

DOI: 10.11779/CJGE201701012

施工接缝对缓冲材料水-力特性影响研究进展

陈永贵¹, 贾灵艳¹, 叶为民¹, 崔玉军^{1,2}, 陈宝¹, 王驹³

(1. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 法国国立路桥大学, 巴黎 77455; 3. 核工业北京地质研究院, 北京 100029)

摘要: 在详细阐述处置库中施工接缝封闭和自愈合过程的基础上, 全面回顾和总结了有关施工接缝对缓冲材料膨胀力、渗透系数、界面水力强度和自愈合性能影响的研究成果。接缝的存在使缓冲材料的膨胀性能及防渗性能明显弱化, 特别是在处置库运行初期, 接缝作为力学薄弱区极有可能在高水压环境下发生水力劈裂。总体而言, 考虑接缝对缓冲材料水-力特性影响的试验研究还远远不够, 主要是通过物理试验, 采用整体平均化的方法来分析接缝对缓冲材料总体膨胀力和渗透系数的影响, 这种方法的不足在于难以表述接缝处真实的水-力特性指标; 现有试验仪器不能实时监测接触界面膨胀力和孔隙水压力的分布情况, 无法有效揭示界面的应力传递特征与水分传输特性, 这也是导致相关机理分析缺乏的一个重要原因。为此, 提出在细化影响因素、深入机理分析及数值模拟等方面开展进一步研究的建议。

关键词: 高放废物; 深地质处置库; 施工接缝; 缓冲材料; 水-力学特性

中图分类号: TU41

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2017)01-0138-10

作者简介: 陈永贵(1976-), 男, 安徽宿松人, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要从事环境地质和非饱和土力学方面的研究。E-mail: cyg@tongji.edu.cn。

Advances in hydro-mechanical behaviors of buffer materials under effect of technological gaps

CHEN Yong-gui¹, JIA Ling-yan¹, YE Wei-min¹, CUI Yu-jun^{1,2}, CHEN Bao¹, WANG Ju³

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

2. Ecole des Ponts ParisTech, Navier/CERMES, Paris 77455, France; 3. Beijing Research Institute of Uranium Geology, Beijing 100029, China)

Abstract: The self-sealing and self-healing behaviors of technological gaps in a high-level radioactive waste repository are analyzed. The systematical findings are summarized based on the previous studies on the effects of technological gaps on the swelling pressure, permeability, fracturing pressure and self-sealing properties. The results indicate that the presence of technological gaps strongly weakens the swelling potential and water tightness of buffer materials. At the early stage of a real repository development, hydraulic fracturing is likely to be induced along these interfaces under high water pressure. Generally available achievements in this area are quite limited. In the tests, the total average methods are employed to study the mean swelling pressure and permeability of buffer materials. However, the hydro-mechanical behaviors of bentonite within gaps cannot be characterized. Several testing devices are specially designed to monitor the total pressure along the interface, except that the effective swelling pressure and pore water pressure cannot be distinguished. These disadvantages result in great difficulties in mechanism analysis of sealing and healing behaviors of technological gaps. Finally, some suggestions are proposed for further researches.

Key words: high-level radioactive waste; deep geological repository; technological gap; buffer material; hydro-mechanical property

0 引言

核能的快速发展在给人类社会带来巨大效益的同时, 也不可避免地给生态环境留下大量的高水平放射性废物(简称“高放废物”)^[1]。如何长期、有效地处置这些高放废物, 是各核能国家亟待解决的重要课题^[2-3]。经过多年的对比研究, 目前国际上公认的做法是利用

多重屏障体系来实现高放废物的深地质封存^[4-6]。作为工程屏障的重要组成部分, 膨润土块体以其低渗透性、强吸附性和高膨胀自愈性等优点被选作缓冲材料的首

基金项目: 国家自然科学基金项目(41222287, 41422207, 41527801);
国防科工局科研课题(2011 计[1051]号)

收稿日期: 2015-11-11

选, 被堆砌在处置罐与围岩体之间, 见图 1^[5]。

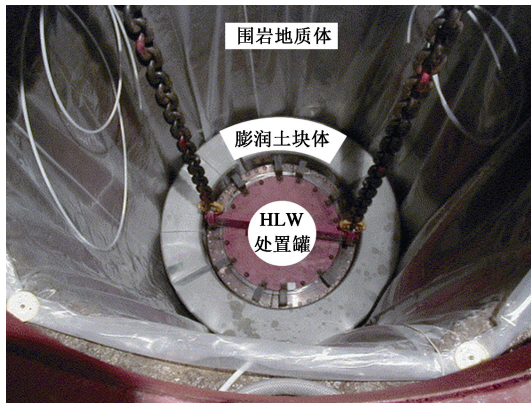


图1 瑞典 Äspö 地下实验室中的原型处置库^[5]

Fig. 1 Prototype repository in Äspö Hard Rock Laboratory in Sweden^[5]

实际处置库系统中, 因工程建设会产生各种施工接缝, 如图 2^[6]所示。这些接缝广泛存在于膨润土块体与废物罐之间、膨润土块体与围岩之间以及膨润土块体与块体之间等, 同时廊道开挖会在围岩损伤区形成裂隙。因施工工艺差异, 不同形式的接缝其规模不同。例如, 芬兰处置库中, 膨润土块体与废物罐间预留了 10 mm 施工接缝, 而膨润土块体与围岩间则预留了 25 mm 施工接缝^[7]; 瑞士 FEBEX 地下原位试验场中, 预留的施工接缝占廊道总体积的 6.6%^[8]。这些接缝作为地下水入渗的优势通道, 会明显加速地下水传播。随着膨润土吸水膨胀, 产生的水化胶体不断填充到这些缝隙中, 导致膨润土最终干密度的显著减小。

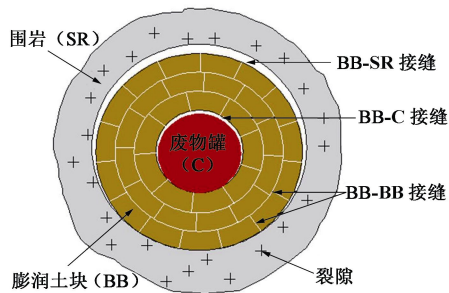


图2 深地质处置库中施工接缝分布示意图^[6]

Fig. 2 Typical distribution of technological gaps in HLW disposal^[6]

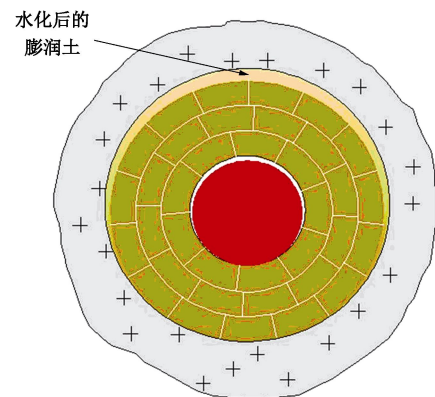
针对缓冲材料水-力特性的研究, 各国学者将膨胀力、渗透系数和胀缩变形量作为主要评价指标^[2], 开展了大量的室内试验^[9-10]、现场试验^[11-13]及数值分析^[14-16]工作。近年来, 许多学者从实际工程的角度出发, 揭示了施工接缝对缓冲材料水-力特性的影响^[17-21]。本文基于已有研究成果, 归纳总结了接缝对缓冲材料膨胀力和渗透系数的影响, 揭示了施工接缝封闭行为的演化规律。在此基础上, 进一步阐述了高水压条件

下接触界面水力劈裂和接缝自愈合机理, 以期为中国高放废物处置库工程屏障系统的安全性评估提供依据。

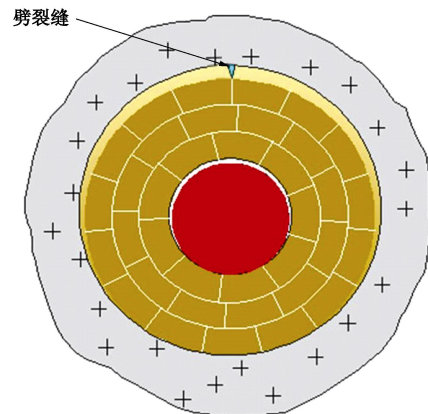
1 施工接缝的封闭和自愈合

处置库运营初期, 施工接缝的封闭和自愈合过程十分复杂。随着膨润土从围岩中吸水, 膨润土本身不断水化膨胀, 产生的水化胶体不断填充到施工接缝中, 使缝隙逐渐减小, 膨润土逐渐接触围岩体^[22-23]; 同时, 开挖损伤区的应力仍在调整, 围岩继续发生蠕变^[24]。在围岩体蠕变变形与膨润土水化膨胀耦合作用下, 施工接缝逐渐闭合, 如图 3 (a) 所示。

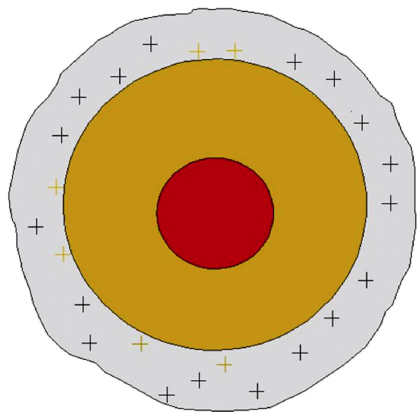
接缝封闭后, 其渗透系数显著减小, 渗入水流无法快速通过, 随着渗入水量的不断累积, 水压力逐渐增大^[22]。当水压超过膨润土或接触界面强度时, 界面将产生水力劈裂, 出现新裂缝 (图 3 (b)), 水流迅速通过, 水压急剧降低^[24]。此后, 裂缝被膨润土继续膨胀产生的胶体填充并再次闭合, 当水压超过界面强度时, 将再次产生水力劈裂^[25]。在多次闭合-劈裂-闭合的反复作用过程中, 接触界面的水力传导性能不断降低, 力学性能不断提高, 并最终达到水力耦合平衡, 实现对施工接缝的完全封闭和愈合, 如图 3 (c) 所示。



(a) 施工接缝逐渐封闭



(b) 施工接缝处水力劈裂



(c) 施工接缝完全愈合

图 3 处置库中施工接缝封闭及自愈合示意图

Fig. 3 Schematic diagram of sealing and healing behaviors of technological gaps in HLW repository

2 施工接缝的封闭特性研究

施工接缝的封闭特性强烈依赖于膨润土自身的高膨胀性和低渗透性。实际上，因施工工艺的差异，不同处置库的施工接缝规模也不相同。为此，国际上许多学者通过设计不同试验工况分析了施工接缝对缓冲材料膨胀性和渗透性的影响，以此来揭示施工接缝的封闭行为^[26]。

2.1 施工接缝对缓冲材料膨胀力的影响

缓冲材料膨胀力的确定是处置库设计重点考虑的因素之一。自 1980 年起，以 Push 为代表的各国学者^[27-32]针对不同膨润土的膨胀特性开展了大量的试验，并通过研究成果总结出了最大膨胀力与干密度的经验公式，见表 1。总体而言，在半对数坐标内，膨润土最大膨胀力随其干密度呈线性增加，且同一干密度条件下，不同膨润土的最大膨胀力有所不同（如图 4），这主要是由于不同膨润土中蒙脱石含量的差异而引起的。从表 2 可知，FEBEX 膨润土的蒙脱石含量和比表面积最大，因此所产生的膨胀力最大。对于 GMZ01、MX80 和 Kunigel V1 膨润土而言，虽然比表面积基本相同，但是由于 Kunigel V1 膨润土所含蒙脱石含量最低，由此导致最大膨胀力明显低于其他膨润土。

表 1 膨润土最大膨胀力与干密度的拟合方程

Table 1 Fitting relationships between maximum swelling pressure and dry density of bentonites

膨润土	拟合方程
GMZ01	$\lg P_{\max} = 2.46 \rho_d - 3.69$
MX80	$\lg P_{\max} = 4.19 \rho_d - 6.77$
FEBEX	$\lg P_{\max} = 3.04 \rho_d - 4.11$
Kunigel V1	$\lg P_{\max} = 1.56 \rho_d - 2.61$

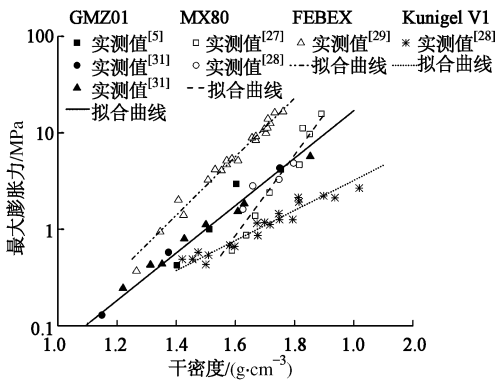


图 4 膨润土最大膨胀力随干密度的变化曲线

Fig. 4 Evolution of maximum swelling pressure of different bentonites with dry density

表 2 膨润土的蒙脱石含量及比表面积

Table 2 Montmorillonite content and cation exchange capacity of typical bentonites^[33]

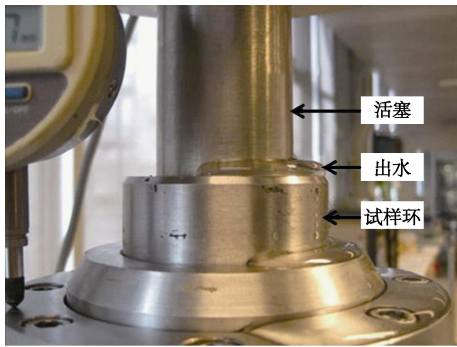
膨润土	蒙脱石含量/%	比表面积/(meq/100 g)
GMZ01	75.4	77.3
MX80	65~82	78.7±4.8
FEBEX	92±3	111±9
Kunigel V1	47	73.2

处置库中施工接缝的存在使缓冲材料发生有限的膨胀变形，由此导致其最终干密度明显减小，影响膨胀力的有效发挥。Grindrod 等^[18]研究了高压实膨润土与裂隙岩体间的相互作用机制，发现在膨润土水化封闭裂隙过程中，不仅回填材料的干密度和膨胀力有所降低，同时有部分膨润土随着水流从压实块体上溶蚀并进入围岩体损伤区裂隙，从而有效封堵细小裂隙。

Wang 等^[17]利用不锈钢圆筒内径（38 mm）和 MX80 膨润土-砂混合物试样直径（35.13 mm）的尺寸差异模拟施工接缝。结果发现，试验初期部分水沿着试样环与活塞间的缝隙渗出，如图 5 所示，这个过程持续了 25~30 min，此时缝隙已被水化胶体所填充。为了量化接缝对试样膨胀力的衰减程度，Wang 等^[17]对比分析了初始干密度为 1.97 g/cm³、直径为 35.13 mm 的试样与初始干密度为 1.67 g/cm³、直径为 38 mm 的试样膨胀力变化，结果发现，最终干密度相同的试样，其最终膨胀力大小基本相等。通过引入膨润土有效孔隙比（式（1））的概念，将接缝看作试样内部大孔隙，建立膨胀力与膨润土有效孔隙比间的指数衰减关系。

$$e_b = \frac{V_i}{V_{bs}} + \frac{V_{tech}}{V_{bs}}, \quad (1)$$

式中， e_b 为膨润土有效孔隙比， V_i 为混合物孔隙体积， V_{bs} 为膨润土颗粒体积， V_{tech} 为接缝体积。

图 5 接缝封闭前期出水现象^[17]Fig. 5 Water outflow through technological gaps^[17]

陈宝等^[26]针对高压实 GMZ 膨润土, 通过精确控制试样与活塞之间的预留缝隙来模拟施工接缝, 开展膨胀力试验, 结果见图 6, 7。从图 6 可以看出, 接缝宽度的增加不仅会导致膨胀力的显著衰减, 同时会弱化膨胀力随时间的“双峰结构”形态, 当接缝宽度大于 0.6 mm (体积比为 5.7%) 时, 最大膨胀力不足以达到处置库工程所要求的最小膨胀力 1 MPa^[34]。

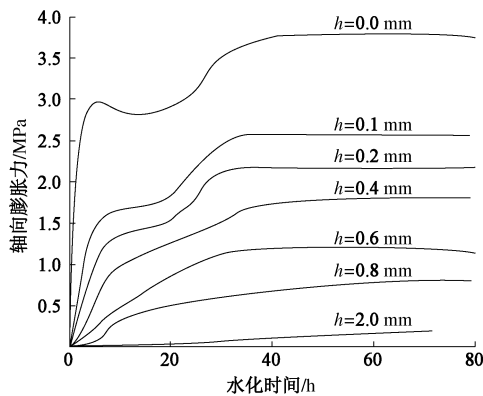
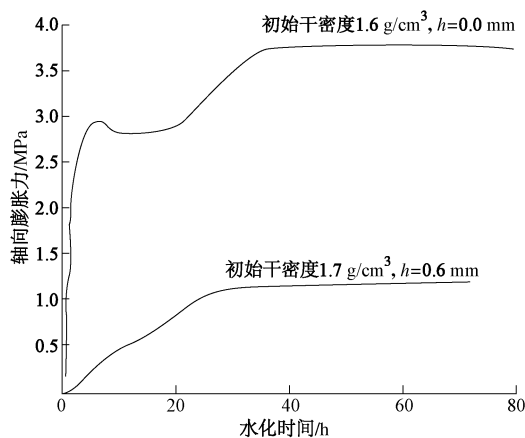
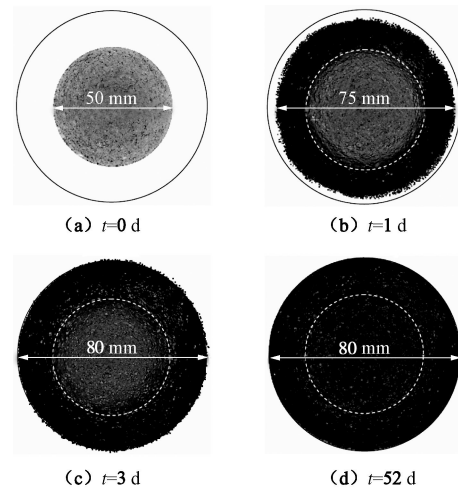
图 6 不同接缝宽度下高压实 GMZ 膨润土膨胀力变化曲线^[26]Fig. 6 Evolution of swelling pressure of densely compacted GMZ bentonite with different gap thicknesses^[26]图 7 接缝对高压实 GMZ 膨润土膨胀力的影响^[26]Fig. 7 Response of swelling pressure of densely compacted GMZ bentonite to presence of technological gaps^[26]

图 7 为初始干密度不同、最终干密度相同的两组试样的膨胀力变化曲线。可以看出, 有接缝的试样最终膨胀力明显较小, 这显然与 Wang 等^[17]的试验结果不一致, 原因可能在于试验结束时试样并未达到均匀水化。Saba^[35]为了直观分析膨润土水化过程中接缝的封闭行为, 将直径 50 mm 的 MX80 膨润土-砂混合物试样置于内径 80 mm 的有机玻璃中, 使其发生有限的径向变形, 并借助微型 CT 监测试样水化过程中横截面的变化。从图 8 可知, 试样水化 1 d 后接缝并未封闭, 此时靠近接缝处的土体颜色较深, 意味着这部分土体的水化较充分; 水化 3 d 后接缝被封闭, 此时试样中心的水化程度明显低于接缝处的水化程度; 即使试样在恒体积条件下水化 49 d, 仍存在这种水化不均匀现象。陈宝等^[26]的接缝自封闭试验周期仅 80 h, 因此有理由相信试验结束时试样并未达到均匀水化。

图 8 不同水化时间后 MX80 膨润土-砂混合物的横截面变化^[35]Fig. 8 Variation of cross section of MX80 bentonite-sand mixtures at different hydration time^[35]

事实上, Cui 等^[24]为了模拟处置库中混凝土塞失效后缓冲材料的自封闭行为, 曾采用 Mock-up 模型试验装置使 MX80 膨润土-砂混合物在恒体积条件下水化 58 d, 随后将活塞上移 24 mm (体积比为 16.7%), 使试样发生有限的轴向膨胀变形, 实时监测距注水端不同位置处径向膨胀力的变化情况; 并根据式 (2)、(3), 推算出膨润土干密度的分布情况, 结果见图 9。可以看出, 58 d 时试样各部分干密度基本为 1.71~1.76 g/cm³; 当人为设置 16.7% 的轴向膨胀变形后, 膨润土试样整体干密度减至 1.42 g/cm³。就 120 d 的水化试样而言, 高度为 120 mm 处的干密度基本为 0, 远小于 20 mm 高度处的干密度 1.69 g/cm³。也就是说, 接缝的存在导致试样极度不均匀, 越靠近接缝位置的干密度越小, 即使水化 350 d 后, 仍存在这种分布不均匀的现象, 进一步验证了陈宝等^[26]所开展的接缝自

封闭试验中试样尚未达到均匀水化。

$$P_{\max} = 0.0013 \exp(5.1053 \rho_{\text{db}}) \quad , \quad (2)$$

$$\rho_d = \frac{\rho_{\text{db}}}{\left[\frac{(1-B)\rho_{\text{db}}}{G_{\text{ss}}} \right] + B} \quad , \quad (3)$$

式中, $P_{\max}$ 为混合物的最大膨胀力, ρ_{db} 为膨润土有效干密度, ρ_d 为混合物的实际干密度, B 为混合物中膨润土含量, G_{ss} 为石英砂的比重。

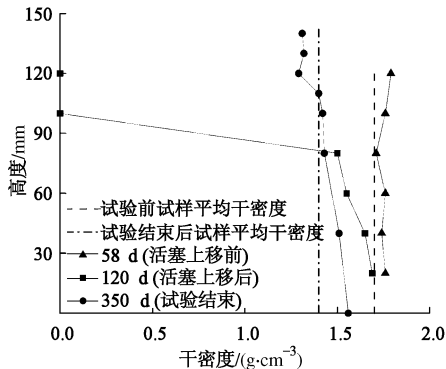


图 9 轴向膨胀前后试样不同位置处的干密度分布曲线^[24]
Fig. 9 Change in dry density profiles of specimen experiencing 20% axial swelling deformation^[24]

鉴于施工接缝对缓冲材料膨胀性能的衰减, 许多学者建议往施工接缝内回填黏土材料^[36-37]。鉴于此, Marjavaara 等^[38]针对自由倾倒法和喷砂法开展了大型室内试验, 结果发现, 采用这两种回填技术可使材料干密度达 $0.83 \sim 1.02 \text{ g/cm}^3$, 喷砂法比自由倾倒法可获得更高压实度。Stastka^[39]采用自由倾倒法分析了颗粒和碎屑两种不同材料形态对回填效果的影响, 结果表明碎屑回填可获得较大干密度的缓冲材料。在中国 Mock-up 大型室内试验中, 膨润土块体与罐体间回填的 GMZ 膨润土碎屑干密度可达 1.3 g/cm^3 ^[40]。

上述研究表明, 缓冲材料的水化膨胀对接缝具有高度敏感性。然而, 目前这方面的试验成果较少, 试验周期较短, 试验过程中试样尚未达到均匀水化, 所得接缝宽度对膨胀力影响的研究成果具有一定的局限性。由此所建立的总体膨胀力与接缝宽度的定量关系, 无法反应接触界面处膨胀力的分布特征和演化规律。

2.2 施工接缝对缓冲材料渗透性的影响

缓冲材料渗透特性的研究起步较早, 研究成果较为丰富。考虑到膨润土自身性质的差异 (如蒙脱石含量、比表面积), 各国学者针对不同类型膨润土的渗透性开展了大量的试验研究。图 10 是膨润土饱和渗透系数随干密度的变化曲线。作为钠基膨润土, GMZ01、MX80 和 Kunigel V1 膨润土的饱和渗透系数随干密度基本呈指数减小。而对于钙基膨润土, FEBEX 膨润土的饱和渗透系数与干密度的关系曲线在半对数坐标内

呈双线性特性; 当干密度大于 1.47 g/cm^3 时, FEBEX 膨润土饱和渗透系数的减小速率明显较低, 见表 3。

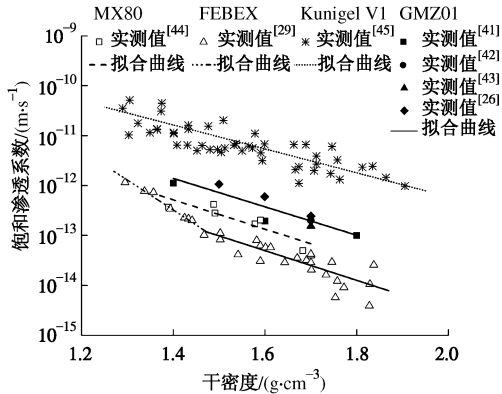


图 10 膨润土饱和渗透系数随干密度的变化曲线
Fig. 10 Evolution of saturated permeability of different bentonites with dry density

表 3 膨润土饱和渗透系数与干密度的拟合方程
Table 3 Fitting relationships between saturated permeability and dry density of different bentonites

膨润土	拟合方程
GMZ01	$\lg k = -2.83 \rho_d - 7.90$
MX80	$\lg k = -2.94 \rho_d - 8.71$
FEBEX	$\lg k = -6.00 \rho_d - 4.09 (\rho_d \leq 1.47 \text{ g/cm}^3)$ $\lg k = -2.96 \rho_d - 8.57 (\rho_d \geq 1.47 \text{ g/cm}^3)$
Kunigel V1	$\lg k = -2.39 \rho_d - 7.43$

处置库运营初期, 随着缓冲材料从围岩中吸取地下水, 膨润土逐渐水化膨胀以封闭库内存在的各种施工接缝。为了分析施工接缝对缓冲材料渗透特性的影响, Villar 等^[46]在 FEBEX 地下原位模型试验场选取了距围岩不同距离处的原状试样, 并通过测试发现, 靠近缓冲材料与围岩接触界面的试样饱和渗透系数为 $10^{-12} \sim 10^{-11} \text{ m/s}$, 比其他位置处大 1 个数量级以上。此外, 陈宝等^[26]通过室内渗透试验, 提出了 GMZ 膨润土渗透系数与接缝宽度的线性增长关系, 见图 11。一般而言, 接缝宽度的增加会导致试样整体干密度的线性减小。基于饱和渗透系数与干密度的指数减小关系, 膨润土饱和渗透系数应随着接缝宽度的增加而呈指数增大。前面已经提到, 陈宝等^[26]所开展的试验中膨润土并未达到均匀水化, 所测渗透系数很有可能不是膨润土最终的饱和渗透系数。因此, 有必要进一步开展更长周期的渗透试验。

Wang 等^[17]通过室内试验发现, 对最终干密度相同的膨润土试样, 施工接缝的存在使其相应的渗透系数提高了 1 个数量级。施工接缝封闭后, 随着渗透过程的进行, 越来越多的膨润土吸水膨胀, 接缝处的膨润土在膨胀力作用下逐渐发生固结, 孔隙随之减小, 防渗性能有所改善。最终干密度相同的前提下, 接缝

对渗透系数的提高会随着水化过程的进行而逐渐消除。Komine^[47]为了定量描述膨胀变形对饱和渗透系数的影响, 引入蒙脱石膨胀体变的概念(图 12), 建立了饱和渗透系数与蒙脱石膨胀体变之间的经验公式。从图 13 可以看出, 在双对数坐标内, 试样饱和渗透系数随蒙脱石膨胀体变呈线性增大。

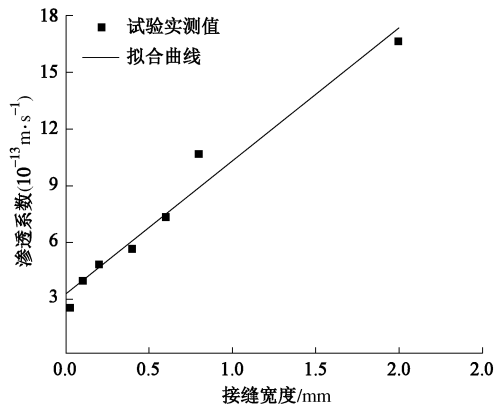
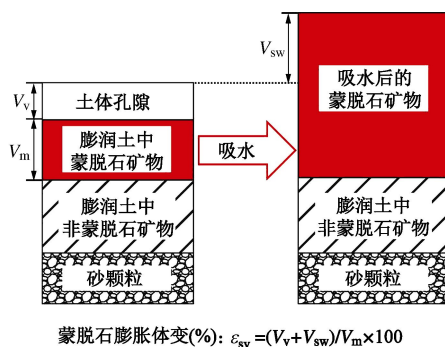


图 11 高压实 GMZ 膨润土渗透系数随接缝宽度的变化^[26]

Fig. 11 Variation of saturated permeability of compacted GMZ bentonite with gap thickness^[26]



$$\text{蒙脱石膨胀体变}(\%) : \varepsilon_{sv} = (V_v + V_{sw}) / V_m \times 100$$

图 12 膨润土-砂混合物中蒙脱石膨胀体变的概念图^[47]

Fig. 12 Definition of swelling volumetric strain of montmorillonite of bentonite-sand mixtures^[47]

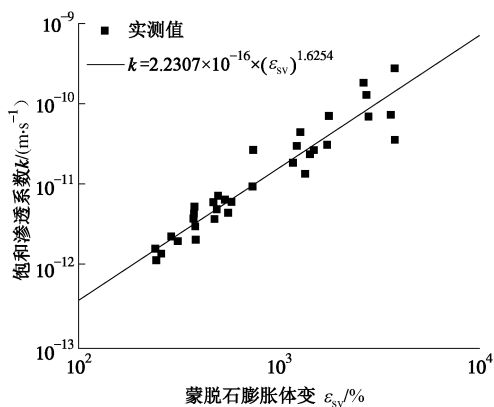


图 13 Kunigel V1 膨润土-砂混合物的饱和渗透系数随蒙脱石膨胀体变的变化曲线^[47]

Fig. 13 Evolution of saturated permeability of Kunigel V1 bentonite-sand mixtures with swelling volumetric strain of montmorillonite^[47]

总体而言, 施工接缝在显著降低缓冲材料膨胀力的同时, 明显加速了围岩地下水的入渗。现有研究成果主要是通过物理试验, 利用整体平均化的方法来分析接缝对缓冲材料总体膨胀力和渗透系数的影响。这种方法的不足在于, 很难表述界面应力传递特征和水分传输特性, 并最终导致这方面的理论分析和数值模拟研究相当滞后。目前各学者所建立的渗透系数与接缝宽度的物理关系并未考虑膨润土水化程度的影响, 因而无法系统反映不同水化阶段缓冲材料渗透系数与接缝宽度的变化关系。

3 施工接缝对界面水力强度的影响

根据多重屏障体系的概念设计, 高放废物将被封存在距地表数百米深的围岩体中^[1], 此时施工接缝极有可能受围岩地下水的高水压作用^[18]。Chandler 等^[49]通过足尺模型试验发现, 接缝内水化胶体力学特性很差, 所能承受的最大水压有一定限度。一旦水压超过界面强度, 便会发生水力劈裂^[22]。

Chen 等^[22]将圆柱形 MX80 膨润土试样内置于中空圆柱形 Boom Clay 中, 在恒定注水速率试验中实时监测注水压力的变化。当水压突然减小时认为水力劈裂产生, 此时的最大水压即为劈裂压力, 如图 14 所示。通过一系列注水试验, 发现界面水力强度随接缝宽度的增加而显著减小。这主要是由于接缝较窄时缝隙内所填充的膨润土较密实, Kobayashi 等^[50]已证实膨润土劈裂压力随干密度呈非线性增大。

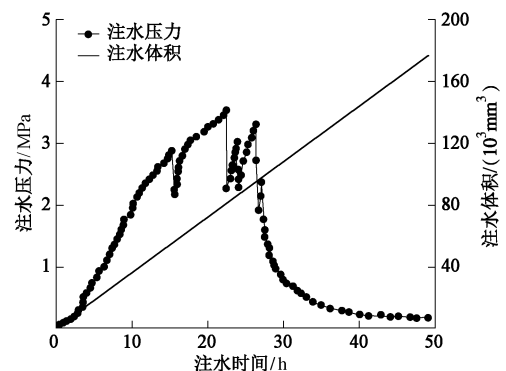


图 14 恒定注水速率条件下 MX80 膨润土-Boom Clay 接触界面水压变化曲线^[22]

Fig. 14 Evolution of water pressure imposed on MX80 bentonite-Boom Clay interface under a constant rate of injected water volume^[22]

研究表明, 界面水力强度不仅与接缝内膨润土本身的材料强度有关, 还与作用在界面上的膨胀力有关。Marcial 等^[24]自主研发了一套注水试验装置(图 15), 为了精确控制试样与不锈钢壁间的接缝宽度, 将不锈钢套筒沿纵向切割成两部分, 并将上面的部分替换成不锈钢平板(图 15(b))。利用该装置, Marcial 等^[24]

研究了 Kunigel V1 膨润土-砂混合物与不锈钢壁之间的界面水力强度, 结果发现, 当混合物干密度由 1.76 g/cm^3 增加到 1.86 g/cm^3 时, 劈裂压力从 436 kPa 增至 1339 kPa 。这主要是由于干密度较大的混合物水化膨胀速率较快, 相同水化时间内界面处能够产生更大的膨胀力。

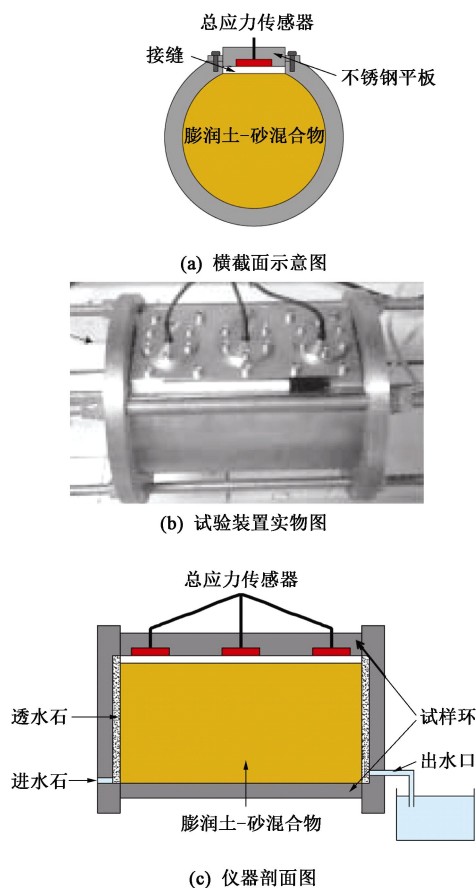


图 15 接触界面的注水试验装置^[24]

Fig. 15 Schematic view of experimental device used to test hydro-mechanical behaviors of interface^[24]

实际处置库运营期间, 缓冲材料将会长期遭受高放废物产生的残余衰变热。已有成果表明^[43], 高温条件下钠基膨润土的膨胀力有所提高。Tang 等^[25]开展了不同温度条件下 MX80 膨润土与不锈钢间接缝的恒定注水速率试验, 发现高温条件降低了水力劈裂发生的可能性。

高水压环境下施工接缝的水-力耦合过程十分复杂, 目前这方面的研究还处于起步阶段; 现有试验仪器和方法仅能揭示界面总应力的发展规律, 无法有效区分膨胀力和孔隙水压力。因此, 在将来的研究中, 有必要进一步改进和研制试验仪器, 实时监测接触界面水分传输特性与应力发展规律。

4 接触界面自愈合性能

施工接缝发生水力劈裂后, 大量地下水沿着劈裂

缝快速通过, 水压得以消散, 裂缝被膨润土胶体填充并再次闭合。随着入渗过程的进行, 越来越多的膨润土填充到缝隙中。一方面, 接缝处孔隙逐渐减小, 渗透性明显降低, 大量地下水逐渐积聚使水压不断提高; 另一方面, 膨胀力逐渐发展。此时, 若膨胀力发展速率明显大于水压增加速率, 以至于水压无法突破界面水力强度时, 便不再发生水力劈裂。并且, 随着膨润土水化程度的提高, 接触界面逐渐实现自愈合。反之, 如果水压增加速率大于膨胀力的发展速率, 那么接触界面所能承受的最大破坏水力压力就应该重点关注。

为了模拟施工接缝处可能存在的闭合-劈裂-闭合反复作用过程, Tang 等^[25]针对 MX80 膨润土-砂混合物与金属壁之间的接触界面开展了恒定注水速率试验, 结果表明, 界面水力强度随注水时间的增加不断增大 (图 16), 所得结论与 Chen 等^[22]的研究一致。此外, Marcial 等^[24]发现, 界面水力强度随 Kunigel V1 膨润土-砂混合物的水化时间呈线性增加 (图 17)。

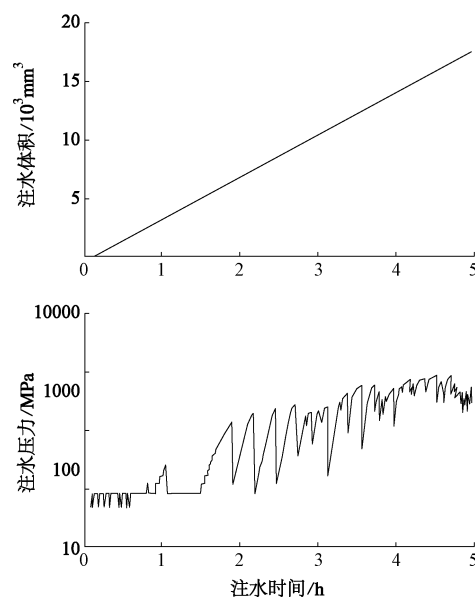


图 16 MX80 膨润土-砂混合物与金属壁接触界面的劈裂压力随注水时间的变化曲线^[24]

Fig. 16 Chang in fracturing pressure of interface between MX80 bentonite-sand mixtures and metal wall with time^[24]

目前, 关于界面自愈合性能的研究还处于探索阶段。现有成果只能宏观反映界面水力强度的演化, 以此揭示接缝的自愈合情况。这种以界面强度为控制指标的评价方法, 无法从机理上解释界面自愈合过程。因此, 有必要在开展界面自愈合试验过程中, 实时监测膨润土与围岩 (或金属壁) 相互作用时界面的应力分布和发展规律, 探索接缝自愈合机理, 在此基础上建立接触界面水-力学本构模型, 最终为工程屏障系统的长期安全性评估提供理论基础。

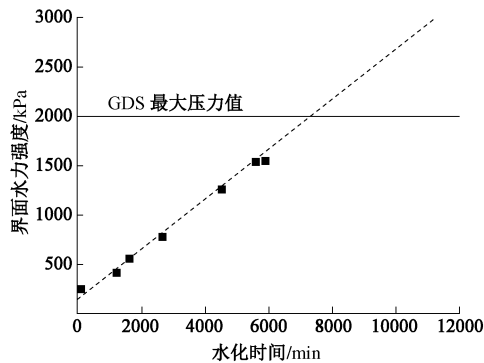


图 17 Kunigel V1 膨润土-砂混合物与金属壁之间接触界面水力强度随时间的变化^[24]

Fig. 17 Chang in hydraulic strength of interface between Kunigel V1 bentonite-sand mixtures and metal wall with time^[24]

5 结语及展望

近年来, 各国学者从工程实际出发, 在施工接缝对缓冲材料水-力特性影响方面开展了一定探索。鉴于处置库中施工接缝封闭和自愈过程的复杂性, 针对高水压条件下接触界面水力劈裂破坏模式及力学机理的研究成果十分有限。为此, 提出进一步研究的建议:

(1) 细化影响因素。现有成果主要分析了接缝宽度、试样干密度、温度和水化时间对界面强度的影响, 后期可重点考虑注入液体的化学性质及尺寸效应。

(2) 深化机理分析。现有试验方法只能揭示接触界面总应力的变化情况, 无法有效区分膨胀力和孔隙水压力。因此, 有必要改进和研制试验仪器, 实时监测界面水分传输特性与应力发展规律, 深入研究水力劈裂的发生机制和自愈机理。

(3) 数值模拟研究。在全面揭示接触界面水力劈裂发生、发展和愈合机理的基础上, 建立接触界面的水-力学本构模型, 结合数值分析模拟, 最终实现对处置库工程屏障系统的长期安全性评估。

参考文献:

- [1] 王 驹. 高放废物深地质处置: 回顾与展望[J]. 铀矿地质, 2009, **25**(2): 71 - 77. (WANG Ju. Geological disposal of high level radioactive waste in China: review and prospect[J]. Uranium Geology, 2009, **25**(2): 71 - 77. (in Chinese))
- [2] 陈永贵, 黄润秋, 朱春明, 等. 化学场对膨润土水-力特性影响研究进展[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2014, **42**(3): 398 - 405. (CHEN Yong-gui, HUANG Run-qiu, ZHU Chun-ming, et al. Chemical environment effect on hydro-mechanical behavior of compacted bentonite[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2014, **42**(3): 398 - 405. (In Chinese))
- [3] PUSH R, RAMQVIST G, KASBOHM J, et al. The concept of highly radioactive waste (HLW) disposal in very deep boreholes in a new perspective[J]. Journal of Earth Sciences and Geotechnical Engineering, 2012, **2**(3): 1 - 24.
- [4] PUSH R. The geological basis for developing concepts for disposal of highly radioactive waste (HLW) in crystalline rock - a state of art compilation[J]. Communicacoes Geologicás, 2012, **99**(1): 61 - 68.
- [5] JOHANNESSON L E, BORGESSON L, GOUDARZI R, et al. Prototype repository: A full scale experiment at Äspö HRL[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, 2007, **32**(1): 58 - 76.
- [6] ALONSO E E, ALCOVERRO J, COSTE E, et al. The FEBEX benchmark test: case definition and comparison of modeling approaches[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2005, **42**(5): 611 - 638.
- [7] JUVANKOSKI M. Description of basic design for buffer[M]. Eurajoki: Posiva Oy, 2010.
- [8] MARTIN P L, BARCALA J M, HUERTAS F. Large-scale and long-term coupled thermo-hydro-mechanic experiments with bentonite: the FEBEX mock-up test[J]. Journal of Iberian Geology, 2006, **32**(2): 259 - 282.
- [9] 秦 冰, 陈正汉, 刘月妙, 等. 高庙子膨润土的胀缩变形特性及其影响因素研究[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(7): 1005 - 1010. (QIN Bing, CHEN Zheng-han, LIU Yue-miao, et al. Swelling-shrinkage behavior of Gaomiaozi bentonite[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(7): 1005 - 1010. (In Chinese))
- [10] WANG Q, TANG A M, CUI Y J, et al. Experimental study on the swelling behavior of bentonite/claystone mixture[J]. Engineering Geology, 2012, **124**(1): 59 - 66.
- [11] VAUNAT J, GENS A. Analysis of the hydration of a bentonite seal in a deep radioactive waste repository[J]. Engineering Geology, 2005, **81**(3): 317 - 328.
- [12] MARTIN P L, BARCALA J M. Large scale buffer material test: Mock-up experiment at CIEMAT[J]. Engineering Geology, 2005, **81**(3): 298 - 316.
- [13] ALONSO E E, SPRINGMAN S M, NG C W W. Monitoring large-scale tests for nuclear waste disposal[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2009, **26**(6): 205 - 214.
- [14] VILLAR M V, SANCHEZ M, GENS A. Behaviour of a bentonite barrier in the laboratory: Experimental results up to 8 years and numerical simulation[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, 2014, **33**(S1): 476 - 485.

- [15] KOMINE H N O. New equations for swelling characteristics of bentonite-based buffer materials[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, **40**(2): 460 – 475.
- [16] HOKMARK H. Hydration of the bentonite buffer in a KBS-3 repository[J]. Applied Clay Science, 2004, **26**(1): 219 – 233.
- [17] WANG Q, TANG A M, CUI Y J, et al. The effects of technological voids on the hydro-mechanical behavior of compacted bentonite-sand mixture[J]. Soils and Foundations, 2013, **53**(2): 232 – 245.
- [18] GRINDROD P, PELETIER M, TAKASE H. Mechanical interaction between swelling compacted clay and fractures rock, and the leaching of clay colloids[J]. Engineering Geology, 1999, **54**(S1): 159 – 165.
- [19] GENS A, GUIMARAES L N, GARCIA-MOLINA A, et al. Factors controlling rock-clay buffer interaction in a radioactive waste repository[J]. Engineering Geology, 2002, **64**(S2): 297 – 308.
- [20] BUZZI O, BOULON M, DELERUYELLE F, et al. Hydromechanical behavior of rock-bentonite interfaces under compression[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2008, **41**(2): 343 – 371.
- [21] SABA S, CUI Y J, TANG A M, et al. Investigation of the swelling behavior of compacted bentonite/sand mixture by mock-up tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, **51**(12): 1399 – 1412.
- [22] CHEN Y G, CUI Y J, TANG A M, et al. A preliminary study on hydraulic resistance of bentonite/host-rock seal[J]. Géotechnique, 2014, **64**(12): 997 – 1002.
- [23] TSANG C F, BARNICHON J D, BIRKHOLZER J, et al. Coupled thermo-hydro-mechanical processes in the near field of a high-level radioactive waste repository in clay formations[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Mining Sciences, 2012, **49**(1): 31 – 44.
- [24] MARCIAL D, DELAGE P, CUI Y J. A laboratory study of the self sealing behavior of a compacted sand-bentonite mixture[J]. Geomechanics and Geoengineering: An International Journal, 2006, **1**(1): 73 – 85.
- [25] TANG A M, MUNOZ J J, CUI Y J, et al. Experimental evaluation of the hydraulic resistance of compacted bentonite/boom clay interface[C]// International Conference: Underground Disposal Unit Design & Emplacement Processes for a Deep Geological Repository. Prague, 2008: 16 – 18.
- [26] 陈宝, 陈建琴, 曹永超. 接缝对高压实膨润土工程屏障自封闭性能的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, **31**(3): 618 – 624. (CHEN Bao, CHEN Jian-qin, CAO Yong-chao. Influence of joint on self-sealing behavior of highly compacted bentonite in engineering barrier[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, **31**(3): 618 – 624. (In Chinese))
- [27] PUSH R. Swelling pressure of highly compacted bentonite[M]. Stockholm: Swedish Nuclear Fuel Supply Company, 1980.
- [28] KOMINE H, OGATA N. Predicting swelling characteristics of bentonites[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(8): 818 – 829.
- [29] LLORET A, VILLAR M V. Advances on the knowledge of the thermo-hydro-mechanical behavior of heavily compacted “FEBEX” bentonite[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, 2007, **32**(8): 701 – 715.
- [30] SCHANZE T, AL-BADRAN Y. Swelling pressure characteristics of compacted Chinese Gaomiaozhi bentonite GMZ01[J]. Soils and Foundations, 2014, **54**(4): 748 – 759.
- [31] 叶为民, SCHANZ T, 钱丽鑫, 等. 高压实高庙子膨润土 GMZ01 的膨胀力特征[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, **26**(增刊 2): 3861 – 3865. (YE Wei-min, SCHANZ T, QIAN Li-xin, et al. Characteristics of swelling pressure of densely compacted Gaomiaozhi bentonite GMZ01[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, **26**(S2): 3861 – 3865. (in Chinese))
- [32] CUI S L, ZHANG H Y, ZHANG M. Swelling characteristics of compacted GMZ bentonite-sand mixtures as a buffer/backfill material in China[J]. Engineering Geology, 2012, **141**(3): 65 – 73.
- [33] YE W M, CHEN Y G, CHEN B, et al. Advances on the knowledge of the buffer/backfill properties of heavily-compacted GMZ bentonite[J]. Engineering Geology, 2010, **116**(1): 12 – 20.
- [34] FUEL S N. Detailed programme for research and development 1999-2004[R]. Stockholm: Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co, 1998.
- [35] SABA S. Hydro-mechanical behavior of bentonite-sand mixture used as sealing materials in radioactive waste disposal galleries[D]. Paris: Ecole des Ponts ParissTech, 2014.
- [36] DIXON R, WOODHEAD A D, SOHLIMAN M. An investigation of the expectation gap in Egypt[J]. Managerial Auditing Journal, 2006, **21**(3): 293 – 302.

- [37] FERRARI A, SEIPHOORI A, RUEDI J, et al. Shot-clay MX-80 bentonite: An assessment of the hydro-mechanical behavior[J]. *Engineering Geology*, 2014, **173**: 10 – 18.
- [38] MARJAVAARA P, KIVIKOSKI H. Filling the gap between buffer and rock in the deposition hole[M]. Eurajoki: Posiva Oy, 2011.
- [39] STASTKA J. Development of bentonite gap filling for high-level waste disposal[C]// 22st International Conference Nuclear Energy for New Europe: Proceedings. Ljubljana, 2013: 961 – 978.
- [40] CHEN L, LIU Y M, WANG J, et al. Investigation of the thermal-hydro-mechanical (THM) behavior of GMZ bentonite in the China-Mock-up test[J]. *Engineering Geology*, 2014, **172**: 57 – 68.
- [41] 温志坚. 中国高放废物处置库缓冲材料物理性能[J]. *岩石力学与工程学报*, 2006, **25**(4): 794 – 800. (WEN Zhi-jian. Physical property of China's buffer material for high-level radioactive waste repository[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2006, **25**(4): 794 – 800. (In Chinese))
- [42] ZHU C M, YE W M, CHEN Y G, et al. Influence of salt solutions on the swelling pressure and hydraulic conductivity of compacted GMZ01 bentonite[J]. *Engineering Geology*, 2013, **166**(8): 74 – 80.
- [43] YE W M, WAN M, CHEN B, et al. Temperature effects on the swelling pressure and saturated hydraulic conductivity of the compacted GMZ01 bentonite[J]. *Environmental Earth Sciences*, 2013, **68**(1): 281 – 288.
- [44] VILLAR M V, ROMERO E, LLORET A. Thermo-mechanical and geotechnical effects on the permeability of high-density clays[C]// Proceedings of the International Symposium on Large scale field tests in granite. Leiden, 2005: 177 – 191.
- [45] MITACHI T. Mechanical behavior of bentonite-sand mixtures as buffer materials[J]. *Soils and Foundations*, 2008, **48**(3): 363 – 374.
- [46] VILLAR M V, LLORET A. Dismantling of the first section of the FEBEX in situ test: THM laboratory tests on the bentonite blocks retrieved[J]. *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 2007, **32**(8): 716 – 729.
- [47] KOMINE H. Predicting hydraulic conductivity of sand-bentonite mixture backfill before and after swelling deformation for underground disposal of radioactive wastes[J]. *Engineering Geology*, 2010, **114**(3): 123 – 134.
- [48] SUN De-an, ZHANG Jin-yi, ZHANG Jun-ran, et al. Swelling characteristics of GMZ bentonite and its mixtures with sand[J]. *Applied Clay Science*, 2013, **83**(10): 224 – 230.
- [49] CHANDLER N, COUMUT A, DIXON D, et al. The tunnel sealing experiment: in-situ demonstration of technologies for vault sealing[C]// Proceedings of the 19th Annual Conference of the Canadian Nuclear Society. Toronto, 1998.
- [50] KOBAYASHI A, YAMAMOTO K, MOMOKI S. Characteristics of strength for hydraulic fracturing of buffer material[J]. *Soils and Foundations*, 2008, **48**(4): 467 – 477.