DOI：10.16285/j.rsm.2024.1153 CSTR:32223.14.j.rsm.2024.1153

团粒膨润土振动密实性与恒刚度约束膨胀行为

谈云志[1,2]，吴克宇[1,2]，明华军[1,2,3]，孙德安[1,4]

（1. 三峡大学 特殊土土力学研究所，宜昌 湖北 443002；2. 三峡大学 防灾减灾湖北省重点实验室，宜昌 湖北 443002；
3. 三峡大学 水利与环境学院，宜昌 湖北 443002；4. 上海大学 土木工程系，上海 200444）

摘 要：压缩空气地下储能是实现大规模物理储能的理想方式，关键是要保证地下储气库长期气密性，据此，提出用膨润土−薄钢板构建复合密封层的概念。为验证利用膨润土辅助构建密封层的可行性，开展膨润土团粒振实试验与恒刚度膨胀试验。结果表明：由膨润土通过压实再破碎形成不同尺寸团粒，团粒按比例重新组合成混合物，经过振动 210 s 后达到稳定密实状态；以最大尺寸 5 mm 的团粒为例，依据 Andreasen 公式，取级配指数 n=0.5 时混合，其振动堆积密度最大可达 1.35 g/cm^3；所有双粒组团粒混合物，粗粒组含量 70%时达到最大振动堆积密度，基于等粒径团粒堆积状态理论解释了该现象的原因。膨润土团粒振动离析会降低堆积均匀度，但水化膨胀蠕动后，能挤密充填团粒间的大孔隙，调整了密实度的整体均匀性，保证薄钢板与围岩的均匀受力。恒刚度约束下膨润土的膨胀变形释放了部分膨胀潜势，剩余膨胀潜势以剩余膨胀力形式展现，建立了恒刚度约束下剩余膨胀力与膨胀变形率关系，可为构建膨润土−薄钢板复合密封层提供设计参考依据，避免薄钢板发生屈曲变形破坏。

关 键 词：压气储能；团粒膨润土；振动密实；恒刚度；膨胀行为

中图分类号：TU 443 **文献标识码：**A **文章编号：**1000－7598 (2025) 08－2399－10

Vibro-compacted properties of granule bentonite and its swelling behavior under constant stiffness constraint

TAN Yun-zhi[1,2], WU Ke-yu[1,2], MING Hua-jun[1,2,3], SUN De-an[1,4]

(1. The Institute of Problematic Soils Mechanics, China Three Gorges University, Yichang, Hubei 443002, China;
2. Hubei Key Laboratory of Disaster Prevention and Mitigation, China Three Gorges University, Yichang, Hubei 443002, China;
3. College of Hydraulic and Environmental Engineering, China Three Gorges University, Yichang, Hubei 443002, China;
4. Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: Rock cavern compressed air energy storage (CAES) represents a promising solution for large-scale physical energy storage. Yet, it faces a critical challenge in ensuring the long-term airtightness of underground storage reservoirs. This paper introduces a composite sealing layer consisting of granular bentonite and a thin steel plate to address this issue. Granular bentonite is fabricated by compacting bentonite powder and subsequently crushing it into particles of varying sizes. Vibration tests and constant stiffness swelling tests were conducted on granular bentonite mixtures to evaluate its feasibility for constructing a sealing layer. Results indicated that, for granular bentonite mixtures, the packing dry density stabilizes after 210 seconds of vibration. For multi-size mixtures adhering to the Andreasen equation with a maximum granular size of 5 mm, the peak packing density is attained at n=0.5, corresponding to a value of 1.35 g/cm^3. All binary-size mixtures achieved their peak packing densities at an optimal coarse content of 70%. This phenomenon can be explained by the theory of equal-size particle stacking states of granule. During vibration, granular bentonite tends to segregate, compromising its uniformity. However, upon hydration and subsequent expansion, bentonite compacts sufficiently to fill the interstitial voids between the original granules, thereby restoring overall uniformity. This process is crucial for ensuring uniform force distribution across the thin steel plate and the surrounding rock. Under constant stiffness constraints, the swelling deformation of bentonite partially releases its swelling potential, while the residual swelling potential manifests as residual swelling pressure. The relationship between residual swelling pressure and swelling deformation rate, under constant stiffness constraint, has been established. This relationship can serve as a design reference for constructing a composite sealing layer to prevent damage to the thin steel plate due to buckling deformation.

收稿日期：2024-09-18 录用日期：2024-11-19
基金项目：湖北省自然科学基金（No. 2023AFD198，No. 2024AFA004）；国家自然科学基金（No. 52279102）。
This work was supported by the Natural Science Foundation of Hubei Province (2023AFD198, 2024AFA004) and the National Natural Science Foundation of China (52279102).
第一作者简介：谈云志，男，1979 年生，博士，教授，主要从事特殊土土力学与特殊土资源化利用的研究。E-mail: yztan@ctgu.edu.cn
通讯作者：明华军，男，1984 年生，博士，副教授，主要从事特殊土土力学的研究。E-mail: hjming@ctgu.edu.cn

Keywords: compressed air energy storage (CAES); granule bentonite; vibro-compacted; constant stiffness; swelling behavior

1 引 言

为实现“双碳”目标，减少温室气体排放，国家倡导发展新能源，如风电、太阳能等。新能源受气候条件影响导致供给波动性大。为克服该缺点，提出压气储能技术，以期实现“削峰填谷”的功能。其中，开挖地下洞室储气的方法凭借选址灵活、存储量大等优势，成为广泛推崇的物理储能方式[1]。

地下储气库工作气压力大（10～18 MPa）[2]、密封性要求高（24 h 泄漏率<1%）；且充放气过程中，温度变化频率高[3]、变化幅度大（−14.5～142.8 ℃）[4]。因此，提高气密性是维持地下储气库正常服役的关键核心技术[5]。

地下洞室爆破开挖，围岩洞室表面并非光滑。为保证气密性，目前提出了密封层+混凝土衬砌的普适性方案。其中，衬砌主要起找平作用，预防密封层受力不均而拉裂[6-7]；密封层起保压作用，预防储气库泄漏而失效。密封层的构建材料有两类：一是钢板[8]；二是玻璃钢[9]。为节约成本，两类材料要尽量薄，仅起传力作用，自身基本不承担荷载。假如混凝土衬砌存在施工缺陷，局部凸凹不平，薄钢板或玻璃钢受高气压作用极易撕裂[6, 10-11]。尤其是密封层与混凝土衬砌之间属于硬接触，充放气过程形成高压交变荷载，也会导致密封层出现应变集中而开裂。据此，提出了衬砌与密封层间加设滑动层的改进方法。大唐中宁压缩空气储能项目提出波拱橡胶用作滑动层的结构型式。但波拱橡胶制作、安装成本过高，且在高低温反复作用下易老化，运维成本高[12-13]。

为此提出膨润土−薄钢板复合密封层结构（如图 1 所示），将膨润土充填于薄钢板与围岩衬砌之间。充分发挥膨润土吸水后强膨胀难压缩和自密封的特点，预先向薄钢板施加指向洞内的膨胀力，以期平衡储气库运行期间的部分气压力；同时，实现均匀受力，协调好薄钢板的整体变形。当围岩质量较好时，可取消混凝土衬砌，直接充填膨润土，起到衬砌+滑动层的双重作用。

围岩和薄钢板之间形状不规则，无法用高压实块体的膨润土堆砌充填，只能用松散的膨润土填充。研究表明，膨润土的膨胀行为与充填密实度有关[14]。纯膨润土细腻如粉，自然堆积密度极低，无法满足膨胀力要求，需要抵抗压缩空气的挤压行为；同时，膨胀力也不能太大，以免引起薄钢板变形过大而发生屈曲。为此，提出通过压实膨润土粉粒形成高密块体、再破碎成不同粒径高密团粒的方法，通过提高压实干密度、优化混合团粒组分比例、控制充填振动时间等措施，实现调控充填密实度。

传统的钢板衬砌储气洞室中，衬砌和围岩是刚性约束，充气后可限制钢板向围岩方向变形。但是，论文提出的复合密封层结构中，薄钢板既可受膨润土的膨胀挤压而向洞内变形，又可受压缩空气挤压向围岩方向变形。可见，控制薄钢板合理变形是确保密封层安全运行的关键，尤其是控制指向洞内的变形量。

薄钢板向洞内变形是膨润土膨胀和薄钢板约束相互作用的结果：膨润土膨胀挤压薄钢板，薄钢板发生变形，薄钢板同步产生弹性反力（如图 2 所示），约束膨润土膨胀，二者相互演进，最终达到平衡状态。该状态下膨润土的膨胀行为，既不是“恒荷载”约束膨胀，也不是“恒体积”约束膨胀，而是既“变荷载”又“变体积”的“恒刚度”约束变形，其受力简化模型如图 2 所示。

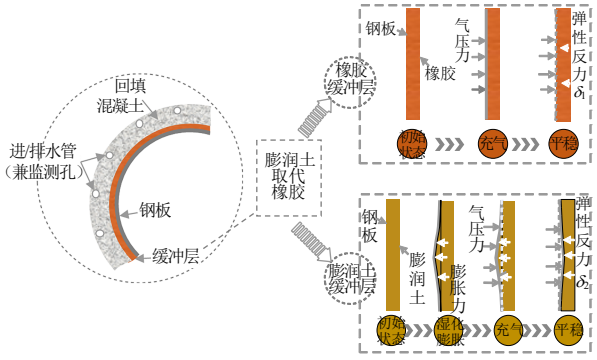


图 1 膨润土−钢板复合密封层示意图

Fig.1 Schematic diagram of bentonite-steel plate composite sealing layer

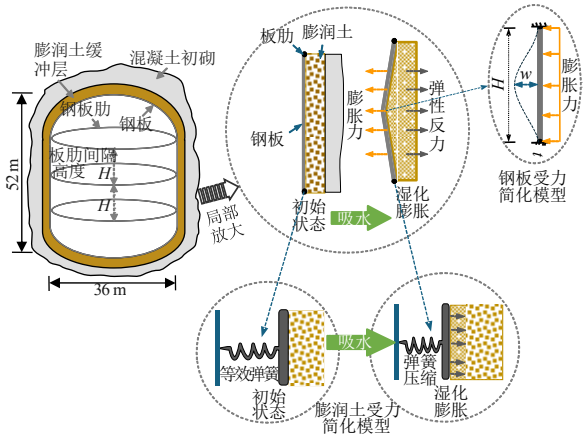


图 2 膨润土和钢板的受力简化模型

Fig.2 Simplified loading model of bentonite and steel plate

研究表明，边界约束条件会显著影响膨润土的膨胀行为[15]；尤其是振动密实的团粒膨润土，其膨胀行为事关复合密封层的运行安全，值得更加深入研究。为此，论文以团粒膨润土混合物为研究对象，开展堆积振动试验，分析膨润土团粒混合物振动密实度的变化规律，评价其振后密实度的均匀性；最后，开展振实试样的恒刚度膨胀试验，建立恒刚度约束下膨润土团粒的膨胀变形与剩余膨胀力间的关系，为膨润土−薄钢板复合密封层提供设计依据。

2　试验材料与方法

2.1　试验材料

试验用膨润土购自河北宗润矿产有限公司，为白色钠基膨润土，其基本性质见表 1。

表 1　膨润土基本性质

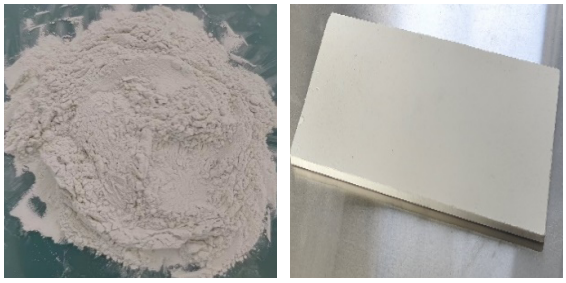
Table 1　Basic properties of bentonite

相对密度	塑限 / %	液限 / %	自由膨胀率 / %	比表面积 / ($m^2 \cdot g^{-1}$)	蒙脱石含量 / %
2.63	41.9	202.0	356	632.7	87

2.2　膨润土团粒制备

考虑膨润土易遇水局部结团造成整体含水率分布不均，若采用饱和盐溶液平衡含水率则会造成耗时较长[16]，影响团粒制造周期和成本。故将膨润土置入 105 ℃环境的烘箱烘干 24 h，冷却至室温；按照目标干密度 1.85 g/cm^3 和目标尺寸 11.5 cm×24 cm×1 cm 计算称取所需质量，均匀地倒入方形模具内。利用 300 t 压力机，先以 20 mm/min 的速度初步压实；随后卸压，将喷出的少量粉末收集后装入模具，再控制 20 mm/min 的速率压至目标干密度，随后保压 60 min，尽量减少其回弹变形量。膨润土压实前后的形状如图 3 所示。

基于经济性考虑，地下储气库中膨润土层厚度宜为 5～10 cm，故膨润土团粒最大尺寸定为 5 mm。

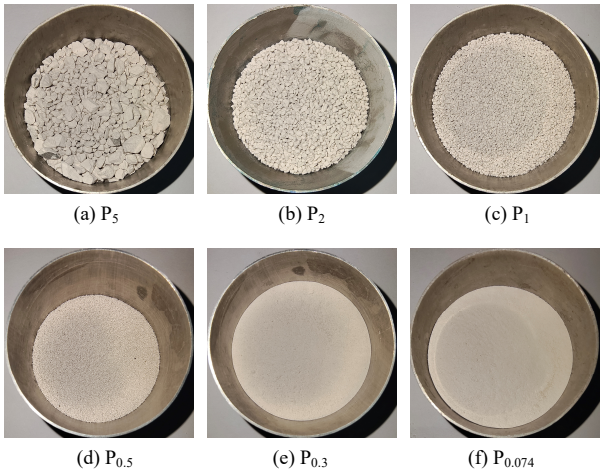


(a) 膨润土粉末　　(b) 压实块体

图 3　膨润土试样

Fig.3　Bentonite sample

将压实块状破碎分别过 5、2、1、0.5、0.3、0.074 mm 孔径筛，得到 5～2、2～1、1～0.5、0.5～0.3、0.3～0.074 mm 及<0.074 mm 6 类尺寸范围的粒组。为便于表述，分别记为 P_5、P_2、P_1、$P_{0.5}$、$P_{0.3}$ 和 $P_{0.074}$。筛分完成后分类存放，P_5 定义为粗粒组，其余为细粒组。



(a) P_5　(b) P_2　(c) P_1

(d) $P_{0.5}$　(e) $P_{0.3}$　(f) $P_{0.074}$

图 4　团粒膨润土形貌

Fig.4　Morphological characterization of bentonite aggregates

为研究所制膨润土团粒的混合组分影响，分别开展单粒组、双粒组和多粒组混合物的振动堆积密度试验。

单粒组试样，按对应尺寸粒组直接称取目标质量；双粒组试样，按粗粒组 P_5 占混合物质量分数比 10%、30%、50%、70%、90%分别称取相应目标质量后，与单细粒组混合而成；多粒组试样，包含多种尺寸粒组团粒，各粒组质量百分比按 Andreasen 公式确定[17]：

$$m_i = (d / d_{max})^n \tag{1}$$

式中：m_i 为尺寸小于 d 的粒组累计质量分数；d_{max} 为团粒最大尺寸；n 为级配指数。显然，随 n 值增大，细颗粒所占质量比减小。论文中级配指数 n 的步长取 0.1，自 0.1 至 0.9；团粒最大尺寸取 $d_{max} = 5$ mm，确定各粒组质量分数。

2.3　试验设备与方法

2.3.1　振动试验

振动试验所用仪器（如图 5 所示）由内径 10 cm、高 20 cm 的分层透明亚克力圆筒、两个金属环以及 4 根螺杆紧固组成。圆筒共 6 层，自上而下分别记为 L_1～L_6，顶部 L_1 层高 4 cm，其他层（L_2～L_6）高度均为 3 cm。

试验前，按照粒组组合方案，控制试样总质量为1 000 g，混合膨润土团粒混合物，质量精确到0.01 g。用铲土勺将混合物缓慢装入圆筒内，利用毛刷轻扫表层，保证表面平整。随后，将填好试样的容器移至振动台上，筒口加盖板防止颗粒振动溅出，测量振动结束时容器内混合物高度，计算振动堆积密度。每组试样均开展 3 个平行试验，取其平均值为最终振动堆积密度。试验所用振动台，振动频率为 2 860 次/min，振幅为 0.3～0.6 mm。

选择振动堆积密度最大的试样为研究对象，每次准备总质量 1 000 g 的混合物装填至图 5 设备中，开展振动均匀性评价。振实后混合物高度略高于第 4 层顶部。从上至下，先弃掉 L_3 层中极少量的混合物，然后依次取出 L_4、L_5、L_6 层的混合物装入到其他容器中，再分别称重过筛。为消除试验误差，开展 3 组平行试验，取其平均值，最终得到各分层堆积密度以及粒组的分布特征。

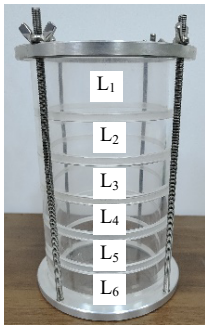


图 5 振动试验容器

Fig.5 Container for vibration tests

2.3.2 恒刚度膨胀试验

自制的恒刚度膨胀仪如图 6 所示。

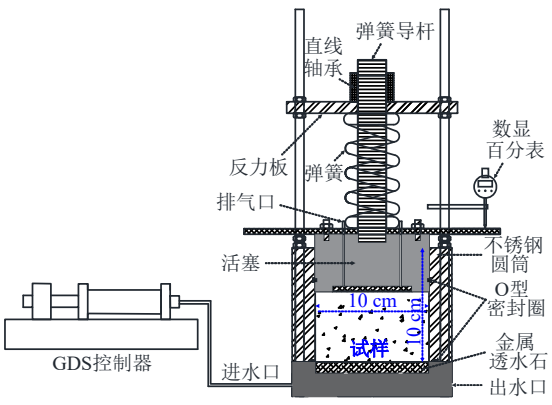


图 6 恒刚度膨胀试验仪

Fig.6 Swelling property tester under constant stiffness constraint

仪器主要由饱和装置（GDS 控制器）、数据采集系统、试样舱和恒刚度反力架组成。

其中，饱和装置与仪器底座的进水口连接，注水使试样饱和。试样舱为内径 10 cm、高 10 cm 的不锈钢金属圆筒。数据采集系统由数显位移表和记录仪组成。试验时，用螺母将试样舱紧固于底座，装填试样后，活塞旋入圆筒与试样接触，保持活塞上排气孔处于开启状态。利用螺母将整个恒刚度反力架固定。数显位移表探针置于弹簧导杆顶部，记录膨胀位移量。

恒刚度反力架由活塞、导杆、金属顶板和弹簧构成。弹簧导杆可穿过直线轴承上下移动，通过更换不同刚度系数的弹簧模拟不同刚度的约束条件。膨润土吸水膨胀，推动金属顶板向上移动，由于受试验仪顶部的反力架约束，金属顶板向上移动会挤压弹簧，弹簧产生反力，膨胀变形越大，弹性反力越大，膨胀变形速度减小，直至平衡状态。该受力状态符合图 2 中膨润土和钢板的受力过程。

按照最大振动堆积密度对应的振动工艺，把膨润土团粒混合物装入试样舱内振动密实。为节省膨润土均匀湿化时间，缩短试验周期，将试样高度定为 2.5 cm。膨润土湿化时，初始注水压 50 kPa，24 h 后升高至 100 kPa。当 48 h 内数显百分表读数变动小于 0.01 mm 时，视为吸水饱和且膨胀稳定。

为确定弹簧刚度系数大致范围，将储气库薄钢板结构受力状态简化为两侧刚性约束的板模型，如图 2 所示，其最大变形量 w 利用挠度公式计算：

$$w=\frac{1}{EI}\left(-\frac{q}{24}x^4+\frac{qH}{12}x^3-\frac{qH^2}{24}x^2\right) \tag{2}$$

式中：w 为钢板挠度（m）；E 为钢板弹性模量，取 200 GPa；q 为均布荷载，取单位宽度的膨润土膨胀力（q=F_R×1 m）（N/m）；H 为板肋间隔高度（m）；x 为离端点距离，对两端刚约束梁，最不利处为 $H/2$；I 为惯性矩，$I=bt^3/12$，t 为钢板厚度（m），b 为单位宽度，取值 1 m。

进而创建荷载与变形关系，得到等效刚度系数 k：

$$k=q/w \tag{3}$$

参照夏才初等[12]提出的模型，将板厚取为 10 mm。调整跨度代入式（2）计算：当 $H=2$ m 时，等效刚度系数为 400 N/mm；当 $H=5$ m 时，等效刚度系数锐减至 10 N/mm；当 $H=1.5$ m 时，等效刚度系数为 1 264 N/mm。随 H 减小，等效刚度系数迅速提升，但经济价值随之降低。可见，简化模型中薄钢板等效刚度系数处于 0～1 000 N/mm 范围内是合适的。

综合考虑计算数值及模型缩尺效应，刚度设置见表 2，为减小误差各刚度均开展两组平行试验。其中，E_0 为无荷载膨胀率试验，其刚度可视为 0；E_∞ 为恒体积下膨胀力试验，其刚度可视为 ∞。E_0 和 E_∞ 为恒刚度约束的两个极端状态，其余则对应图 6 中弹簧的刚度系数。

表 2　试验用弹簧的刚度系数及其编号命名

Table 2　Stiffness coefficients and identifiers of springs

试验编号	刚度系数 / (N • mm^{-1})
E_0	0.0
E_{200}	209.2
E_{300}	311.0
E_{600}	633.7
E_∞	∞

3　试验结果与分析

3.1　振动密实性

3.1.1　振动时间的影响

针对单粒组（$P_{0.074}$、P_5）、双粒组（30%P_5 和 70%P_2 混合物、70% P_5 和 30%$P_{0.074}$ 混合物）、多粒组（Andreasen 级配指数 n 为 0.5 对应混合物）的膨润土团粒混合物开展振动试验，得到振动堆积密度随振动时间的变化规律如图 7 所示。

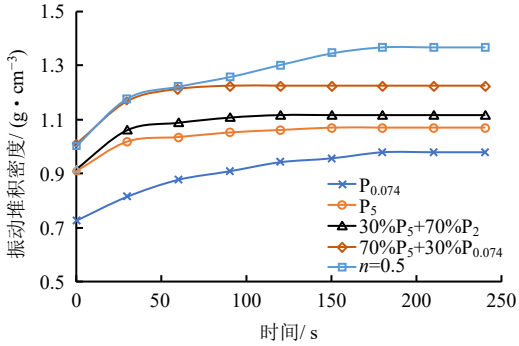


图 7　振实堆积密度与振动时间的关系

Fig.7　Relationship between packing density and vibrating time

可以看出，所有混合物振动密度均随振动时间的延长而增加，并最终趋于稳定；但每种混合物达到稳定的时间和最终堆积密度不同。整体而言，当振动时间达到 50～210 s 后，混合物的振动堆积密度均不再增加，试验中也观察不到明显的颗粒运动。因此，后续试验均以 210 s 作为振动时长。

3.1.2　粒组的影响

（1）单粒组

单粒组膨润土团粒的振动堆积密度与粒组的关系如图 8 所示。

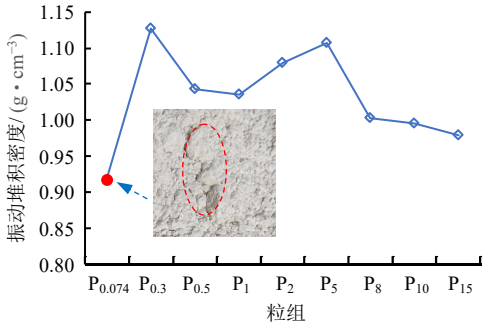


图 8　单粒组振动堆积密度与粒径关系

Fig.8　Relationship between vibrational packing density and particle size of mono-size

图 8 表明，纯膨润土（$P_{0.074}$ 粒组）振动堆积密度极低，仅 0.923 g/cm^3。粒组由 $P_{0.074}$ 增到 P_1，振动堆积密度先增后减；粒径由 P_1 继续增至 P_5，振动堆积密度再次增大；粒径为 $P_{0.3}$ 时，振动堆积密度达到最大值 1.126 g/cm^3。

$P_{0.074}$ 粒组的振动堆积密度明显小于 $P_{0.3}$ 粒组，可能是振动过程中极细粉粒间相互摩擦产生静电，最终吸附成絮凝状的团聚体（如图 8 所示）。

粉粒和团聚体之间、团聚体内的孔隙体积过大，导致 $P_{0.074}$ 粒组振动堆积密度明显小于 $P_{0.3}$ 粒组。

（2）双粒组

P_5 粒组视为粗粒组，分别以 P_2、$P_{0.5}$、$P_{0.3}$、$P_{0.074}$ 为细粒组，开展双粒组混合物振动试验，振动堆积密度与粗粒组 P_5 质量分数的关系如图 9 所示。

图 9 表明，所有双粒组混合物的振动堆积密度均随粗粒组质量分数增加，表现为先增后减，且粗粒组质量占比为 70%时，均达到最大振动堆积密度，该试验结果与 Liu 等[18]的结果较为接近。细粒组粒径越小，振动堆积密度受其含量变化影响越大。当

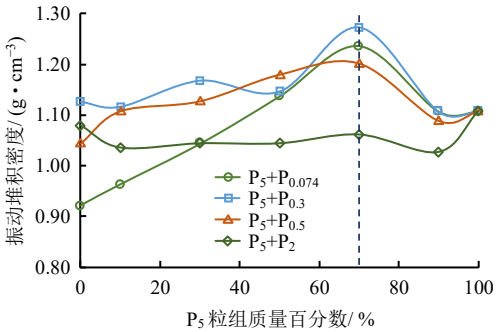


图 9　双粒组振动堆积密度与 P_5 质量分数关系

Fig.9　Relationship between vibrational packing density and mass fraction of coarse size P_5 for binary-size mixtures

细粒粒组为 $P_{0.074}$ 时，P_5 质量分数由 10%增加到 70%，其振实密度由 0.96 g/cm^3 提升为 1.24 g/cm^3，增幅近 30%；当细粒粒组为 P_2 时，混合物振动堆积密度随粗粒质量分数变化较小。虽然，任意双粒组混合物中粗粒质量分数为 70%时，均达到堆积密度峰值，但并非细粒组的粒径越小，堆积密度越大。当细粒粒径为 $P_{0.3}$ 时，堆积密度达到最大值 1.27 g/cm^3。

（3）多粒组

选取膨润土团粒最大尺寸 $d_{max}=5$ mm，按式（1）混合不同粒组，开展多粒组混合物的振实试验，得到振动堆积密度随 Andreasen 级配指数 n 的变化规律如图 10 所示。

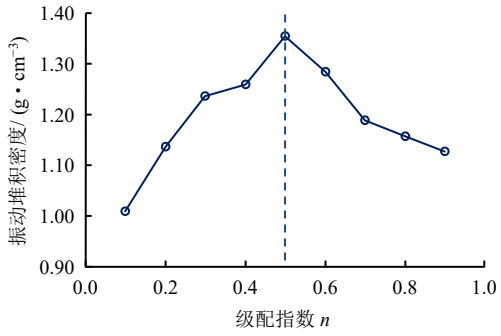


图 10 多粒组振动堆积密度与级配指数关系

Fig.10 Relationship between vibrational packing density and distribution index of multi-size mixtures

图 10 表明，n 增大，振动堆积密度先增大至峰值，后逐渐减小；当 $n=0.5$ 时，达到最大值 1.35 g/cm^3。说明多粒组混合物最大振动堆积密度显著高于双粒组混合物和单粒组团粒的最大振动堆积密度。因此，可通过调整多粒组混合物级配，间接调控膨润土的预期膨胀变形，实现满足工程设计的要求。

3.2 恒刚度膨胀试验

膨润土膨胀潜能可定义为无约束条件下膨润土湿润过程中的相对体积变化量，体现膨润土的显著膨胀特征，最终决定膨胀力储备能力[19]。因此，膨胀变形和膨胀力是膨胀潜能的两种表现形式，其既可用无荷膨胀率 ε_{bmax} 表征，又可用恒体积膨胀力 F_{Rmax} 表征。膨润土吸水膨胀，受约束时膨胀潜能表现为膨胀力；未受约束时表现为膨胀变形；遇水膨胀受约束但非刚性约束时，则膨胀力与膨胀变形同时发生[20]。为区别于规范中阐述“恒体积”约束膨胀稳定后的膨胀力，将恒刚度约束膨胀稳定后的膨胀力定义为剩余膨胀力，其数值等于图 6 弹簧的弹性反力。

采用表 2 所示不同刚度弹簧，使用图 6 恒刚度膨胀试验仪，开展不同刚度的恒刚度膨胀试验，其膨胀率变化规律如图 11 所示，最终膨胀稳定时对应得到膨胀率为该恒刚度条件下膨润土膨胀率 ε_b，弹簧内部储存的剩余膨胀力 F_R 为膨胀变形量与该弹簧刚度乘积。

由此，得到不同恒刚度约束条件下试样的膨胀特性见表 3。

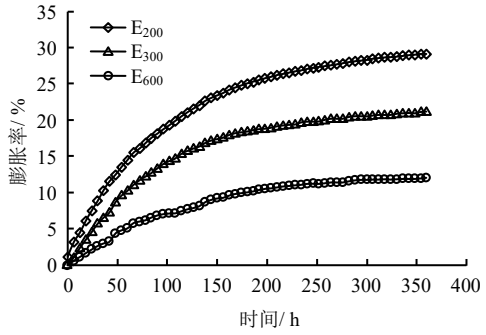


图 11 恒刚度条件下膨润土的膨胀率变化过程

Fig.11 Variation of swelling ratio of bentonite under constant stiffness condition

表 3 恒刚度约束下饱和后试样膨胀率与剩余膨胀力

Table 3 Swelling ratio and residual swelling pressure of sample after saturation under constant stiffness constraint

试验编号	刚度系数 / (N • mm^{-1})	膨胀率 ε_b / %	剩余膨胀力 F_R / kPa
E_0	0.0	104.8	0.00
E_{200}	209.2	29.40	195.70
E_{300}	311.0	21.20	209.45
E_{600}	633.7	11.24	226.64
E_∞	∞	0.00	268.65

E_0 试样的膨胀率可视为完全发挥出的膨胀潜势，即无荷膨胀率 ε_{bmax}（104.8%），其他约束刚度下试样的膨胀行为是释放部分膨胀潜势的表现，其释放率为 $\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$。而其对应刚度约束下的试样剩余膨胀力 F_R，则是剩余膨胀潜势（$1-\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$）的“力”体现。$F_R/F_{Rmax}$ 与 $1-\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$ 的关系如图 12 所示。

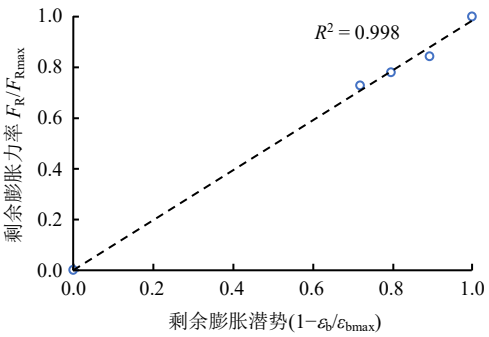


图 12 剩余膨胀力率与剩余膨胀潜势关系

Fig.12 Relationship between residual swelling pressure ratio and residual swelling potential

图 12 表明，剩余膨胀力率（F_R/F_{Rmax}）与剩余膨胀潜势（$1-\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$）呈正比关系，即剩余膨胀力越大，剩余膨胀潜势越多。拟合图 12 数据，可得到 F_R/F_{Rmax} 与 $1-\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$ 关系式为

$$F_R / F_{Rmax} = 1 - \varepsilon_b / \varepsilon_{bmax} \tag{4}$$

可见，通过确定 F_{Rmax}、ε_{bmax}，即可确定 F_R 和 ε_b 的关系。恒刚度下膨润土膨胀率 ε_b 与钢板挠度 w 因协调变形而相关联（$w=\varepsilon_b H_b$，H_b 为充填的膨润土厚度）。以钢板允许屈服应变 ε_s 为控制目标，可确定膨润土−薄钢板复合密封层结构设计参数，具体流程如图 13 所示。

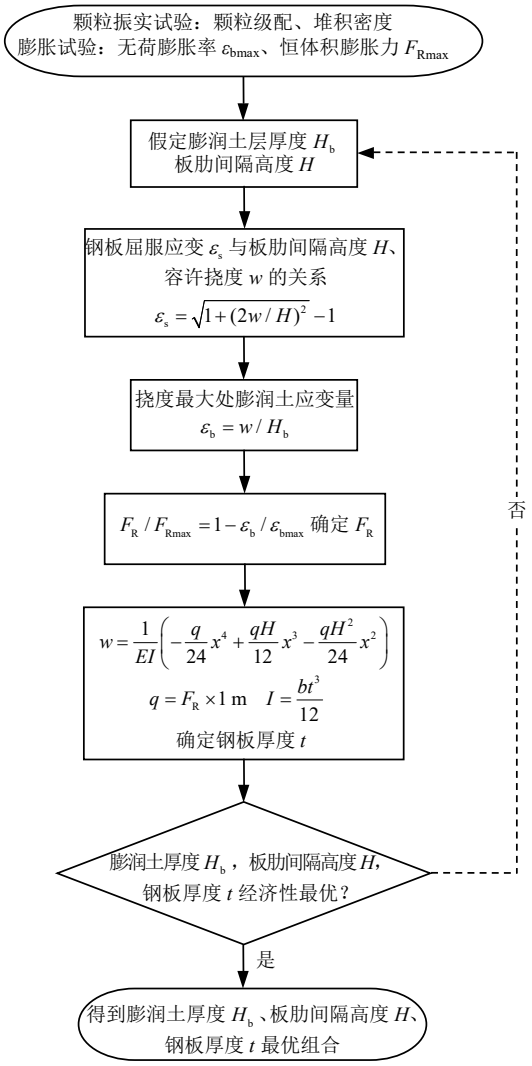


图 13　设计参数确定流程

Fig.13　Calculation flowchart of design parameters

按照图 13 的流程，计算了膨润土−薄钢板复合密封层的关键设计参数（板肋间隔高度 H、钢板厚度 t）的取值范围，如表 4 所示。

表 4　计算参数和结果

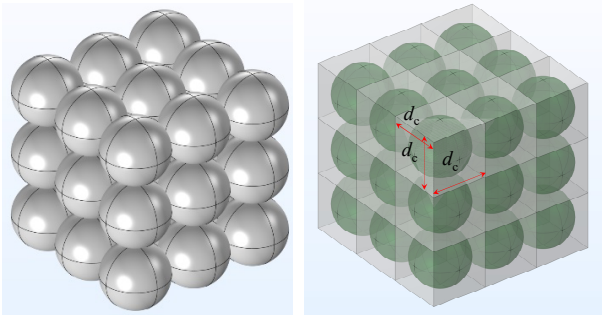
Table 4　Results and calculation parameters

无荷膨胀率 ε_{bmax}/%	恒体积膨胀力 F_{Rmax} / kPa	弹性模量 E / Pa	容许屈服应变 ε_s / %	膨润土厚度 H_b / m	板肋间隔高度 H / m	钢板厚度 t / cm
104.8	268.65	2×10^{11}	0.17	0.03	1.0～1.8	1.1～2.0

4　讨　论

4.1　团粒的理论堆积密度

考虑双粒组下有细粒组充填粗粒间孔隙，假设颗粒呈标准球状，四周约束条件下，粒径为 d_c 的粗颗组处于立方堆积状态，如图 14(a)所示。该堆积状态既不是最密堆积状态，也不是最松堆积状态，而是仅为理论分析、假设的一类堆积状态。



(a) 等粒径堆积状态　　(b) 粒间孔隙特征

图 14　等粒径团粒的理想堆积状态

Fig.14　Ideal packing state of particles with uniform diameter

由图 14(b)推导得到，平均每个颗粒形成的粒间孔隙体积为 $d_c^3-\dfrac{4\pi\left(\frac{d_c}{2}\right)^3}{3}$，则全部粗颗粒堆积后形成的粒间孔隙体积 V_{V_c} 为

$$V_{V_c}=\left[d_c^3-\frac{4\pi\left(\frac{d_c}{2}\right)^3}{3}\right]N_c=\frac{6-\pi}{6}d_c^3\frac{P_c m}{G_c\frac{4\pi}{3}\left(\frac{d_c}{2}\right)^3}=\frac{6-\pi}{\pi}\frac{P_c m}{G_c} \tag{5}$$

式中：N_c 为粗颗粒总数量；m 为双粒组混合物总质量；P_c 为粗粒占混合物质量分数；G_c 为单个粗颗粒密度，取 1.85 g/cm^3。

双粒组混合物中，全部细颗粒体积 V_f 为

$$V_{\mathrm{f}}=\frac{4\pi\left(\frac{d_{\mathrm{f}}}{2}\right)^3}{3}N_{\mathrm{f}}=\frac{4\pi\left(\frac{d_{\mathrm{f}}}{2}\right)^3}{3}\frac{(1-P_{\mathrm{c}})m}{G_{\mathrm{f}}\frac{4\pi}{3}\left(\frac{d_{\mathrm{f}}}{2}\right)^3}=\frac{(1-P_{\mathrm{c}})m}{G_{\mathrm{f}}} \tag{6}$$

式中：d_{f} 为细颗粒粒径；N_{f} 为细颗粒总数量；G_{f} 为单颗细粒密度，取 1.85 g/cm^3。

双粒组混合物中，假设先堆积粗颗粒，然后将细颗粒填充于粗颗粒间孔隙。用粗颗粒间孔隙体积 $V_{V_{\mathrm{c}}}$ 与细颗粒体积 V_{f} 比值表征二者的关系：

$$V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}=\frac{\frac{6-\pi}{\pi}\frac{P_{\mathrm{c}}m}{1.85}}{\frac{(1-P_{\mathrm{c}})m}{1.85}}=\frac{6-\pi}{\pi}\frac{P_{\mathrm{c}}}{1-P_{\mathrm{c}}} \tag{7}$$

由式（7）可知，双粒组混合物中，$V_{V_{\mathrm{c}}}$ 和 V_{f} 的比值仅与双粒组混合物中的粗颗粒质量分数有关，如图 15 所示。当 $V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}=1$ 时，理论上表示细颗粒刚好充填满粗颗粒间孔隙。

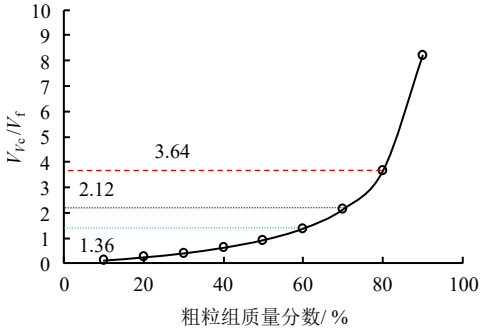


图 15 $V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}$ 与粗粒组质量分数关系

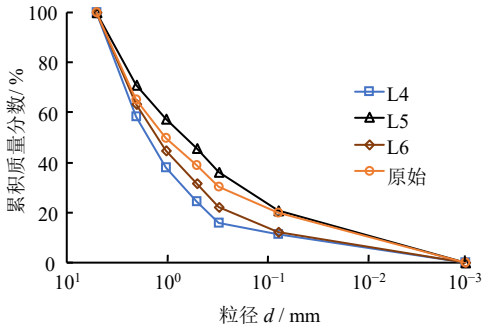
Fig.15 Relationship between $V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}$ and mass fraction of coarse size

可以看出，当粗颗粒含量 P_{c} 达到 60%临界值时，$V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}>1$，表明粗骨料间形成可供细颗粒充分填充的有效孔隙体积。当 $P_{\mathrm{c}}=60\%$时，$V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}=1.36$，该数值虽接近理论最优值 1，但由于膨润土颗粒间存在显著静电斥力及残余孔隙，难以实现完全振实；当 P_{c} 提升至 80%时，揭示粗骨料间孔隙严重过量导致的级配失衡现象；而 $P_{\mathrm{c}}=70\%$工况下，$V_{V_{\mathrm{c}}}/V_{\mathrm{f}}=2.12$ 的中间值状态，既避免了 60%配比时的填充空间不足，又显著优于 80%配比的孔隙过量问题。这种中间级配状态通过实现“孔隙−颗粒”的优化匹配，为振动堆积密度达到最大值提供了理论支撑，符合颗粒材料最优堆积理论的基本原理。

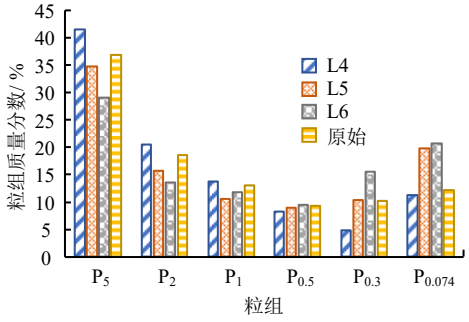
细粒组最大粒径要与粗粒组形成的孔隙大小相协调，否则发挥不了充填功能。$d_{\mathrm{c}}=5$ mm 颗粒理想堆积状态的粒间孔隙最小尺寸为 $(\sqrt{2}-1)\times 5\ \mathrm{mm}\approx 2$ mm。故当细粒组为 P_2 时，细粒并不能恰好填充粗粒间孔隙，该双粒组混合物类似于单粒组充填状态，其混合物的振动堆积密度受粗粒组质量分数变化影响较小，如图 9 所示。

4.2 振动均匀性

选择图 10 中最大振实堆积密度的膨润土团粒混合物（$d_{\max}=5$ mm，$n=0.5$）开展振实均匀性评价。L_4、L_5 和 L_6 层的密度分别为 $\rho_{L4}=1.28$ g/cm^3、$\rho_{L5}=1.34$ g/cm^3、$\rho_{L6}=1.41$ g/cm^3，说明振实过程会造成团粒离析，出现上层密度偏小、下层密度偏大现象。各层粒组振实前后的粒组分布如图 16 所示。



(a) 各层的团粒分布



(b) 各层的粒组质量分数分布

图 16 振实后的颗粒分布

Fig.16 Results of particle distribution after vibration

图 16 表明，振动过程中，粗颗粒上移、细颗粒下移。最上层 L_4 和最下层 L_6 中 P_5 粒组质量分数分别为 41.57%与 28.98%，相差 12.59%；同样地，$P_{0.074}$ 粒组也出现大幅变化。

值得注意的是，各层中 $P_{0.074}$ 的质量分数均大于原始膨润土团粒混合物中 $P_{0.074}$ 质量分数，可能是振动过程中颗粒摩擦破损，导致 $P_{0.074}$ 粒组质量增加。而越接近中间粒组，振实试样与原试样分布状态差距越小，各层中的团粒分布越均匀，尤其 P_1 与 $P_{0.5}$

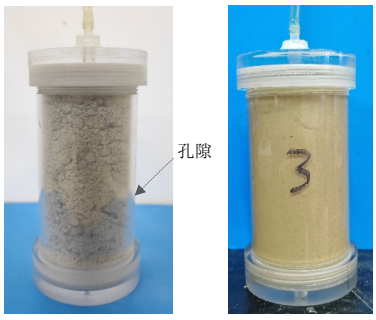
质量分数经振实后基本未发生变化。究其原因，与振动过程中团粒运动方式密切相关。

试验观察到，团粒并非无规律的跳动，而是自容器中心向上翻出，随后向四周散开的“泉涌”式运动。细颗粒与粗颗粒自堆积体表面中心翻出，向四周散开过程中，细颗粒通过粗粒间孔隙向下移动，即使散至容器壁处，仍会缓缓下移；而粗颗粒则因粒径较大，难以通过粒间孔隙重新沉入下部，散至边缘后，也受筒壁阻滞效应，最终停留于表面，双粒组试验中该现象尤为明显。

受粗细颗粒“泉涌”循环以及细颗粒下沉两种运动方式的共同作用下，产生了颗粒离析现象。因中间粒组具备穿梭于粗粒间孔隙的条件，运动相对自由，故整体呈现自下向上翻出后又重新下沉的循环模式，最终各层的质量分布变化不明显。

4.3　水化均匀性

膨润土团粒受约束下吸水膨胀前后的状态如图 17 所示。



(a) 水化前　　(b) 水化后

图 17　膨润土水化膨胀前后状态

Fig.17　State of bentonite before and after saturation

可以看到，膨润土团粒混合物充填完毕后，团粒间留下大量显著可见的大孔隙；但充水完全饱和后，膨润土中的蒙脱石因吸水而膨胀，且充填密度较大处的膨胀潜势比密度较小处大。膨胀潜势差会促使密度较大处的膨润土往密度较小处蠕动，Tan 等[21]开展了预留膨胀空间膨润土水化后的微观试验，发现膨润土能发生膨胀蠕动，最终实现水化均匀性。因此，肉眼可见的孔隙基本消失，表面变得光滑；同时，即使团粒膨润土局部振动不实，吸水后也会因膨胀蠕动达到相对均匀状态。

5　结　论

（1）随着振动时间增长，混合物堆积密度会逐渐增大。振动 50～210 s 后，混合物达到对应级配下最大密实状态。

（2）依据 Andreasen 公式，选取团粒最大尺寸 $d_{max}=5$ mm 的多粒组团粒混合振动，级配指数 $n=0.5$ 时的混合物振动最密实，其堆积密度最大值为 1.35 g/cm^3。基于等粒径团粒堆积模型，揭示了双粒组团粒混合物中，粗粒组含量为 70%时均能达到最大振实堆积密度的原因。

（3）刚度约束下的剩余膨胀潜势以剩余膨胀力的形式展现，剩余膨胀力率（F_R/F_{Rmax}）与剩余膨胀潜势（$1-\varepsilon_b/\varepsilon_{bmax}$）成正比关系。据此，可为确定膨润土−薄钢板复合密封层结构设计提供依据。

参 考 文 献

[1] 夏才初, 张平阳, 周舒威, 等. 大规模压气储能洞室稳定性和洞周应变分析[J]. 岩土力学, 2014, 35(5): 1391-1398.
XIA Cai-chu, ZHANG Ping-yang, ZHOU Shu-wei, et al. Stability and tangential strain analysis of large-scale compressed air energy storage cavern[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(5): 1391-1398.

[2] 孙冠华, 朱开源, 纪文栋, 等. 压缩空气储能电站地下硐库的基本概念、设计理念与方法[J]. 隧道与地下工程灾害防治, 2024, 6(1): 14-23.
SUN Guan-hua, ZHU Kai-yuan, JI Wen-dong, et al. Basic concepts, design principles, and methods of compressed air energy storage underground caverns[J]. **Hazard Control in Tunnelling and Underground Engineering**, 2024, 6(1): 14-23.

[3] 蒋中明, 刘澧源, 赵海斌, 等. 地下储气库热力耦合数值分析动态边界条件研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(3): 1149-1157.
JIANG Zhong-ming, LIU Feng-yuan, ZHAO Hai-bin, et al. Study of dynamic boundary conditions for thermo-mechanical coupling analysis of underground gas storage cavern[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(3): 1149-1157.

[4] 刘澧源, 蒋中明, 王江营, 等. 压气储能电站地下储气库之压缩空气热力学过程分析[J]. 储能科学与技术, 2018, 7(2): 232-239.
LIU Feng-yuan, JIANG Zhong-ming, WANG Jiang-ying, et al. Thermodynamic analyses of compressed air energy storage in a underground rock cavern[J]. **Energy Storage Science and Technology**, 2018, 7(2): 232-239.

[5] 夏才初, 徐英俊, 王辰霖, 等. 基于非稳态渗流过程的压气储能洞室空气渗漏率计算[J]. 岩土力学, 2021, 42(7): 1765-1773, 1793.
XIA Cai-chu, XU Ying-jun, WANG Chen-lin, et al. Calculation of air leakage rate in lined cavern for compressed air energy storage based on unsteady seepage

process[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(7): 1765-1773, 1793.

[6] 蒋中明, 甘露, 张登祥, 等. 压气储能地下储气库衬砌裂缝分布特征及演化规律研究[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(1): 110-119.
JIANG Zhong-ming, GAN Lu, ZHANG Deng-xiang, et al. 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.

[7] 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.

[8] KIM H M, RUTQVIST J, RYU D W, et al. Exploring the concept of compressed air energy storage (CAES) in lined rock caverns at shallow depth: a modeling study of air tightness and energy balance[J]. **Applied Energy**, 2012, 92: 653-667.

[9] 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 Zhong-ming, HUANG Yu-cheng, LIU Lan-ting, et al. Numerical analysis of mechanical response of Pingjiang shallow underground pilot cavern for compressed air storage[J]. **Advances in Science and Technology of Water Resources**, 2019, 39(6): 37-43.

[10] 蒋中明, 李鹏, 赵海斌, 等. 压气储能浅埋地下储气库性能试验研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(1): 235-241, 252.
JIANG Zhong-ming, LI Peng, ZHAO Hai-bin, et al. Experimental study on performance of shallow rock cavern for compressed air energy storage[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(1): 235-241, 252.

[11] 任晓丹, 李杰. 基于损伤理论的钢筋混凝土结构裂缝分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2015, 43(8): 1129-1134.
REN Xiao-dan, LI Jie. Damage theory based analysis of crack opening width for RC structures[J]. **Journal of Tongji University (Natural Science)**, 2015, 43(8): 1129-1134.

[12] 夏才初, 周舒威, 周瑜, 等. 压缩空气储能的地下岩石内衬洞室关键技术[M]. 上海: 同济大学出版社, 2021.
XIA Cai-chu, ZHOU Shu-wei, ZHOU Yu, et al. Key technology for compressed air energy storage in underground rock lined caverns[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2021.

[13] 周瑜, 夏才初, 周舒威, 等. 压气储能内衬洞室高分子密封层的气密与力学特性[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(12): 2685-2696.
ZHOU Yu, XIA Cai-chu, ZHOU Shou-wei, et al. Air tightness and mechanical characteristics of polymeric seals in lined rock caverns (LRCs) for compressed air energy storage (CAES)[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(12): 2685-2696.

[14] 刘樟荣, 叶为民, 张召, 等. 膨润土颗粒混合物的堆积性质与水−力特性研究进展[J]. 工程地质学报, 2020, 28(2): 294-305.
LIU Zhang-rong, YE Wei-min, ZHANG Zhao, et al. A review on packing and hydro-mechanical behaviour of bentonite pellet mixtures[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2020, 28(2): 294-305.

[15] TANG Chao-sheng, LI Sheng-jie, WANG Dong-wei, et al. Experimental simulation of boundary condition effects on bentonite swelling in HLW repositories[J]. **Environmental Earth Sciences**, 2019, 78: 135.

[16] 汪龙, 方祥位, 孙发鑫, 等. 膨润土−砂混合型缓冲/回填材料土−水特性曲线研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(8): 2264-2270.
WANG Long, FANG Xiang-wei, SUN Fa-xin, et al. Test on soil-water characteristic curves of bentonite-sand mixtures[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2013, 34(8): 2264-2270.

[17] ANDREASEN A H M, ANDERSEN J. Relation between grain size and interstitial space in products of unconsolidated granules[J]. **Kolloid-Zeitschrift**, 1930, 50: 217-228.

[18] LIU Z R, YE W M, ZHANG Z, et al. Particle size ratio and distribution effects on packing behavior of crushed GMZ bentonite pellets[J]. **Powder Technology**, 2019, 351: 92-101.

[19] 刘俊新, 唐伟, 李军润, 等. 高温及碱性条件对高庙子钠基膨润土膨胀力的影响[J]. 岩土力学, 2021, 42(8): 2160-2172, 2184.
LIU Jun-xin, TANG Wei, LI Jun-run, et al. An experimental research on swelling pressure of GMZ Na-bentonite submitted to the strong alkali-heat environment[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(8): 2160-2172, 2184.

[20] 周葆春, 张彦钧, 汤致松, 等. 不同压实度荆门弱膨胀土的一维膨胀−压缩特性[J]. 岩土力学, 2014, 35(5): 1275-1283.
ZHOU Bao-chun, ZHANG Yan-jun, TANG Zhi-song, et al. One-dimensional swelling-compression characteristics of Jingmen weak expansive soil under different compactnesses[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(5): 1275-1283.

[21] TAN Yun-zhi, HU Shi-xiang, LI Hui, et al. Effect of technological voids on hydro-mechanical behavior of compacted bentonite[J]. **Environmental Earth Sciences**, 2024, 83: 517.