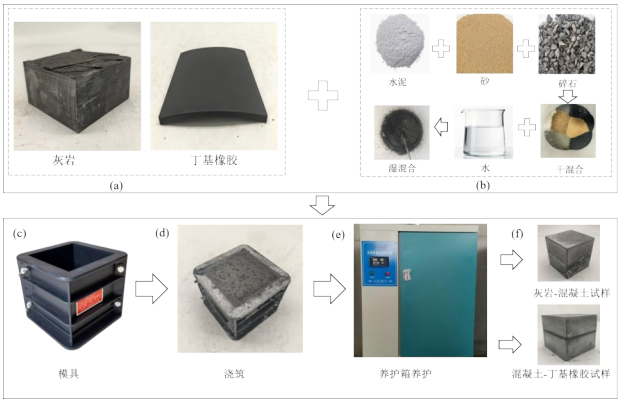


图4 灰岩-混凝土及混凝土-丁基橡胶组合试样的制备过程

Figure 4 Preparation process of limestone-concrete and concrete-butyl rubber composite specimens.

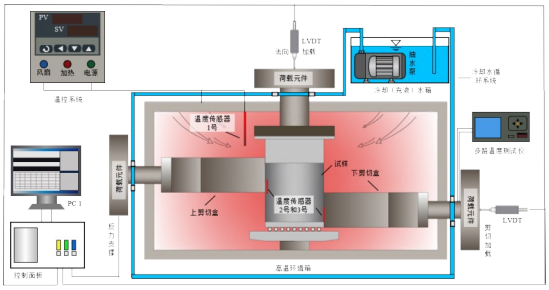
1.2 试验设备

采用WJSZ-200型微机控制岩石节理直剪系统开展试验（图5）。法向加载结构和剪切加载结构均由微机伺服控制系统控制，法向和剪切加载最大荷载均为200 kN，荷载测量精度为0.01 kN；法向和剪切最大行程均为25 mm，位移测量精度为0.001

mm。高温环境箱控温范围为室温至300℃，误差±4℃。采用SH-X多路温度测试仪进行温度监测，温度测量精度为±0.1℃。



(a) 微机控制岩石节理直剪系统



(b) 高温环境箱内部剪切盒示意图

图5 微机控制岩石节理直剪系统

Figure 5 Microcomputer-controlled rock joint direct shear testing system

1.3 试验方案

两种试样共设置18组试验，每类试样分别设置3种法向应力（4 MPa、7 MPa、11 MPa）、3种试验温度（25℃、40℃、70℃），其中温度范围和法向应力水平参考压缩空气储能运行环境及相关研究结果确定[27][32]。采用短时恒载蠕变试验方法，通过预加载使试样经历稳定变形阶段，以分析稳定的温度和法向应力作用下界面结构调整对剪切性能的影响。根据蠕变过程曲线分析结果，试样在恒定法向应力作用3 h后进入稳定蠕变阶段，因此选取3 h作为蠕变加载时间。

图6所示为试验过程中的温度和法向应力加载路径。具体试验过程为：（1）将试样置于剪切盒内，使设计的剪切面与上下剪切盒的剪切缝对齐。（2）放置垫块并安装温度传感器，使传感器与试样表面紧密接触；（3）升温至目标温度后恒温2 h，使试样内部温度场达到相对稳定状态。通过温度监测线监测，确保试样实测温度与目标温度差值不超过±0.5℃，保证稳定的温度场；（4）以0.05 kN/s的法向加载速率施加法向应力至预定值，保持法向应力恒定的情况下，蠕变加载3 h；（5）蠕变结束后采用位移控制加载，剪切速率为0.5 mm/min，直至剪切位移达到10 mm时停止试验。试验过程中记录法向应力、法向位移、剪切应力和剪切位移等数据。

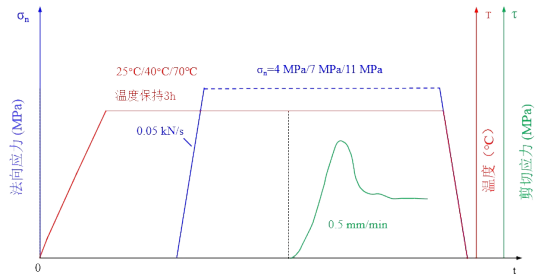


图6 应力加载示意图

Figure 6 Schematic diagram of stress loading.

2 灰岩-混凝土试样法向蠕变以及剪切试验结果

2.1 灰岩-混凝土试样法向变形特征

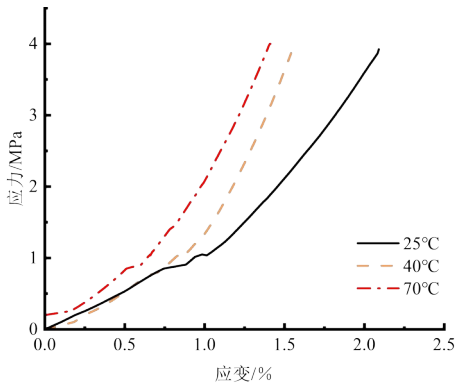
2.1.1 法向加载过程曲线

不同温度条件下试样的法向应力-变形曲线如图7所示。总体上，不同温度条件下试样法向变形演化规律总体相似，在加载初期由于压密作用，应变快速增长；之后试样弹性模量增大至稳定，进入弹性阶段。在试验范围的应力和温度范围内，随着温度升高，试样法向刚度增大，表现出强化效应。在低法向应力下，不同温度下应变差异较明显，随着法向应力的提高，不同温度下法向应变差异降低。

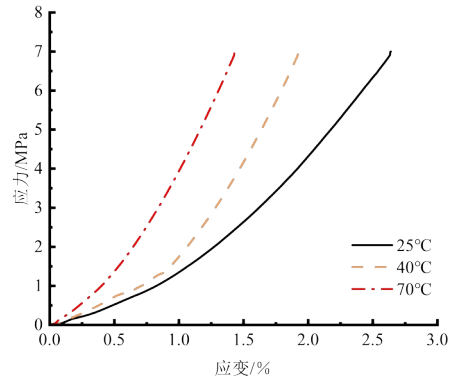
2.1.2 法向蠕变曲线

图8为灰岩-混凝土试样在不同法向应力和温度条件下蠕变曲线。采用移动点回归法获得蠕变速率曲线[33]，在本文的观测时间内，试样变形主要经历衰减蠕变阶段和稳态蠕变阶段。在相同法向应力下，70℃条件下的法向蠕变变形较大，而25℃和40℃条件下法向蠕变变形较为接近。

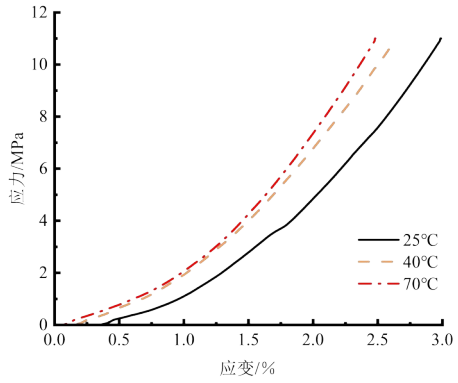
在法向恒载作用下，灰岩-混凝土组合试样初期蠕变表现为快速衰减，蠕变速率持续降低；随着



(a) σ_n=4 MPa



(b) σ_n=7 MPa



(c) σ_n=11 MPa

图7 温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样法向应力-应变曲线

Figure 7 Normal stress-strain curves of limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions

蠕变时间推移，当试样内部孔隙压密、微裂隙闭合逐步完成后，蠕变速率变化趋于平缓，试样进入稳态蠕变阶段。将局部蠕变速率由持续下降转变为低速波动的时刻，作为两个阶段的划分节点，分别采用经验模型对两阶段蠕变过程进行拟合。衰减蠕变阶段采用对数函数进行拟合[34]，其表达式如下：

$$\varepsilon_1(t) = a_1 + b_1\ln(t - t_0 + \Delta) \tag{1}$$

式中：a_1为衰减模型的初始应变截距项，为加载瞬时产生的弹性应变；b_1为衰减减速阶段的应变速率系数，反映衰减阶段应变随时间的增长特性；t为蠕变加载时间；t_0为衰减蠕变阶段的起始时间；Δ为时间修正项，用于避免对数项自变量为0的计算奇异性。

稳态蠕变阶段采用线性函数进行拟合，其表达式为：

$$\varepsilon_2(t) = a_2 + kt \tag{2}$$

式中：a_2为截距，k为稳态阶段蠕变速率。

2.2 灰岩-混凝土界面剪切力学特征

2.2.1 界面破坏形态

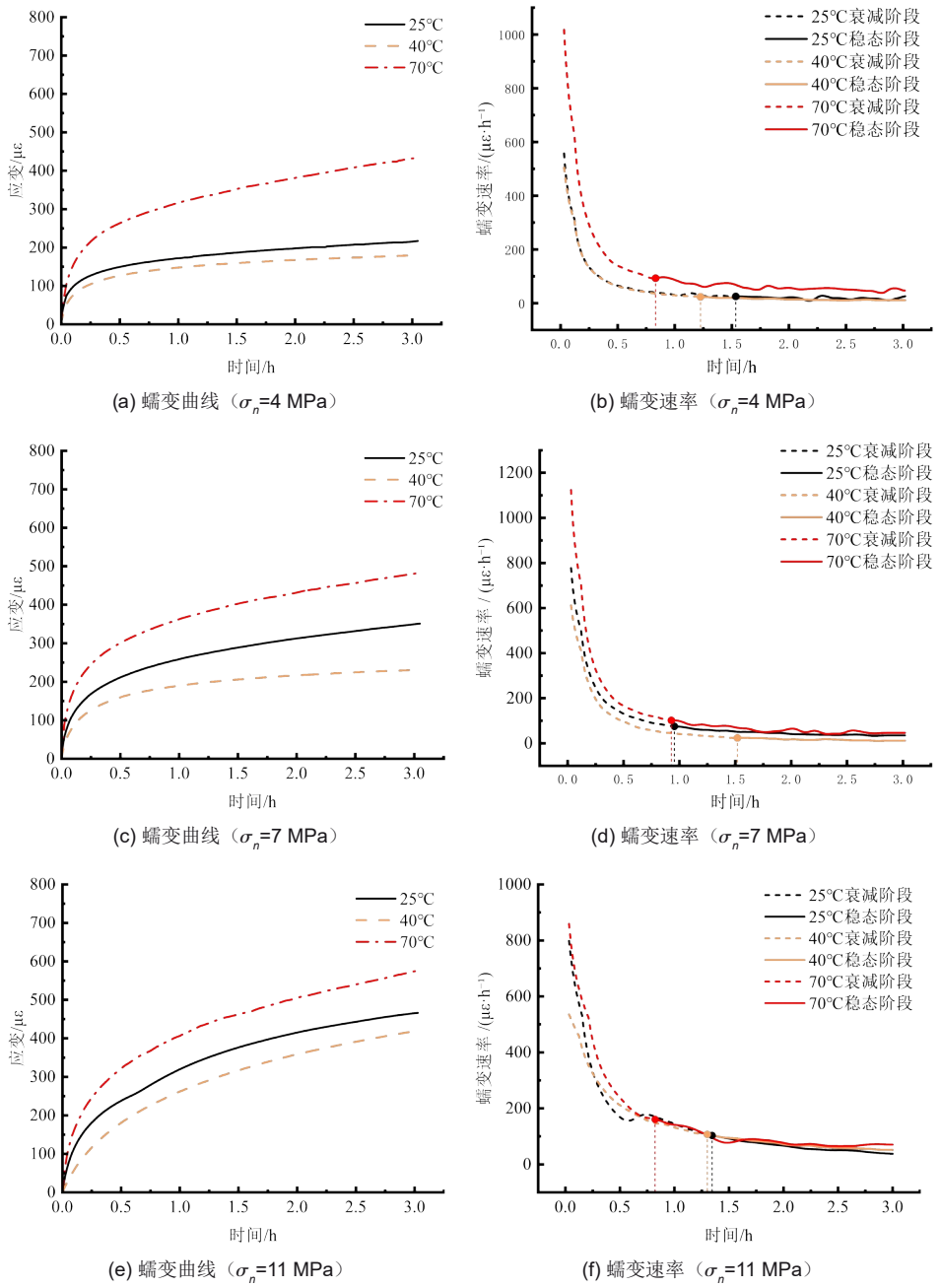
灰岩-混凝土组合试样在不同法向应力和不同温度下界面破坏形态如图9、10所示。其中，图9展示灰岩侧界面形貌，图10展示混凝土侧界面形貌。从图可以看出，不同法向应力和温度条件下，界面破坏形态存在明显差异，主要有两种破坏形式：灰岩与混凝土的胶结界面发生脱粘破坏；界面两侧紧邻的灰岩、混凝土试样表面出现了开裂。灰岩界面破坏主要表现为片状剥落、块状崩落、局部压剪碎裂、条带状擦痕特征以及混凝土残余现象；混凝土界面则主要表现为砂浆剥落、坑蚀、颗粒脱落、骨料或粗颗粒暴露、条带状沟槽现象。

在低法向应力下，灰岩-混凝土界面主要发生局部咬合破坏和表面磨损。随着法向应力的上升，破坏逐渐向压剪磨损转化，界面凸起体更容易被剪断和压碎，当法向应力增加至11 MPa时，破坏由界面局部损伤进一步扩展至界面两侧的浅层岩体和混凝土。

2.2.2 剪切后界面裂隙面粗糙度

为研究先蠕变后剪切破坏下灰岩-混凝土组合界面的破坏特征，对不同应力和不同试验温度条件下剪切后的灰岩表面进行三维激光扫描，如图11所示。并采用均方根斜率参数Z_2表征剪切后表面的起伏特征。

从剪切后表面形貌看，各工况剪切后试样表面Z_2值存在一定离散性，未呈现明显的单调变化规律，温度对粗糙度影响较小。7 MPa法向应力条件下粗糙度较4 MPa条件下降低，表现出较高应力的磨蚀作用。11 MPa条件下出现粗糙度升高，与高法向应力条件下局部压碎、剥落有关。



(a) 蠕变曲线（σ_n=4 MPa） (b) 蠕变速率（σ_n=4 MPa）

(c) 蠕变曲线（σ_n=7 MPa） (d) 蠕变速率（σ_n=7 MPa）

(e) 蠕变曲线（σ_n=11 MPa） (f) 蠕变速率（σ_n=11 MPa）

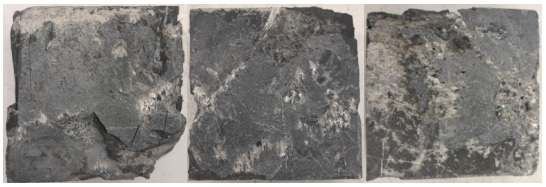
图8　温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样蠕变曲线

Figure 8　Creep curves of limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions

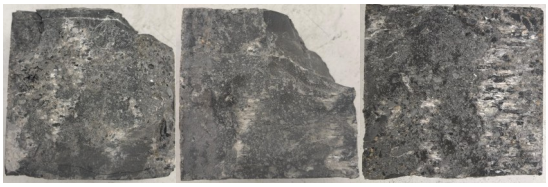
2.2.3　剪切过程曲线及强度

图13为灰岩-混凝土组合试样剪应力-剪切位移曲线，总体上可划分为四个阶段：（I）结构调整阶段、（II）刚度强化阶段、（III）刚度劣化阶段和（IV）峰后破裂阶段。

在结构调整阶段（I），试样表现出与法向加载初期类似的压密特征，在法向应力作用下试样剪切应力-位移曲线出现上凹的趋势。试样内部孔隙和微裂隙在法向约束和剪切荷载共同作用下逐渐闭合，同时试样与剪切盒之间存在的微小间隙发生接触调整。随后进入刚度强化阶段（II），在剪切应力的作用下，剪应力逐渐增大并趋于稳定，试样的整体剪切刚度逐步提高。随着应力持续增大并接近剪切破坏点，试样进入刚度劣化阶段（III），此阶段



25℃ 40℃ 70℃
(a) σ_n=4 MPa



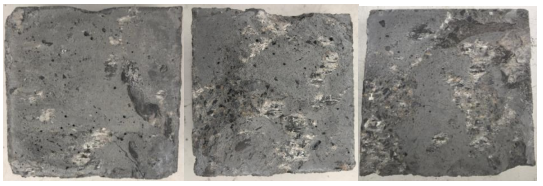
25℃ 40℃ 70℃
(b) σ_n=7 MPa



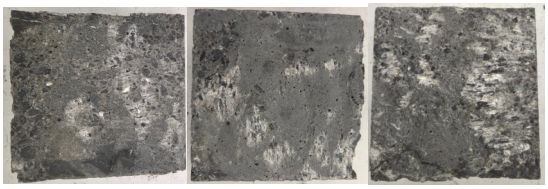
25℃ 40℃ 70℃
(c) σ_n=11 MPa

图9 温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样灰岩界面破坏形态

Figure 9 Failure modes of the limestone interface in limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions



25℃ 40℃ 70℃
(a) σ_n=4 MPa



25℃ 40℃ 70℃
(b) σ_n=7 MPa



25℃ 40℃ 70℃
(c) σ_n=11 MPa

图10 温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样混凝土界面破坏形态

Figure 10 Failure modes of the concrete interface in limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions

由于剪切诱发试样内部裂纹不断发育扩展，剪切应力和剪切刚度随着剪切位移的增加而发生显著变化。达到峰值剪应力后，界面进入峰后破坏阶段（IV）。剪切应力和剪切刚度随着剪切位移的增加而在破坏点处下降。

不同温度条件下灰岩-混凝土界面剪切强度如图14所示。总体上，在试验温度条件范围内，温度对灰岩-混凝土界面的抗剪强度影响不明显。在40℃条件下，试样峰值剪切强度在对应法向应力条件下均出现降低，表现为黏聚力降低；试样的残余强度出现下降，在高法向应力下出现回升。

对于围岩-混凝土试样，采用Mohr-Coulomb准则计算强度参数如下：采用Mohr-Coulomb准则对不同温度条件下试样的剪切强度参数计算如下：

$$\tau = c + \sigma_n \tan\varphi \tag{3}$$

如表1所示，温度对灰岩-混凝土界面的黏聚力和内摩擦角的影响规律不同，在试验温度区间内，黏聚力呈现先下降后回升的U型变化特征，内摩擦角小幅上升后趋于稳定。

3 混凝土-丁基橡胶试样法向蠕变以及剪切试验结果

3.1 混凝土-丁基橡胶试样法向变形特征

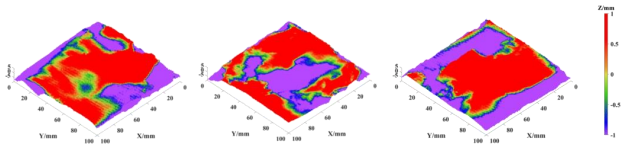
图15为温度和法向应力条件下混凝土-丁基橡胶组合试样应力-应变曲线。温度对法向变形的影响表现为40℃条件下试样法向刚度降低，而70℃条件下法向刚度较40℃有所回升。与灰岩-混凝土组合试样相比，混凝土-丁基橡胶组合试样表现出较低的法向刚度；在11 MPa法向应力下，其法向应变约为3%。

3.1.1 法向加载过程曲线

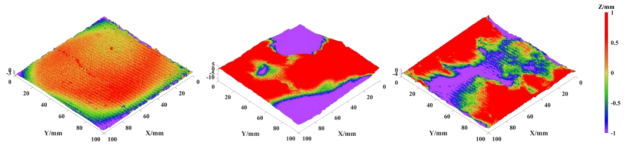
3.1.2 法向蠕变曲线

不同法向应力和温度下混凝土-丁基橡胶组合试样蠕变曲线如图16所示。采用移动点回归分析法，获得蠕变速率-时间曲线。在3 h的法向恒载过程中，试样未出现明显的加速蠕变特征，蠕变过程可分为衰减蠕变阶段和稳态蠕变阶段。

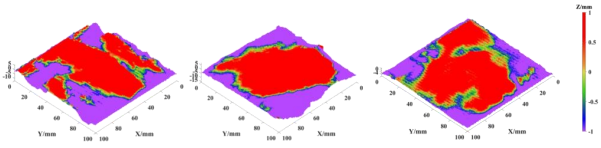
衰减蠕变阶段采用指数型经验函数进行拟



25℃ 40℃ 70℃
(a) σ_n=4 MPa



25℃ 40℃ 70℃
(b) σ_n=7 MPa



25℃ 40℃ 70℃
(c) σ_n=11 MPa

图11　温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样剪切后灰岩三维形貌

Figure 11　Three-dimensional morphology of the limestone surface after shearing in limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions

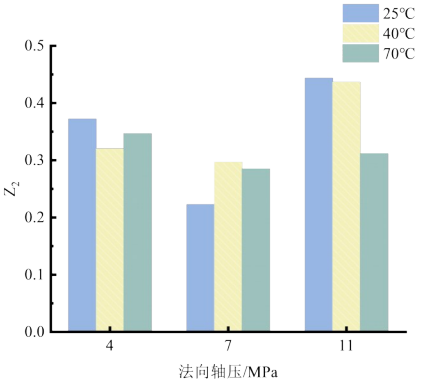


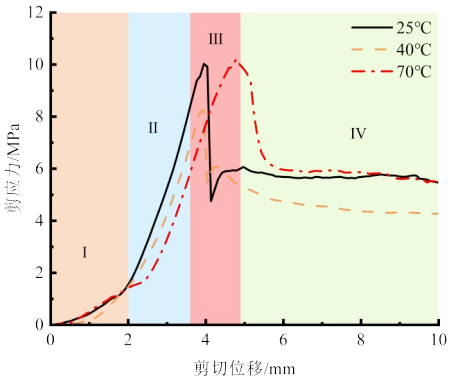
图12　温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样剪切破坏后的Z_2对比图

Figure 12　Comparison of Z_2 values after shear failure of limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions.

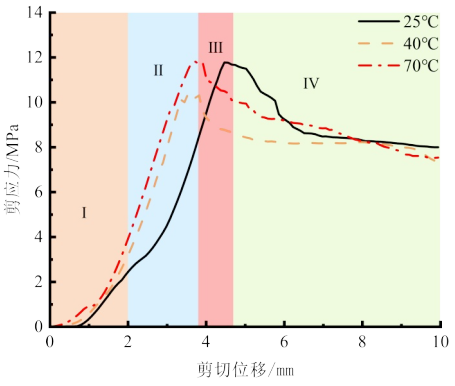
合[34]，其表达式如下：

$$\varepsilon_3(t) = a_3 + b_2\left(1 - e^{-t/c_1}\right) \tag{4}$$

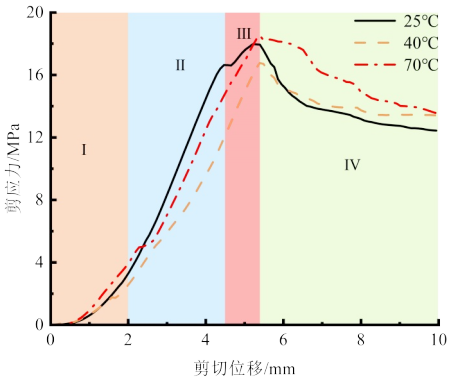
式中：a_3 表示衰减蠕变阶段的初始应变基值，b_2 表示该阶段可发展的附加蠕变量，c_1 为时间特征参数，用于反映衰减过程的持续时间及趋稳快慢。稳态蠕变阶段采用按式（2）拟合。



(a) σ_n=4 MPa



(b) σ_n=7 MPa

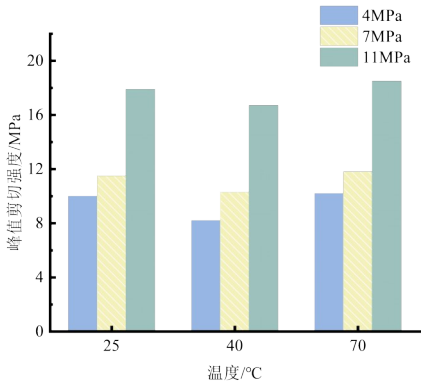


(c) σ_n=11 MPa

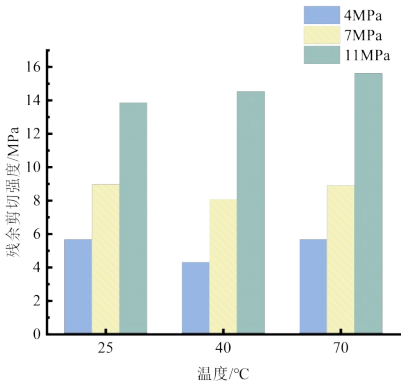
图13　温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样剪应力-剪切位移曲线

Figure 13　Shear stress-shear displacement curves of limestone-concrete composite specimens under different temperature and normal stress conditions

如图16，与灰岩-混凝土试样蠕变曲线不同，混凝土-丁基橡胶试样法向蠕变变形随温度升高显著增大。组合体的蠕变变形量与变形速率均随温度的升高显著非线性增长，表现出较强的温度相关性。从蠕变全过程来看，温度升高使最终变形量增加，并加快了蠕变的发展进程：温度升高软化丁基



(a) 峰值抗剪强度变化



(b) 残余抗剪强度变化

图14 温度和法向应力条件下灰岩-混凝土组合试样剪切强度的影响特性

Figure 14 Influence characteristics of temperature and normal stress on the shear strength of limestone-concrete composite specimens

表3 灰岩-混凝土界面峰值剪切强度参数

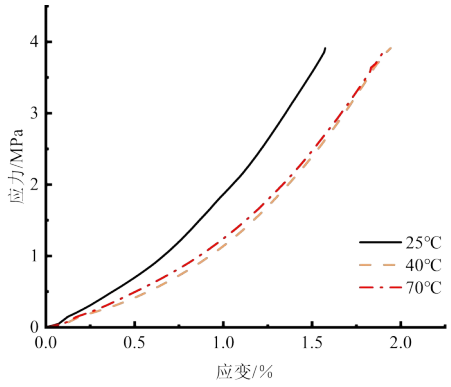
Table 3 Peak shear strength parameters for the limestone - concrete interface

温度/℃	黏聚力c_p/MPa	峰值摩擦角φ_p/°	拟合标准差S/MPa	拟合误差δ/%
25	4.65	49.2	1.25	8.3
40	2.73	51.0	1.11	7.1
70	4.58	50.6	1.26	7.6

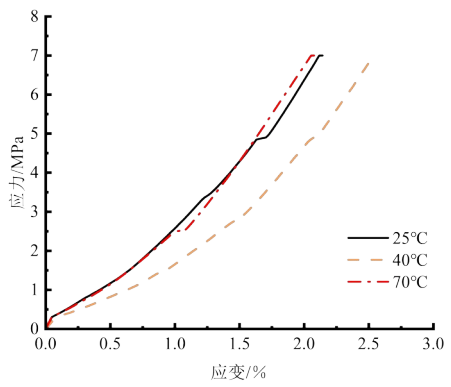
橡胶，使其产生更快速、更大的变形。

3.2 混凝土-丁基橡胶界面剪切力学特征

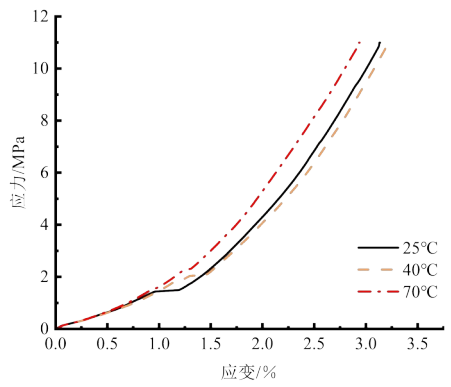
图17为混凝土-丁基橡胶组合试样剪切试验曲线，与灰岩-混凝土试样抗剪曲线存在较为明显的区别，不同温度下的混凝土-丁基橡胶组合试样剪应力-剪切位移曲线可划分为四个阶段：（I）弹性阶段：剪切初期，剪切位移较小，剪应力随位移呈近似线性增长。（II）屈服强化阶段：随着剪切位移的



(a) σ_n=4 MPa



(b) σ_n=7 MPa



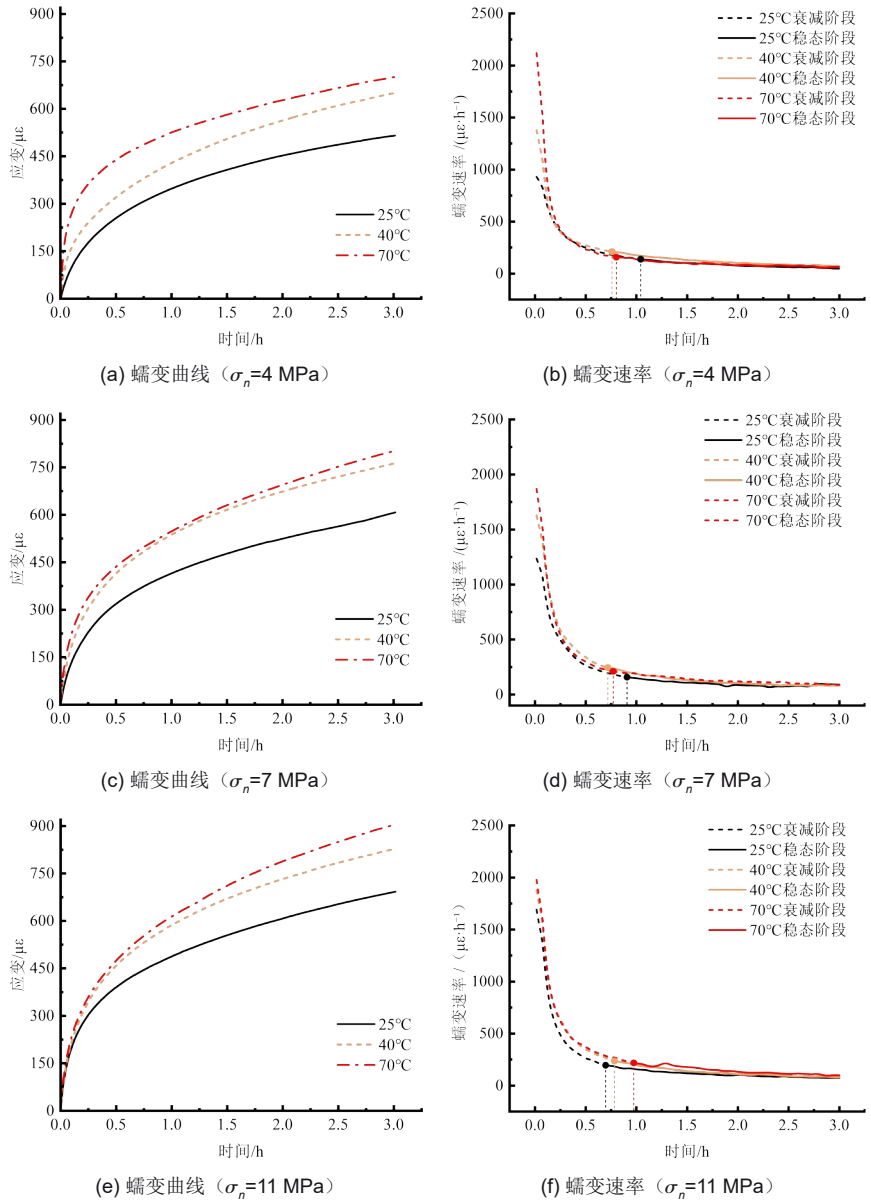
(c) σ_n=11 MPa

图 15 温度和法向应力条件下混凝土-丁基橡胶组合试样应力-应变曲线

Figure 15 Stress-strain curves of concrete-butyl rubber composite specimens under different temperature and normal stress conditions

增加，曲线斜率逐渐减小并呈现非线性特征，直至达到剪应力峰值。（III）软化阶段：越过峰值后，界面发生脱粘与滑动，剪应力出现明显的降低。（IV）残余摩擦阶段：随着剪切位移的增加，剪应力逐渐趋于稳定，维持在一个较稳定的水平。

总体上，相同法向应力条件下，升高温度混凝



(a) 蠕变曲线（σ_n=4 MPa）　(b) 蠕变速率（σ_n=4 MPa）

(c) 蠕变曲线（σ_n=7 MPa）　(d) 蠕变速率（σ_n=7 MPa）

(e) 蠕变曲线（σ_n=11 MPa）　(f) 蠕变速率（σ_n=11 MPa）

图16　温度和法向应力条件下混凝土−丁基橡胶组合试样蠕变曲线

Figure 16　Creep curves of concrete-butyl rubber composite specimens under different temperature and normal stress conditions

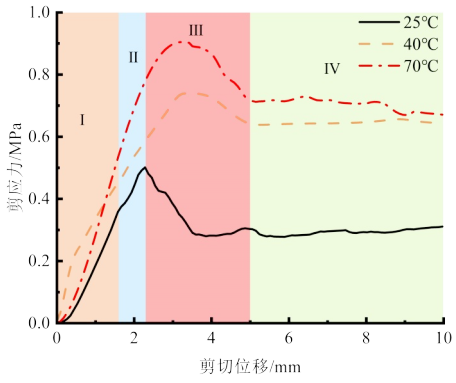
土−丁基橡胶界面的抗剪强度升高；且升高温度界面峰后出现更明显的剪应力下降。随着法向应力的增大，界面受到的约束作用增强，峰后应力下降程度逐渐减弱，试样表现出一定的剪切强化趋势，界面逐渐表现出剪切强化。

图18为温度和法向应力条件下混凝土−丁基橡胶界面的剪切强度。随温度升高，界面抗剪强度增大。随着法向应力由4 MPa增大至11 MPa，温度引起的峰值强度增幅进一步扩大，在11 MPa条件下，不同温度间的强度差异最大。残余强度变化规律与峰值抗剪强度一致，随着温度的持续增加，残余强度也持续增长。

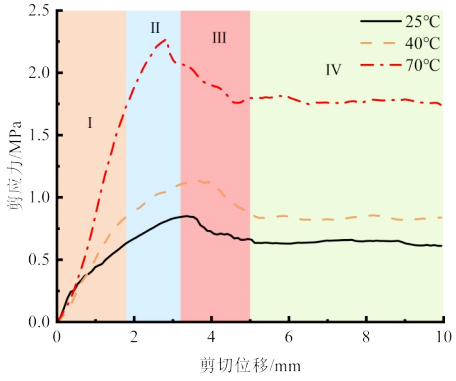
对于混凝土−丁基橡胶试样，界面未施加黏结材料。先采用Mohr-Coulomb强度准则对试验数据开展自由拟合；部分工况下拟合黏聚力为负值，不具备物理意义。由于混凝土与丁基橡胶之间无黏结材料，忽略粘聚力影响，即c=0，计算摩擦角如下：

$$\tau = \sigma_n \tan\varphi \tag{5}$$

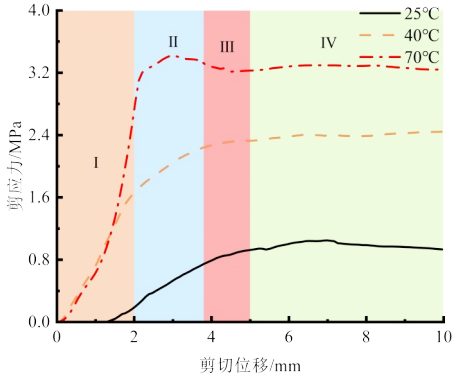
计算峰值和峰后抗剪强度参数如表4、表5所



(a) σ_n=4 MPa



(b) σ_n=7 MPa

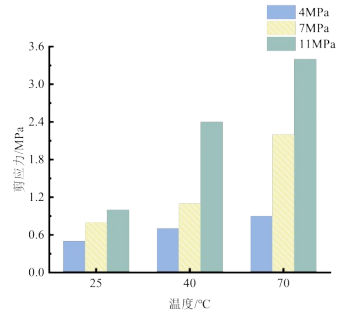


(c) σ_n=11 MPa

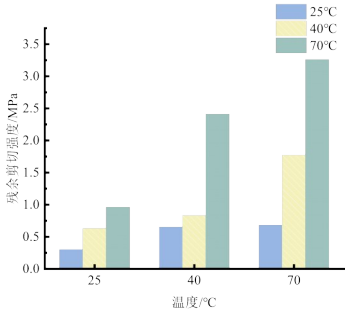
图17 温度和法向应力条件下混凝土-丁基橡胶界面剪应力-剪切位移曲线

Figure 17 Shear stress-shear displacement curves of the concrete-butyl rubber interface under different temperature and normal stress conditions

示，两种拟合方案得到的摩擦角随温度变化规律基本一致，约束c=0模型可以较好描述该界面剪切特性。随着温度的上升，峰前摩擦角从5.95°上升到17.08°，峰后摩擦角从4.97°上升到15.33°，峰前和峰后摩擦角均随温度升高而增加，二者差值较小。



(a) 峰值抗剪强度



(b) 残余抗剪强度

图18 温度和法向应力条件下混凝土-丁基橡胶组合试样剪切强度的影响特性

Figure 18 Effects of temperature and normal stress on the shear strength of concrete-butyl rubber composite specimens

表4 混凝土-丁基橡胶界面峰值剪切强度参数

Table 4 Peak shear strength parameters for the concrete-butyl rubber interface

温度/℃	黏聚力c/MPa	峰值摩擦角 φ_p/°	拟合标准差 S/MPa	拟合误差 δ/%
25	0	5.95	0.13	13.5
40	0	11.46	0.26	15.8
70	0	17.08	0.25	8.9

表5 混凝土-丁基橡胶界面峰后剪切强度参数

Table 5 Post-peak shear strength parameters for the concrete-butyl rubber interface

温度/℃	黏聚力c/MPa	峰后摩擦角 φ_r/°	拟合标准差 S/MPa	拟合误差 δ/%
25	0	4.97	0.04	5.2
40	0	10.64	0.43	18.6
70	0	15.33	0.36	10.7

4 关于温度影响的讨论

LRC压气储能硐室在充放气过程中经历显著的温度与压力波动，由于密封层和混凝土衬砌直接接触高压气体，其温度响应较为明显，而围岩深部受

热扰动相对有限。温度作用下支护与密封界面的变形协调性和力学稳定性是影响储气硐室安全运行的重要因素。

4.1 温度对支护与密封界面变形的影响

温度对两类试样法向变形的影响差异显著。对于灰岩-混凝土试样，温度对法向加载下试样的变形影响不大，随着温度升高表现出一定的刚度强化的效应。温度对瞬时变形和蠕变变形的影响机制存在差异。前者主要与界面压密程度和整体刚度有关，后者则更多受到恒载作用下孔隙压密、微裂隙闭合以及界面结构持续调整的影响。

混凝土-丁基橡胶试样变形特性受温度作用显著。法向加载40℃时试样刚度下降，而70℃时刚度出现一定回升，主要受控于温度升高对混凝土刚度的改变。从法向蠕变全过程来看，温度升高显著增大了试样的蠕变变形和蠕变速率，丁基橡胶材料对温度敏感，随着温度升高，丁基橡胶及其与混凝土接触区域都会出现一定程度的热软化，在相同法向应力下更容易发生持续压缩，从而使蠕变速率增大，流变过程加快。

混凝土-丁基橡胶试样属于刚柔组合体系，其法向变形，尤其是蠕变变形随温度升高持续增强，表现出更突出的黏弹性特征。因此，在地下储气库运行过程中，若采用丁基橡胶类的高分子柔性密封材料，需要考虑升高温度条件下界面法向压缩和蠕变累积带来的变形适应问题。

对比可见，灰岩-混凝土体系主要受岩石和胶结界面控制，温度作用下结构稳定性较高；而混凝土-丁基橡胶体系由于包含温敏性高分子材料，表现出明显的温度依赖性。

4.2 温度对界面抗剪特性的影响

灰岩-混凝土界面的抗剪性能主要由胶结作用和界面摩擦共同控制，在25~70℃范围内，温度作用尚未造成明显胶结劣化，界面整体抗剪强度变化有限。在灰岩-混凝土界面中，温度对强度参数的影响主要体现为对黏聚力的改变，对摩擦成分的影响相对有限。

对于混凝土-丁基橡胶界面，其峰值抗剪强度和残余抗剪强度随温度升高呈显著增加，混凝土-丁基橡胶界面的抗剪承载主要由摩擦力控制，丁基橡胶在升高温度条件下发生软化，增大了与混凝土表面的贴合度。在高法向应力的约束下，软化的橡胶被压入混凝土表面的凹凸体中，有效接触面积增加，提高了界面的摩擦抗剪能力，从而升高界面峰值抗剪强度和残余抗剪强度。在实际压缩空气储能工程中混凝土-丁基橡胶界面的刚度降低和摩擦抗剪能力增强对变形协调和结构可靠性具有积极作用。

综上，温度对LRC支护与密封界面的影响具有明显的差异。灰岩-混凝土界面以刚性胶结和摩擦作用为主，在25~70℃范围内表现出较稳定的力学响应；混凝土－丁基橡胶界面则受高分子材料温敏特性控制，温升导致其变形能力增强，并通过提高界面贴合程度提高界面抗剪承载能力在压缩空气储能内衬硐室设计中，应根据不同界面的材料特性分别考虑温度引起的变形适应和承载性能变化。

5 结 论

本文针对内衬硐室储能支护与密封界面，以灰岩-混凝土及混凝土-丁基橡胶组合试样为研究对象，系统开展了不同法向应力（4 MPa、7 MPa、11 MPa）与温度（25℃、40℃、70℃）条件下的法向蠕变-剪切力学试验，得出主要结论如下：

（1）在法向恒载作用下，灰岩-混凝土组合试样短期蠕变随温度升高出现增加。在25~70℃范围内，温度变化引起灰岩-混凝土界面黏聚力呈现降低后恢复趋势，由25℃条件下4.65 MPa降低至40℃条件下2.73 MPa，内摩擦角整体保持稳定，界面在试验温度范围内具有较好的温度稳定性。

（2）升高温度对混凝土-丁基橡胶界面的蠕变则表现出持续的促进作用，温度越高，流变性越强。升高温度对丁基橡胶具有软化作用，使丁基橡胶在法向压力作用下与混凝土界面形成更大的有效接触面积，温度升高至70℃，丁基橡胶-混凝土界面的摩擦角从5.95°上升到17.08°。

（3）两类界面的剪切变形阶段存在明显差异。灰岩-混凝土界面依次经历（I）结构调整、（II）刚度强化、（III）刚度劣化、（IV）峰后破裂阶段；混凝土-丁基橡胶界面则主要经历（I）弹性阶段、（II）屈服强化阶段、（III）软化阶段和（IV）残余摩擦阶段。

（4）分析了密封结构及界面对温度和应力响应的机理，压缩空气储能运行的温度和压力条件对灰岩-混凝土变形及抗剪强度影响较小；对混凝土-丁

基橡胶试样变形和抗剪性能影响显著，表现为对变形能力和抗剪强度的同步强化，为压缩空气储能柔性密封体系设计提供了数据支撑。

参 考 文 献

[1] LIEBENSTEINER M, WRIENZ M. Do intermittent renewables threaten the electricity supply security? [J]. Energy Economics, 2020, 87: 104499.

[2] REN G, WAN J, LIU J, et al. Analysis of wind power intermittency based on historical wind power data[J]. Energy, 2018, 150: 482-492.

[3] CROTOGINO F, SCHNEIDER G S, EVANS D J. Renewable energy storage in geological formations[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy, 2017, 232(1): 100-114.

[4] ELBERRY A M, THAKUR J, SANTASALO-AARNIO A, et al. Large-scale compressed hydrogen storage as part of renewable electricity storage systems[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2021, 46(29): 15671-15690.

[5] KOMBA N A, HAISONG C, LIWOKO B B, et al. A comprehensive review on compressed air energy storage in geological formation: Experiments, simulations, and field applications[J]. Journal of Energy Storage, 2025, 114: DOI:10.1016/j.est.2025.115795.

[6] LORD A S, KOBOS P H, BORNS D J. Geologic storage of hydrogen: scaling up to meet city transportation demands [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, 39 (28): 15570-15582.

[7] APOSTOLOU D, ENEVOLDSEN P. The past, present and potential of hydrogen as a multifunctional storage application for wind power[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2019, 112: 917-929.

[8] 张新敬,陈海生,刘金超,等。压缩空气储能技术研究进展[J]. 储能科学与技术,2012, 1 (1): 26-40
ZHANG X J, CHEN H S, LIU J C, et al. Research Progress in compressed air energy storage system: A review[J]. Energy Storage Science and Technology, 2012, 1(1): 26-40.

[9] 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.

[10] HASSANPOURYOUZBAND A, JOONAKI E, EDLMANN K, et al. Offshore geological storage of hydrogen: is this our best option to achieve net-zero?[J]. ACS Energy Letters, 2021, 6(6): 2181-2186.

[11] JIANG Z M, LIU Y T, XI L U, 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. DOI:10.26599/RSM.2024.9435523.

[12] HEINEMANN N, ALCALDE J, MIOCIC J M, et al. Enabling large-scale hydrogen storage in porous media-the scientific challenges [J]. Energy & Environmental Science, 2021, 14(2): 853-864.

[13] 袁光杰,夏焱,金根泰,等。国内外地下储库现状及工程技术发展趋势[J]. 石油钻探技术,2017, 45 (4): 8-14.
YUAN G J, XIA Y, JIN G T, et al. Status and engineering technology development trend of underground storage at home and abroad [J]. Petroleum Drilling Techniques, 2017, 45 (4): 8-14.

[14] SALTER M D G, MACFARLANE I M, WILLETT D C, et al. Design aspects for an underground compressed air energy storage system in hard rock[C]//ISRM Symposium: Design and Performance of Underground Excavation. [S.l]: [s.n], 1984: 37-44.

[15] NILSEN B, OLSEN J. Storage of Gases in Rock Caverns: Proceedings of the International Conference on Storage of Gases in Rock Caverns/Tronadheim/26-28 June 1989[M]. Boca Raton: CRC Press, 2022.

[16] TENGBORG P, JOHANSSON J, DURUP J G. Storage of highly compressed gases in underground lined rock caverns-more than 10 years of experience[C]//Proceedings of the World Tunnel Congress. Foz do Iguaçu, 2014.

[17] DAMASCENO D R. Modeling Aspects of Reliability-Based Design of Lined Rock Caverns[D]. Stockholm: KTH Royal Institute of Technology, School of Architecture and the Built Environment, 2022.

[18] MASOUDI M, HELLEVANG H, HASSANPOURYOUZBAND A, et al. Lined rock caverns: A hydrogen storage solution[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 84: 109872.

[19] JIANG Z, LI P, TANG D, et al. Experimental and numerical investigations of small-scale lined rock cavern at shallow depth for compressed air energy storage[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2020, 53: 2671-2683.

[20] RUTQVIST J, KIM H, RYU D, 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.

[21] YE B, CHENG Z, YE W, et al. An analytical solution for analyzing the sealing efficiency of compressed air energy storage caverns [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2019, 23: 2025-2035.

[22] QIN S, XIA C, ZHOU S. Air tightness of compressed air storage energy caverns with polymer sealing layer subjected to various air stress [J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2022.

[23] TERASHITA F, TAKAGI S, KOHJIYA S, et al. Airtight butyl rubber under high pressures in the storage tank of CAES-G/T system power plant[J]. Journal of Applied Polymer Science, 2005, 95(1): 173-177. DOI:10.1002/app.20815.

[24] 周瑜,夏才初,周舒威,等。压气储能内衬洞室高分子密封层的气密与力学特性 [J]. 岩石力学与工程学报,2018, 37 (12):2685-2696.
ZHOU Y, XIA C C, ZHOU S W, et al. Air tightness and mechanical properties of polymer sealing layer in lined cavern for compressed air energy storage[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(12):2685-2696.

[25] Liang W , Yang D , Bian H . Mechanical properties of rubber sealing material in lined rock cavern for compressed air energy storage considering thermo-mechanical coupling effect[J]. Construction and Building Materials, 2025, 458. DOI: 10.1016/j.

conbuildmat.2024.139494.

[26] 蒋中明,黄毓成,刘澜婷,等。平江浅埋地下储气实验库力学响应数值分析 [J]. 水利水电科技进展,2019, 39 (6): 37-43.
JIANG Z M, HUANG Y C, LIU L T, et al. Numerical analysis on mechanical response of shallow buried underground gas storage test cavern in Pingjiang [J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2019, 39 (6): 37-43.

[27] GENG X, SUN G, YU X, et al. Thermodynamic analysis of lined rock caverns for initial inflation and cyclic operational conditions in compressed air energy storage[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 99: 113253.

[28] KUSHNIR R, DAYAN A, ULLMANN A. Temperature and stress variations within compressed air energy storage caverns[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2012, 55: 5616-5630.

[29] 张国华,王薪锦,相月,等。压缩空气硬岩储库关键问题研究进展:气密性能、热力过程与稳定性 [J]. 岩石力学与工程学报,2024, 43 (11): 2601-2626.
ZHANG G H, WANG X J, XIANG Y, et al. Research progress on key issues of hard rock cavern for compressed air energy storage: air tightness, thermal process and stability[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(11): 2601-2626.

[30] 张世殊,徐晨,夏才初。压气储能硐室围岩应力路径及稳定性调控 [J]. 岩石力学与工程学报,2025, 44 (11): 2825-2842.
ZHANG S S, XU C, XIA C C. Stress path and stability control of surrounding rock of cavern for compressed air energy storage [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2025, 44 (11): 2825-2842.

[31] 蓝日彦,杨凯,邱云辉,等。围岩蠕变作用下隧道支护结构的劣化特征 [J]. 西南交通大学学报,2025, 60 (5): 1106-1120.
LAN R Y, YANG K, QIU Y H, et al. Deterioration characteristics of tunnel support structure under surrounding rock creep [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2025, 60 (5): 1106-1120.

[32] 张国华,王薪锦,柯洪,等。压气储能地下内衬储气库运行压力区间确定方法 [J]. 岩石力学与工程学报,2024, 43 (12): 2874-2891.
ZHANG G H, WANG X J, KE H, et al. Determination method of operating stress range for underground lined cavern of compressed air energy storage[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(12): 2874-2891.

[33] 陈世万,杨春和,王贵宾,等。不同围压下花岗岩 σcc,σci 和 σcd 的确定 [J]. 东北大学学报 (自然科学版), 2016, 37 (12): 1789-1793, 1799.
CHEN S W, YANG C H, WANG G B, et al. Determination of σcc, σci and σcd of granite under different confining stress s [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2016, 37 (12): 1789-1793,1799.

[34] Tarifard A, Török Á, Görög P. Review of the creep constitutive models for rocks and the application of creep analysis in geomechanics[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2024. doi:10.1007/s00603-024-03939-x.