DOI：10.3724/1000-6915.jrme.2025.0530

温控柔性边界饱和膨润土气体迁移特征

李 赛[1]，叶为民[1, 2*]，王 琼[1, 2]，陈永贵[1, 2]

（1. 同济大学 地下建筑与工程系，上海 200092；2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室，上海 200092）

摘要：为揭示处置库运营环境下饱和膨润土的气体渗流特征和迁移机制并预测有效气体渗透率，开展 8 MPa 围压、温控条件下高庙子（GMZ）膨润土试样饱和、注气和压汞试验。结果表明：液测固有渗透率随温度升高而增大；注气过程中，下游端气压变化呈三阶段特征；气体驱替孔隙水并引发试样体积收缩，且收缩量随温度升高而增大；随注气压力升高，气体迁移可引发由孔隙扩张导致的力学突破现象；在相同注气压力条件下，有效气体渗透率随温度升高而增大。基于液测固有渗透率和 Hagen-Poiseuille 模型，构建并验证了考虑温度、滑脱效应与注气压力影响的有效气体渗透率预测模型。

关键词：土力学；高庙子膨润土；气体迁移；压汞试验(MIP)；温度效应

中图分类号：TU 43 **文献标识码**：A **文章编号**：1000－6915(2026)01－0298－10

第 一 作 者：李 赛（1995－），现为博士研究生，主要从事超低渗介质气体迁移方面的研究工作。E-mail：lisai95@163.com

***通信作者**：叶为民（1963－），现任教授，主要从事环境地质、非饱和土工程地质方面的研究工作。E-mail：ye_tju@tongji.edu.cn

Gas migration characteristics in saturated bentonite under flexible boundary conditions considering temperature effects

LI Sai[1], YE Weimin[1, 2*], WANG Qiong[1, 2], CHEN Yonggui[1, 2]

(1. *Department of Geotechnical Engineering*, *Tongji University*, *Shanghai* 200092, *China*; 2. *Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education*, *Tongji University*, *Shanghai* 200092, *China*)

Abstract: To investigate the characteristics and mechanisms of gas migration and to predict the effective gas permeability in saturated bentonite within deep geological repositories, water saturation, gas injection, and mercury intrusion porosimetry (MIP) tests were conducted on GMZ bentonite specimens under a confining pressure of 8 MPa, taking temperature effects into account. The results indicate that the intrinsic permeability measured with water increases as temperature rises. During the gas injection test, the gas pressure recorded downstream exhibits a three-stage evolution process. Gas displaces pore water and induces pore shrinkage in the specimen, with the shrinkage ratio varying with temperature. As the gas injection pressure increases, mechanical gas breakthrough may ultimately be triggered by pore expansion. At the same injection pressure, effective gas permeability increases with rising temperature. A prediction model for effective gas permeability was developed based on the water-measured intrinsic permeability and the Hagen-Poiseuille model, validated by considering the influences of temperature, the Klinkenberg effect, and gas injection pressure.

Key words: soil mechanics; GMZ bentonite; gas migration; mercury intrusion porosimetry (MIP); temperature effects

收稿日期：2025－07－21；**修回日期**：2025－09－04

基金项目：国家自然科学基金重点项目（42030714）

Supported by the Major Program of the National Natural Science Foundation of China (Grant No. 42030714)

First author: LI Sai (1995－), doctoral candidate, is engaged in research on gas transport in ultra-low permeability media. E-mail: lisai95@163.com

*__Corresponding author:__ YE Weimin (1963－), professor, is engaged in research on environmental geology and unsaturated soil engineering geology. E-mail: ye_tju@tongji.edu.cn

1　引　言

作为一种低碳清洁能源，核能发展面临高放射性核废物(high-level radioactive waste，HLW)安全处置的挑战。基于多重屏障理念的深地质处置(埋深500～1 000 m)被认为是实现 HLW 长期隔离的一种有效方式[1]。高压实膨润土因具有低渗透性、高膨胀性、强吸附性及良好的热导性，被公认是建造处置库工程屏障系统的理想缓冲/回填材料[1-2]。

处置库服役过程中，缓冲材料常处于高围压(3～8 MPa)[3]及较高温度(≤100 ℃)[4]的运行环境中。随着围岩地下水的渗入，膨润土水化膨胀，同时因金属腐蚀、微生物降解、水及有机物辐解等过程将产生大量气体(如 H_2，CO_2，CH_4等)，后者将在屏障内部积聚，形成可高达 10～30 MPa 的超高气压。高压气体可穿透屏障材料并诱发气体突破[5]，造成工程屏障密封性能失效，导致库内放射性核素外泄，危及处置库运营安全。

为此，针对温度影响下膨润土的气体迁移行为和突破机制，国内外学者开展了大量的研究工作。结果表明，温度对气体渗透率具有显著且复杂的影响，相关研究结论也存在较大差异。魏天宇等[6]观测发现，在非饱和膨润土中，气体渗透率随温度升高而下降；L.Y. Cui 等[7]发现，在 5 MPa 围压下，气体渗透率随温度升高而增大；而 J. F. Liu 等[8]则指出，温度升高引起孔隙结构改变，导致渗透率呈现先降后升的非单调变化。差异性结论凸显了温度对气体迁移行为影响的复杂性。进一步研究表明，温度对气体渗透行为的影响主要通过 2 条路径实现：温度变化促使膨润土孔隙结构改变(如压缩、闭合或产生裂隙)，进而重塑气体渗流通道，影响气体迁移[9]；温度变化影响孔隙流体(气体和水)的物理性质(如密度、黏度及表面张力等)，从而影响气体迁移行为[10-11]。

基于大量研究，学者们将膨润土中的气体迁移过程归纳为溶解扩散、毛细驱替、孔隙扩张或裂缝(力学)突破等典型阶段[12-13]。其中，在柔性边界的迁移则以毛细驱替与孔隙扩张为主导[14]，且气体突破行为与注气压力(P_g)和围压(P_c)的比值(P_g/P_c)密切相关。J. F. Harrington 和 S. T. Horseman[15]认为当 P_g/P_c = 0.7～1.1 时，试样内部易发生孔隙扩张主导的气体突破；而 A. Hildenbrand 等[16-17]发现，当 P_g/P_c 趋近于 1 时，易引发因系统密封失效导致的界面突破。同时，围压恒定时，注气压力增大会使有效应力降低，增大气体对孔隙水的驱替能力，促进毛细突破的发生[18]。

整体来说，在柔性边界条件下，针对膨润土中气体迁移行为的研究已取得一定进展[13, 15, 18]，但针对深地质处置库典型环境下(高围压与温度)，饱和膨润土的孔隙结构演化规律，特别是温度对高围压下膨润土中的气体迁移和突破机制的影响，以及有效气体渗透率预测方法等，目前尚未得到清晰阐释。

本文以高庙子(GMZ)膨润土为研究对象，开展不同温度(20 ℃，40 ℃和 60 ℃)和高围压(8 MPa)条件下，初始干密度为 1.3 g/cm^3 的试样的注水饱和、注气和压汞试验(MIP)，以揭示温控高围压下饱和膨润土气体迁移行为，构建考虑温度与注气压力影响的有效气体渗透率预测模型。

2　试验研究

2.1　材料和样品制备

本研究所采用的高庙子(GMZ)膨润土产自内蒙古自治区乌兰察布市兴和县高庙子村，该膨润土现已成为我国高放废物深地质处置库首选缓冲材料。其主要矿物成分为蒙脱石，含量约为 75.4%。其物理性质如表 1[19]所示。

试样制备过程中，首先采用气相平衡法对膨润土粉末进行吸力控制[20]，具体操作如下：将膨润土粉末放置于盛有饱和 K_2CO_3溶液的密闭玻璃容器中，使该粉末进行吸力平衡约 100 d，最终含水量稳定在 9.89%。

根据设定干密度(1.3 g/cm^3)和试样尺寸(ϕ50 mm×10 mm)，称取对应质量的吸力平衡膨润土粉末，采用静态压实法，以 0.5 mm/min 的速率将粉末压实至设定干密度；维持最大压力约 60 min，再以相同速率卸载至 0。重复上述步骤直至表 2 中所有试样

压制完成。

2.2　试验装置

本文所用的注水饱和与注气试验装置如图 1 所示。主要由以下 5 部分组成：(1) 试样腔室，由 316L 不锈钢加工而成，能够承受高等向围压；(2) 压力/体积控制器 A 和 B，其中，A：精确施加围压，B：注水饱和试样；(3) 注气系统，包括高压氦气瓶及上、下游 2 个体积约为 40 mL 的 316L 不锈钢高压

表 1　GMZ01 膨润土的基本物理性质[19]

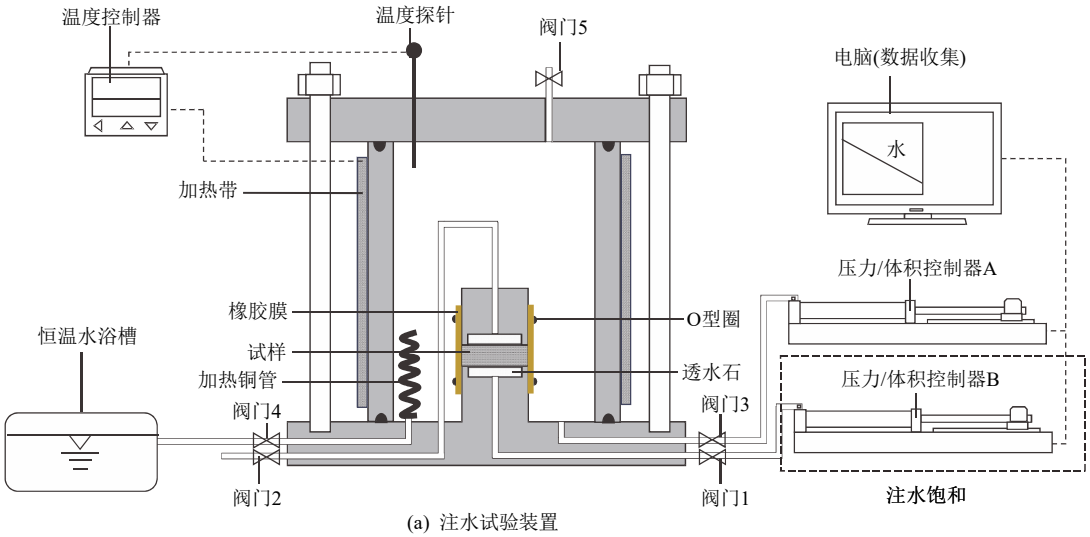
Table 1　Basic properties of GMZ01 bentonite[19]

G_s	pH	液限(liquid limit)/%	塑限(plastic limit)/%	总比表面积 (total specific surface area)/ ($m^2 \cdot g^{-1}$)	主要交换离子 (main exchanged cation)/ (mmol • (100 g) $^{-1}$)	主要矿物 (main minerals)
2.66	8.68～9.86	276	37	597	Na^+(43.36)，Ca^{2+}(29.14)，Mg^{2+}(12.33)，K^+(2.51)	蒙脱石(75.4%)，石英(11.7%)，长石(4.3%)，方石英(7.3%)

表 2　试样物理力学参数及相应饱和与注气试验方案

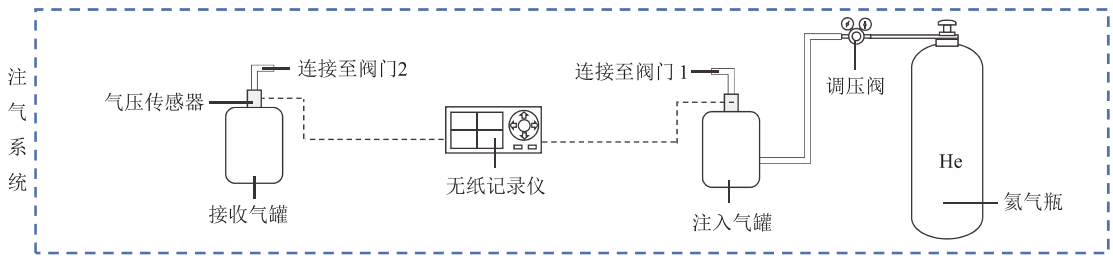
Table 2　Physico-mechanical parameters of specimens and corresponding saturation and gas injection test scheme

编号(No.)	干密度(dry density) ρ_d/(g • cm^{-3})	围压(confining pressure) P_c/MPa	温度 (temperature) T/℃	注水压力(water injection pressure) P_w/MPa	注气压力(gas injection pressure) P_1/MPa
1301	1.3001	8	20	1	0.8→1.6→2.4→3.2→4.0→4.8→5.6→6.4→7.2→8.0
1302	1.3021	8	40	1	0.8→1.6→2.4→3.2→4.0→4.8→5.6→6.4→7.2→8.0
1303	1.3019	8	60	1	0.8→1.6→2.4→3.2→4.0→4.8→5.6→6.4→7.2



(a) 注水试验装置

(a) The setup for water injection test



(b) 注气试验装置

(b) The setup for conducting the gas injection test

图 1　柔性边界下饱和与注气试验装置示意图

Fig.1　Schematic diagram of apparatus for conducting water and gas injection tests under flexible condition

气罐，用于施加试样两端的注气压差；(4) 数据采集系统，由无纸记录仪与计算机组成，可实时记录围压、注水体积及气压变化数据；(5) 温度控制系统，由恒温水浴槽与温控器等组成，控温精度为±0.1 ℃，用于保障试验在设定温度下稳定运行。

2.3 试验步骤

(1) 注水试验

完成卸载后，将试样从压实模具中推出，并在其上、下两端分别放置一张滤纸，再小心安置于图 1(a)所示的试样腔室中；包裹橡胶膜，并用“O”型圈密封固定；按图 1(a)所示方式连接各部件，并向围压腔室注满去离子水。打开阀门 4，启动恒温水浴槽和温控器，将整个装置加热至设定温度，保温约 5 h 以保证温度达到稳定；同时打开阀门 3，通过体积/压力控制器 A 施加围压至 8 MPa。

最后，利用控制器 B 从阀门 1 向试样底部注入去离子水，注水压力(P_w)为 1 MPa；同时利用数据采集系统实时监测围压及注水体积变化；当观察到阀门 2 持续有水流排出，且注水速率稳定时，即认为试样达到完全饱和[14]。

注水饱和完成后，持续注水约 200 h，测取注水体积变化曲线，计算得到饱和试样的液测固有渗透率。

(2) 注气试验

试样饱和与注水试验完成后，撤除体积/压力控制器 B(见图 1(a))，并将注气系统的注入气罐连接至阀门 1，将接收气罐连接至阀门 2(见图 1(b))。

注气试验开始时，先将注气罐中的气压(P_1)提升至目标值，接收气罐保持常压(P_2)[14, 21-22]；随后，打开阀门 1 和 2，形成注气压力梯度，同时通过高精度气压传感器和无纸记录仪记录气压变化。注气过程中，围压(8 MPa)始终保持恒定，且每隔 48 h 按照表 2 中设定值逐级提升注气压力。当注气端气压快速下降、接收端气压迅速上升，即认定试样发生了气体突破，注气试验结束[23]。

试验结束后，拆除试验装置，取出试样，并按照靠近注气端、中部、出气端将试样切割为多个小立方体，用于含水量、密度及 MIP 测试。重复上述步骤，直至表 2 中所列试样全部完成试验。

3 试验结果与分析

3.1 注水试验

实测 20 ℃，40 ℃和 60 ℃条件下，饱和试样的注入水量随时间变化曲线如图 2 所示。基于达西

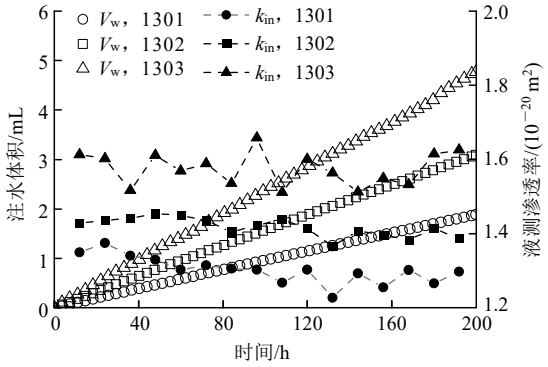


图 2　不同试样注水体积和液测渗透率随时间变化

Fig.2　Evolutions of water volume injected and water- measured intrinsic permeability with time of samples

定律，根据图 2，求取液测固有渗透率[14-15]：

$$k_{in}=\frac{Q_w\mu_w}{A}\frac{L}{P_w-P_0} \tag{1}$$

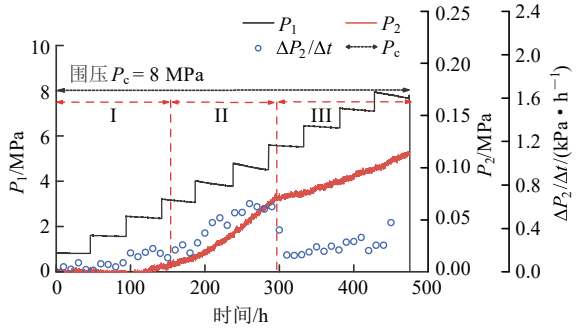
式中：k_{in} 为液测固有渗透率(m^2)；A 为试样截面积(m^2)；Q_w 为水的流速(m^3/s)；μ为水的黏度系数(Pa • s)；L 为试样渗流路径(m)；P_w，P_0 分别为注水压力和大气压力(Pa)。

图 2 表明，在 8 MPa 围压下，温度从 20 ℃增加至 60 ℃时，试样的注入水量从 1.89 mL 增加至 3.38 mL，固有渗透率从 1.30×10^{-20} m^2 增加至 1.61×10^{-20} m^2。原因可能是，随着温度升高，黏土颗粒表面的吸附水易转变为自由水，导致渗流孔隙半径增大、孔隙水黏度降低，从而导致水分迁移能力提高，渗透率增大[9, 24]。

3.2 注气试验

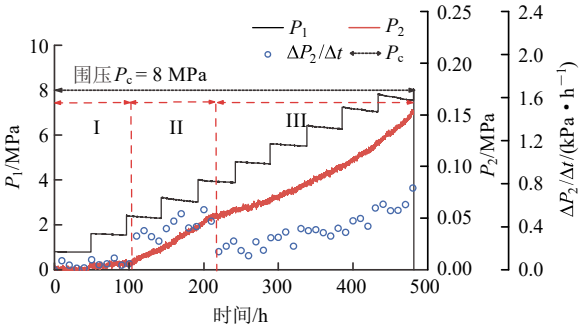
不同温度(20 ℃，40 ℃和 60 ℃)与围压 8 MPa 条件下，实测注气压力 P_1 与接收压力 P_2 随时间变化曲线如图 3 所示。需要说明的是，气体突破发生后，P_2 端气压将陡然上升，数值变幅过大，影响突破前气体渗流特征的准确表征，因此，图 2 中 P_2 变化曲线仅显示至突破前数值。

为进一步分析气体渗流特征，以 10 h(Δt)为单位，求取 P_2 单位时间增量(即 $\Delta P_2/\Delta t$，单位：kPa/h)平均值。再根据 $\Delta P_2/\Delta t$ 数据，将气体迁移过程划分为 3 个阶段：阶段 I，$\Delta P_2/\Delta t$ 基本保持不变，数值小于 0.2 kPa/h；阶段 II，$\Delta P_2/\Delta t$ 缓慢增加；阶段 III，$\Delta P_2/\Delta t$ 先降低后逐渐增大，直至发生突破。图 3 中，试样 1301 和 1302 在注气压力接近或超过 8 MPa 时发生突破，推测其为界面突破[22]；而试样 1303 则发



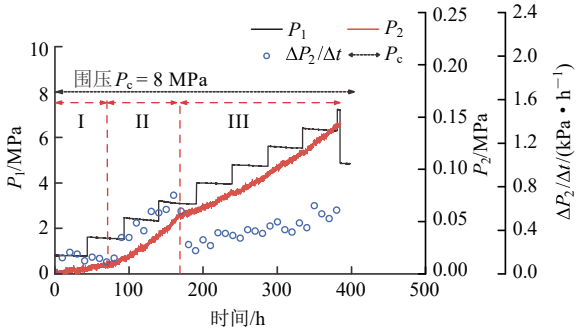
(a) 1301 试样

(a) Sample 1301



(b) 1302 试样

(b) Sample 1302



(c) 1303 试样

(c) Sample 1303

图 3　试样上、下游端气压随时间变化关系

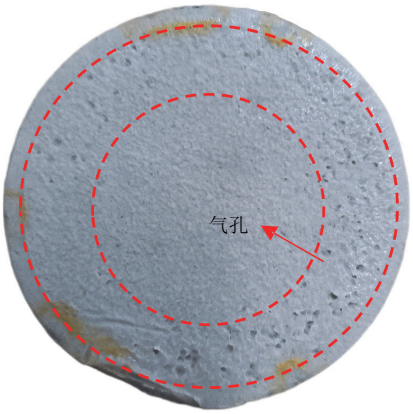
Fig.3　Gas pressure evolution with time at the upstream and downstream ends

生了试样内部的气体突破现象(P_1/P_c 约为 0.9)。此外，随着温度升高，3 个阶段的划分时间明显提前，表明温度加速了气体在饱和膨润土中的迁移过程。

3.3　注气试样的物理性质

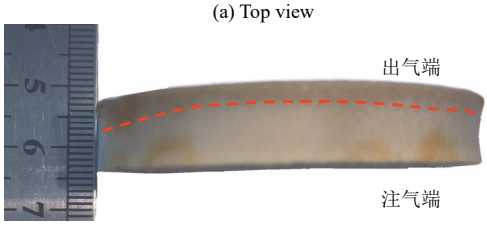
(1) 试样观察

注气试验结束后，将试样从试验装置中取出，观察发现，试样 1303 表面出现气孔，主要分布于试样外缘区域(见图 4(a))。气孔呈散点状分布，推测是注气压力超过土体孔隙毛细阻力阈值，导致孔隙扩张，气体突破所致。气孔主要分布于试样外缘，形成离散型渗流通道，可能与试样周边区域水化程度与温度较高、水分更易被驱替有关。相比而言，其余 2 组试样表面均未观察到气孔，结合实测注气过



(a) 俯视图

(a) Top view



(b) 侧视图

(b) Side view

图 4　试样 1303 气体突破后的观察照片

Fig.4　Observed images of sample1303 after gas breakthrough

程中气压变化曲线，推测其主要发生了界面突破。

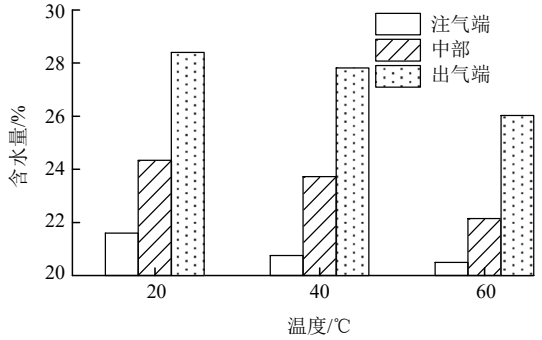
此外，试样 1303 侧视图呈现出倒梯形形态(见图 4(b))。这可能是由于高围压注气过程中，试样上、下部含水率变化差异造成的收缩变形差所致。即随着气体自下向上注入，试样中的水分依次驱替，失水收缩量相应减小，导致侧视面呈倒梯形。同时，从图 4(b)中还可观察到明显的驱替锋面，推测随着注气压力持续升高，毛细驱替锋面逐步上移，最终引发孔隙扩张型的力学突破现象。

(2) 含水量与密度

沿气体流动方向，在试样注气端、中部及出气端分别切取立方体土块，采用烘干法测定各块体的含水量(w)，并利用电子密度仪测取其密度(ρ)，结果如图 5 所示。

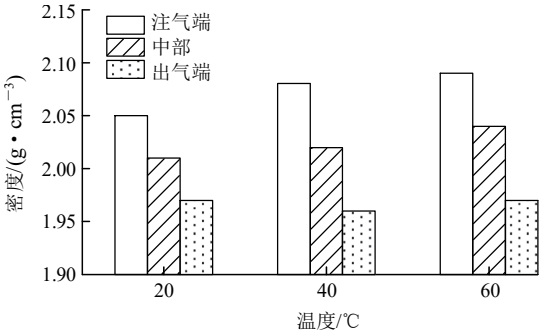
图 5(a)显示，各部位土体含水量随温度升高而降低。这主要是由于高温改变了孔隙水的物理性质，水分迁移与排出加速。同一试样中，靠近注气端的土体含水率明显低于出气端，体现了气体对水分的驱替作用。

图 5(b)显示，温度升高，靠近注气端和中部的土体密度升高，且注气端密度随温度增幅最大。这一现象与图 5(a)所示的含水量降低趋势相对应，主



(a) 含水量

(a) Water content



(b) 密度

(b) Density

图 5　不同温度下试样不同部位处含水量与密度

Fig.5　Water content and density of different sections of specimens at various temperatures

要是由于水分流失导致试样收缩，密度升高。但在出气端，密度变化不明显，这是由于出气端含水量下降幅度不大，引发的土体收缩相对较弱。这一现象进一步佐证了气体沿试样轴向驱替水分的过程。

3.4 MIP 试验

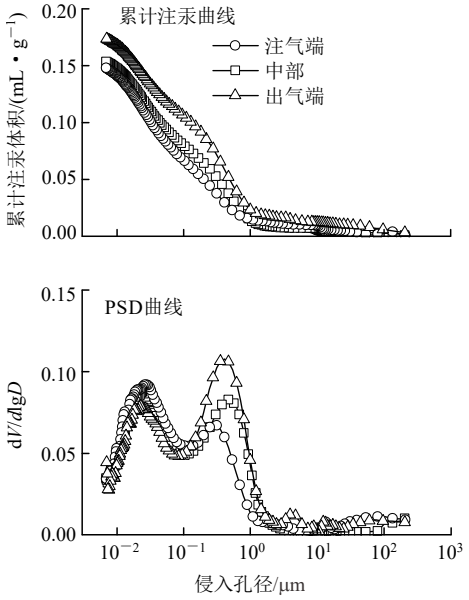
不同温度条件下，实测试样的累计进汞曲线及孔径分布(pore size distribution，PSD)曲线如图 6 所示。结果表明，随着温度升高，总侵入孔隙体积降低；沿气体运移方向，注气端孔隙体积始终低于出气端的孔隙体积。后者表明，注气端因水分驱替引起的土体收缩现象最为显著，中部土体收缩次之，而出气端土体收缩最弱，即仍保留较多的孔隙空间。PSD 曲线呈现典型双峰分布：小孔(0.007～0.1 μm)峰值稳定在 0.8～0.9 mL/g，随温度升高略有下降；大孔(0.1～3 μm)峰值位置未发生偏移，但幅值随温度升高而降低，这反映大孔数量的减少。该现象源于温度、气体耦合作用引发的试样收缩[8]，导致部分大孔隙转化为小孔或闭合。沿气体流动方向，小孔的峰值逐渐降低，而大孔峰则出现相反情况。这表明部分大孔转换成了小孔。而在试样 1303 中，气孔处土体的注汞体积要高于其他部位，且 PSD 曲线中，气孔处土体的大孔峰明显右移，并在 10～100 μm 区间内出现了第三峰。这进一步证明，1303 试样发生了孔隙扩张型的气体突破现象。

4　讨　论

4.1 温度对有效气体渗透率的影响

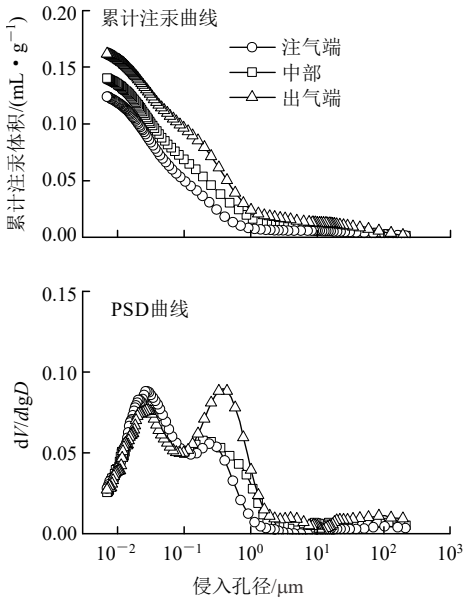
基于试样 P_1 和 P_2 数据，结合可压缩介质的达西定律，可求取试样的有效气体渗透率[14, 21]：

$$k_{\text{eff}} = -\frac{V_2 \mu 2L}{A(P_2^2 - P_1^2)} \frac{\mathrm{d}P_2}{\mathrm{d}t} \tag{2}$$



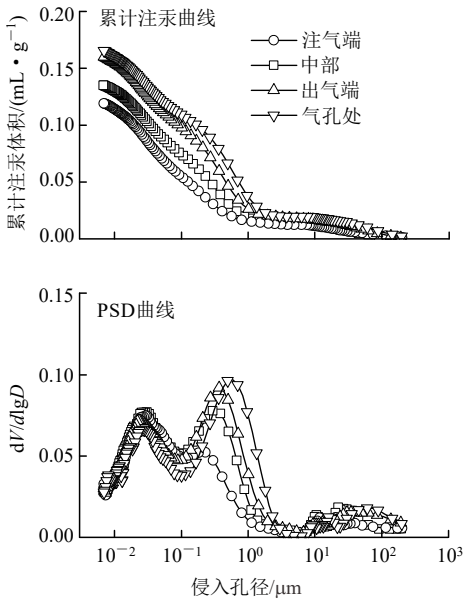
(a) 1301 试样

(a) Sample 1301



(b) 1302 试样

(b) Sample 1302



(c) 1303 试样

(c) Sample 1303

图 6　MIP 试验中不同试样孔隙特征曲线

Fig.6　Pore structure characteristics of samples obtained from MIP test

式中：k_{eff} 为有效气体渗透率(m^2)；V_2 为接收气罐体积(m^3)；μ 为气体黏度系数(Pa • s)；P_1，P_2 分别为注入和接收气罐内气压(Pa)；$\mathrm{d}P_2$ 为时间间隔 $\mathrm{d}t$ 内的 P_2 变化量。根据式(2)计算得出不同注气压力及温度条件下试样平均有效气体渗透率，如图 7 所示。

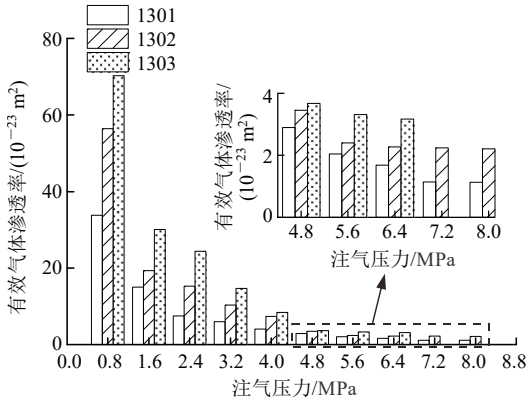


图 7　不同温度和注气压力下试样的有效气体渗透率

Fig.7　Effective gas permeability of the specimens under different temperatures and gas injection pressures

图 7 表明，随着注气压力升高，试样有效气体渗透率逐渐降低。这主要归因于气体渗流过程中的滑脱效应(Klinkenberg 效应)：在低压条件下，气体分子与孔隙壁频繁碰撞，在壁面形成非零速度，增强气体渗透性能；而在高气压下，滑脱效应减弱，有效气体渗透率趋于稳定[25]。此外，图 5 和 6 显示，注气压力升高加剧试样失水，引起孔隙收缩，也可能是有效渗透率降低的一个原因。

由图 7 还可以看出，随着温度升高，试样的有效气体渗透率增加。这表明，尽管含水量、密度测量结果及 MIP 试验结果均证实升温会引发孔隙收缩，但这一孔隙收缩对气体渗透的阻碍作用弱于温度升高对气体运移的促进作用。

4.2　温度影响下的气体迁移机制

综上所述，考虑温度影响的高围压下饱和膨润土气体迁移机制，可表述为：

常温条件下，在注水饱和过程中，压实膨润土试样因围压作用发生一定程度压缩变形。当注气压力较低(尚未达到进气压力)时，气体尚未进入试样或仅少量气体以溶解状态存在，此时下游气压几乎无明显变化，表现为图 3 中的阶段 I。随着注气压力逐渐升高，气体克服部分大孔隙的毛细阻力后开始侵入孔隙中，并可能以离散气泡形式迁移，导致下游气压缓慢上升(见图 3 中阶段 II)，水－气交界面亦随之上移。注气压力进一步增大后，气体进入更小孔隙，并进一步驱替孔隙水，导致试样失水收缩加剧，孔隙体积减小，渗流受阻。但当注气压力持续升高，渗流通道逐步形成，渗流路径趋于稳定，气体渗流将会增强，表现为阶段 III。若气体尚未完全克服上覆土体的毛细阻力与外部张力，但注气压力已接近或超过围压时，可能出现气体沿试样与围压边界泄漏的“界面突破”现象，该现象难以反映材料自身的渗流特性。整个气体渗透过程中，越靠近注气端，试样失水收缩越明显，含水量越低(见图 5(a))，密度越大(见图 5(b))，孔隙体积越小(见图 6)。

升温条件下，气体运移阶段和不同部位的参数(含水量、密度和孔隙体积)的变化规律与常温情况一致。不同的是，温度升高将促使结合水向自由水转化，增大有效渗流通道半径；同时降低毛细阻力与水的黏度，使得高温试样在相同注气压力下水分更易被驱替，孔隙收缩更显著，且阶段 II 和 III 触发压力阈值降低，水－气交界面上移速度更快、范围更大。最终，当注气压力足以克服上部毛细阻力和外部围压时，气体可引发局部孔隙扩张，形成力学突破现象(见图 4)，反映了温度对膨润土气体渗流能力的增强作用。

4.3　有效气体渗透率预测模型

为预测不同温度和注气压力条件下的膨润土有效气体渗透率，本文在 Hagen-Poiseuille 模型基础

上，使用注水试验中获取的液测固有渗透率，引入滑脱效应和通过系数，建立适用于高围压的有效气体渗透率预测模型。

根据泊肃叶定律，有效孔隙孔径与液测渗透率之间的关系可表示为

$$k_{\mathrm{in}}=\frac{\varphi r_{\mathrm{eff}}^{\ 2}}{8\tau} \tag{3}$$

式中：φ为孔隙率，r_{eff}为有效孔径(nm)；τ 为曲折度，膨润土通常取值 2～5[26-27]，本文取 5。

考虑滑脱效应时，有效气体渗透率 k_{g}(m^2)可表示为[25]

$$k_{\mathrm{g}}=k_{\mathrm{in}}\left(1+\frac{b}{P_{\mathrm{avg}}}\right) \tag{4}$$

$$b=\frac{4c\mu}{r_{\mathrm{eff}}}\sqrt{\frac{\pi RT}{2M}} \tag{5}$$

式中：b 为滑脱因子(MPa)；$P_{\mathrm{avg}}=(P_1+P_2)/2$，为上、下游平均气压(MPa)；$c$ 为比例因子，取 0.9[28]；μ 为气体黏度系数(Pa • s)；R 为气体常数(8.314 J/(mol • K))；T 为热力学温度(K)；M 为氦气摩尔质量(0.004 kg/mol)。

考虑到气体无法完全贯通所有孔隙，引入通过系数 ζ，表示气体在试样中实际可通过孔隙的比例，得到有效气体渗透率计算表达式：

$$k_{\mathrm{g}}=\zeta k_{\mathrm{in}}\left(1+\frac{4\mu}{r_{\mathrm{eff}}}\sqrt{\frac{\pi RT}{2M}}\Big/P_{\mathrm{avg}}\right) \tag{6}$$

为获取 8 MPa 围压饱和试样的孔隙率 φ，开展平行试验测定其密度与含水率。基于注水试验得到的 k_{in}，通过式(2)计算有效孔径 r_{eff}，进而代入式(5)计算滑脱因子 b，相关计算参数见表 3。

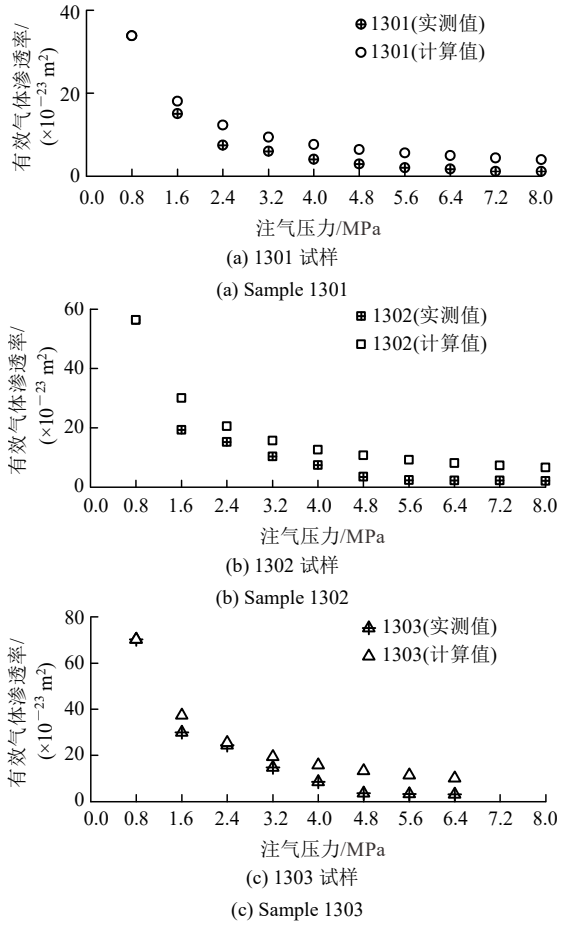
表 3　有效气体渗透率预测模型相关参数

Table 3　Parameters of the effective gas permeability prediction model

试样编号 (sample No.)	μ/(10^{-5} Pa • s)[29]	w/ %	ρ/ (g • cm^{-3})	φ/%	ζ_0/ ($\times10^{-4}$)	r_{eff}/ nm	b/ (MPa^{-1})
1301	1.89	28.62	1.923	0.4 378	1.90	1.089 8	61.08
1302	1.98	27.73	1.928	0.4 324	2.83	1.146 0	62.89
1303	2.07	27.03	1.936	0.4 300	3.13	1.204 6	64.51

选取温度 20 ℃，40 ℃和 60 ℃，注气压力为 0.8 MPa 条件下试样的实测有效气体渗透率，代入模型，反算得初始通过系数 ζ_0(见表 3)。结果表明，ζ_0 随温度升高而显著增大，说明温度升高有助于提高气体通过能力。

假设注气过程中，相同温度下通过系数不随注气压力改变，将表 3 中的 ζ_0 代入式(6)中计算不同注气压力下的有效气体渗透率，计算值与实测值对比如图 8 所示。



(a) 1301 试样

(a) Sample 1301

(b) 1302 试样

(b) Sample 1302

(c) 1303 试样

(c) Sample 1303

图 8　不同试样有效气体渗透率实测结果与计算结果比较

Fig.8　Comparison between measured and calculated effective permeability for different specimens

从图 8 中可看出，不考虑注气压力对通过系数的影响时，计算值普遍高于实测值。其主要原因在于，随着注气压力的升高，气体不断驱替水分，引起试样发生非均匀收缩(见图 5，6)，导致靠近注气端的区域含水量降低、密度升高、孔隙空间压缩，从而阻碍气体迁移。为此，使用 20 ℃、不同注气压力条件下的实测数据对通过系数进行压力修正，修正公式如下：

$$\zeta=\zeta_0 1.083\ 6\exp(-0.184P_1) \tag{7}$$

式中：ζ_0 为不同温度、0.8 MPa 下的通过系数；P_1 为注气压力(MPa)。

将修正后的 ζ 代入式(6)得到

$$k_{\mathrm{g}}=\zeta_0 1.083\ 6\exp(-0.184P_{\mathrm{l}})k_{\mathrm{in}}\left(1+\frac{4\mu}{r_{\mathrm{eff}}}\sqrt{\frac{\pi RT}{2M}}\Big/P_{\mathrm{avg}}\right) \tag{8}$$

基于式(8)，计算出修正后的有效气体渗透率，并与未修正计算结果及实测数据进行对比，如图 9 所示。修正后的结果明显更接近 $y=x$ 理想线，说明引入注气压力对通过系数进行修正有效提升了模型预测精度。

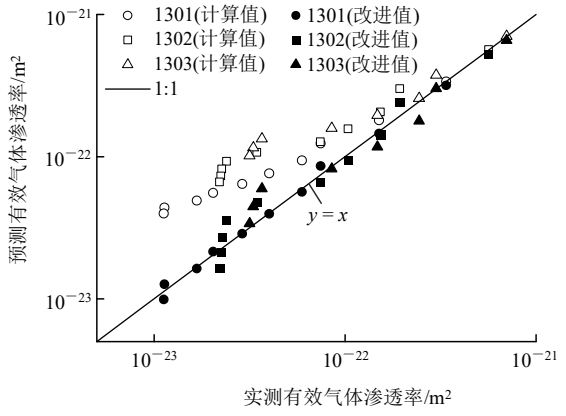


图 9　改进后 k_{g} 模型计算值与实测值散点分布

Fig.9　Distribution of k_{g} predicted values by improved k_{g} model and measured values

为进一步探讨通过系数与温度及注气压力的耦合关系，将三者绘制成三维曲面图，如图 10 所示。

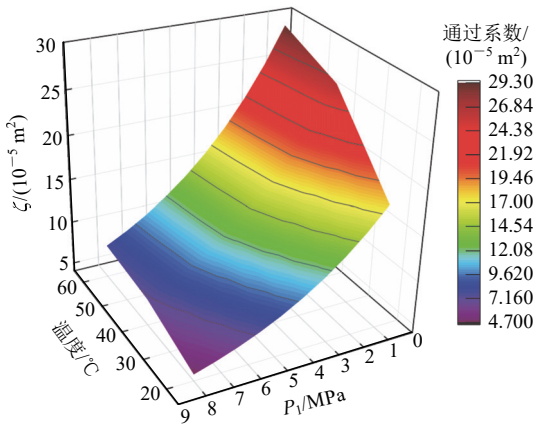


图 10　通过系数与温度及注气压力的关系

Fig.10　Relationship between the coefficient, temperature, and gas injection pressure

结果显示，随着温度升高，通过系数持续增大，这与升温促使结合水转化为自由水、有效孔径增大一致；注气压力升高初期，通过系数迅速下降，这是因为孔隙收缩导致气体通过率降低；但当压力进一步升高，收缩趋势趋于缓和，渗流通道形成，通过系数逐渐稳定。

综上所述，本文建立的气体渗透率预测模型可有效预测 8 MPa 围压、不同温度下膨润土试样的有效气体渗透率。该模型考虑了温度、孔隙结构、气压及滑脱效应等多因素的共同作用，对处置库屏障性能评估具有一定的理论参考价值。

5　结　论

本文开展了温控(20，40 和 60 ℃)及 8 MPa 围压条件下，干密度为 1.3 g/cm³ 的压实 GMZ 膨润土试样的注水饱和、注气及 MIP 试验，分析了温度与高围压对饱和膨润土气体迁移行为的影响。主要结论如下：

(1) 温度升高促使试样中的吸附水向自由水转化，增大了孔隙通道的有效渗流半径，同时降低了孔隙水的动力黏滞系数，从而增强了水分迁移能力，导致液测固有渗透率随温度升高而增大。

(2) 注气过程中，下游端气压 P_2 呈现“初始停滞－缓慢上升－先降低后逐渐增大”的三阶段特征。升温加速了饱和膨润土中的气体迁移过程，致使 3 个阶段之间的划分时间提前，并最终导致 60 ℃试样触发孔隙扩张的力学突破，20 和 40 ℃试样则发生了界面突破现象。

(3) 高围压情况下，气体驱替作用引起试样沿气体迁移方向产生非均匀收缩变形现象，并最终导致试样呈类似倒梯形形态；温度升高使孔隙体积降低。

(4) 相同注气压力下，有效气体渗透率随温度升高而增大；随着注气压力增大，滑脱效应导致有效气体渗透率显著降低并逐渐趋于稳定。

(5) 基于液测固有渗透率及 Hagen-Poiseuille 模型，建立了考虑温度、滑脱效应与注气压力影响的有效气体渗透率预测模型，其预测结果与实测数据吻合良好。

参考文献(References)：

[1] 崔玉军，陈　宝. 高放核废物地质处置中工程屏障研究新进展[J]. 岩石力学与工程学报，2006，25(4)：842－847.(CUI Yujun，CHEN Bao. Recent advances in research on engineered barrier for geological disposal of high-level radioactive nuclear waste[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2006，25(4)：842－847.(in Chinese))

[2] VILLAR M V，LLORET A. Influence of dry density and water content on the swelling of a compacted bentonite[J]. Applied Clay Science，2008，39(1/2)：38－49.

[3] MENG Y，LI Z P. Experimental study on diffusion property of methane gas in coal and its influencing factors[J]. Fuel，2016，185：219－228.

[4] VILLAR M V，GÓMEZ-ESPINA R. Retention curves of two bentonites at high temperature[C]// Experimental Unsaturated Soil Mechanics. Berlin，Heidelberg：Springer Berlin Heidelberg，2007：267－274.

[5] ORTIZ L，VOLCKAERT G，MALLANTS D. Gas generation and migration in Boom Clay，a potential host rock formation for nuclear waste storage[J]. Engineering Geology，2002，64(2/3)：287－296.

[6] 魏天宇，胡大伟，周　辉，等. 实时高温及加卸载作用下非饱和压实膨润土气渗与变形特性研究[J]. 岩石力学与工程学报，2022，41(3)：587－595.(WEI Tianyu，HU Dawei，ZHOU Hui，et al. Influences of real-time temperature and stress cycle on gas permeability and deformation characteristics of unsaturated compacted bentonite[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2022，41(3)：587－595.(in Chinese))

[7] CUI L Y，YE W M，WANG Q，et al. Gas migration behavior in saturated bentonite under flexible conditions with consideration of temperature effects[J]. Acta Geotechnica，2023，18(3)：971－984.

[8] LIU J F，NI H Y，SHAO J F，et al. Gas permeability evolution of unsaturated GMZ bentonite under thermo-mechanical effects[J]. Engineering Geology，2023，313：106966.

[9] JOSHAGHANI M，GHASEMI-FARE O. Exploring the effects of temperature on intrinsic permeability and void ratio alteration through temperature-controlled experiments[J]. Engineering Geology，2021，293：106299.

[10] DERJAGUIN B V，KARASEV V V，KHROMOVA E N. Thermal expansion of water in fine pores[J]. Progress in Surface Science，1992，40(1/4)：391－392.

[11] YE W M，WAN M，CHEN B，et al. Temperature effects on the unsaturated permeability of the densely compacted GMZ01 bentonite under confined conditions[J]. Engineering Geology，2012，126：1－7.

[12] MARSCHALL P，HORSEMAN S，GIMMI T. Characterisation of gas transport properties of the Opalinus Clay，a potential host rock formation for radioactive waste disposal[J]. Oil and Gas Science and Technology，2005，60(1)：121－139.

[13] CUI L Y，YE W M，WANG Q，et al. A model for describing advective and diffusive gas transport through initially saturated bentonite with consideration of temperature[J]. Engineering Geology，2023，323：107215.

[14] CUI L Y，YE W M，WANG Q，et al. Insights into gas migration behavior in saturated GMZ bentonite under flexible constraint conditions[J]. Construction and Building Materials，2021，287：123070.

[15] HARRINGTON J F，HORSEMAN S T. Gas transport properties of clays and mudrocks[J]. Geological Society，London，Special Publications，1999，158(1)：107－124.

[16] HILDENBRAND A，SCHLÖMER S，KROOSS B M. Gas breakthrough experiments on fine-grained sedimentary rocks[J]. Geofluids，2002，2(1)：3－23.

[17] LIU J F，SONG S B，NI H Y，et al. Research on gas migration properties in a saturated bentonite/sand mixture under flexible boundary conditions[J]. Soils and Foundations，2018，58(1)：97－109.

[18] XU L，ZHU F H，ZHA F S，et al. Effects of gas pressure and confining pressure on gas flow behavior in saturated cohesive soils with low permeability[J]. Engineering Geology，2019，260：105241.

[19] WEN Z J. Physical property of China's buffer material for high-level radioactive waste repositories[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2006，25(4)：794－800.

[20] TANG A M，CUI Y J. Controlling suction by the vapour equilibrium technique at different temperatures and its application in determining the water retention properties of MX80 clay[J]. Canadian Geotechnical Journal，2005，42(1)：287－296.

[21] AMANN-HILDENBRAND A，BERTIER P，BUSCH A，et al. Experimental investigation of the sealing capacity of generic clay-rich caprocks[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control，2013，19：620－641.

[22] XU L，YE W M，YE B，et al. Investigation on gas migration in saturated materials with low permeability[J]. Engineering Geology，2015，197：94－102.

[23] REZAEYAN A，TABATABAEI-NEJAD S A，KHODAPANAH E，et al. Parametric analysis of caprock integrity in relation with CO_2 geosequestration：capillary breakthrough pressure of caprock and gas effective permeability[J]. Greenhouse Gases：Science and Technology，2015，5(6)：714－731.

[24] VILLAR M V，LLORET A. Influence of temperature on the hydro-mechanical behaviour of a compacted bentonite[J]. Applied Clay Science，2004，26(1/4)：337－350.

[25] KLINKENBERG L J. The permeability of porous media to liquids and gases[C]// Drilling and Production Practice. [S. l.]：[s. n.]，1941：200－213.

[26] RUAN K L，FU X L. A modified Kozeny–Carman equation for predicting saturated hydraulic conductivity of compacted bentonite in confined condition[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2022，14(3)：984－993.

[27] KIJIMA T，SASAGAWA T，SAWAGUCHI T，et al. A model for estimating the hydraulic conductivity of bentonite under various density conditions[J]. Hydrology Research，2022，53(10)：1 256－1 270.

[28] 李立功，张晓雨，李　超，等. 考虑孔径分布的低渗透煤层气体渗透率计算模型[J]. 煤炭学报，2019，44(4)：1 161－1 168.(LI Ligong，ZHANG Xiaoyu，LI Chao，et al. A computation model for gas permeability in low permeability coal seam considering the distribution of pore size[J]. Journal of China Coal Society，2019，44(4)：1 161－1 168.(in Chinese))

[29] CUI L Y，YE W M，WANG Q，et al. Influence of cyclic thermal processes on gas migration in saturated GMZ01 bentonite[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering，2021，88：103872.