DOI: 10.11779/CJGE202101009

温度对 GMZ 膨润土的膨胀性能影响研究

项国圣^{1,2},吕立勇¹,葛 磊¹,周殷康¹,谢胜华¹ (1. 安徽工业大学建筑工程学院,安徽 马鞍山 243002; 2. 同济大学土木工程学院,上海 200092)

摘 要:在25℃,40℃,60℃和90℃的蒸馏水中对高庙子(GMZ)膨润土进行了膨胀性能试验。由于在试验条件下渗透膨胀占主导地位,GMZ膨润土的膨胀性能随温度的升高而增大,其中最大膨胀率随温度线性增加,而膨胀力随温度呈指数增加。压实GMZ膨润土的膨胀性能可用 $e_m = Kp^{D-3}$ 表示。N2吸附试验结果表明温度对GMZ膨润土的表面分维*D*基本没有影响。在渗透膨胀条件下,采用扩散双层模型计算发现膨胀系数*K*与温度*T*。之间存在线性关系,并且通过GMZ膨润土和Bikaner膨润土的膨胀试验进行了验证。将*K*-*T*。线性关系与 $e_m - p$ 分形关系相结合,提出了温度作用下GMZ膨润土膨胀性能的一种简便定量评价方法。

关键词: 膨润土; 温度; 膨胀性能; 表面分维; 分形模型

中图分类号: TU443 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000 - 4548(2021)01 - 0077 - 08 **作者简介:** 项国圣(1986—), 男,博士,副教授,主要从事复杂环境中膨胀性黏土岩土工程等方面的研究工作。E-mail: xianggsh2011@163.com。

Effects of temperature on swelling characteristics of GMZ bentonite

XIANG Guo-sheng^{1, 2}, LÜ Li-yong¹, GE Lei¹, Zhou Yin-kang³, XIE Sheng-hua¹

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Technology, Ma'anshan 243002, China; 2. College of Civil

Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The buffer/backfill performance of bentonite–based materials may be affected by the influences of temperature fields, thereby leading to uncertainties in the safe operation of repositories. In order to address this issue, the swelling tests on Gaomiaozi (GMZ) bentonite are carried out in distilled water at 25, 40, 60, and 90 °C. The results show that the swelling of GMZ bentonite increases with the temperature, owing to that the osmotic swelling dominates the swelling of compacted GMZ bentonite under the experimental conditions. The maximum swelling strain increases linearly with the temperature, whereas the swelling pressure increases exponentially with the temperature. The swelling characteristics of compacted GMZ bentonite is unaffected by the temperature. Calculated by the diffuse double layer model under osmotic swelling, a linear relation is found between the montmorillonite swelling coefficient *K* and the temperature *T*c, which is verified by the swelling tests on GMZ bentonite and Bikaner bentonite. Combining the linear $K-T_c$ relation and the fractal e_m -p relation, a simple method for evaluating the swelling of GMZ bentonite affected by the temperature is proposed.

Key words: bentonite; temperature; swelling property; fractal dimension; fractal method

0 引 言

深层地质处置被认为是处置高放废物最合理的方法。膨润土具有低渗透性、较好的吸附性和较大的膨胀性等特点,被广泛认为是深层地质处置库理想的缓冲/回填材料^[1-3]。由压实膨润土构成的屏障的一个重要功能是填充建造或运行过程中可能产生的裂缝,形成封闭的环境,防止核素迁移。在过去几十年中,膨润土基缓冲/回填材料的膨胀特性得到了广泛的研究^[4-7]。研究结果表明,膨润土的膨胀受干密度、孔隙流体化学物质和温度等多种因素的影响^[8-10]。

相关研究表明,温度对不同膨润土膨胀的影响是 不同的,即使在不同的试验条件下对同一膨润土的影 响也不相同^[11-13]。Pusch 等^[14]指出温度对膨润土膨胀 力的影响与其主要的阳离子有一定关系,温度升高可 提高高密实钠膨润土的膨胀力,但会降低二价膨润土 膨胀力。蒙脱石类黏土的膨胀过程大致可分为晶层膨 胀和渗透膨胀^[15]。在水分进入膨润土的初始阶段,膨

基金项目:国家自然科学基金项目(41702311);中国博士后科学基金 面上项目(2019M660096) 收稿日期:2019-11-17

表 1 GMZ 膨润土的物理化学指标^[22]

Table 1 Physicochemical indices of GMZ bentonite

土粒相对	液限	塑限	塑性指	蒙脱石含量	阳离子	主要交换性阳离子/(cmol·kg ⁻¹)			
质量密度	wL/%	wp/%	数 I _P	$C_{\rm m}$ /%	交换量/(cmol·kg ⁻¹)	Na ⁺	Ca ²⁺	Mg^{2+}	\mathbf{K}^+
2.66	276	37	239	75	75.1	36.2	24.7	11.9	3.62

胀是由存在于蒙脱石单元层之间的可交换阳离子的水 化作用引起的(阳离子与水发生化合反应,在其周围 形成一定的水分子层),称之为晶层膨胀。随着水分进 一步渗入并充填蒙脱石集合体内的孔隙,集合体膨胀 并裂开成薄层叠体,甚至为单层晶层,形成渗透膨胀 也称为双电层膨胀^[16]。扩散双电层(DDL)模型适用 于渗透膨胀。根据 DDL 模型, DDL 的厚度随温度的 升高而增大。因此,如果 DDL 在粒间孔隙中发育良 好,温度会促进黏土的膨胀。通常,扩散双电层在钠 基膨润土中容易发展,但其间距随着阳离子价的增加 而减小,导致二价膨润土中 DDL 的形成相对困难。 因此,温度往往会促进钠基膨润土的膨胀,例如 GMZ 膨润土^[17-18]。此外, DDL 的发展还取决于荷载或试样 的干密度,在小荷载或低密度的试样中,扩散双电层 可以得到很好的发展。在这种情况下,渗透膨胀仍是 主要的膨胀形式。Romero 等^[19]报告了 FEBEX Ca/Mg-膨润土的自由膨胀率随温度升高而增加。Cho 等^[4]发 现加热可以促进干密度较低的 Korea 钙基膨润土的膨 胀力。Bag 等^[12]也发现温度升高使 Bikane 钙基膨润土 的膨胀力有轻微的增加。然而,对于高压实膨润土, 无论是钠基膨润土[13,20]还是二价膨润土[21],膨胀性能 均随温度的增加而降低。这主要是因为晶层膨胀是高 压下高压实膨润土主要的膨胀形式[13]。在这种情况 下,晶层间水分子的动能受到热量的促进,导致水分 子不稳定,蒙脱石吸水能力降低^[13]。因此,根据目前 的研究可以推断,在渗透膨胀为主的情况下,膨润土 的膨胀特性随着温度的升高而增强,而在晶层膨胀的 情况下则相反。

高庙子 (GMZ) 膨润土被认为是中国深层地质处 置首选的缓冲/回填材料。不同条件下 GMZ 膨润土膨 胀性能的研究已取得较丰富的成果^[16-17,22]。但温度对 GMZ 膨润土膨胀性能的影响还不够明确。另外,目前 比较缺乏膨胀性能随温度变化的定量评价模型。DDL 模型是适用于压实膨润土渗透膨胀的计算方法^[23]。但 目前也发现了 DDL 模型的一些局限性,如 DDL 模型 不适用于晶层膨胀或浓盐溶液中的膨胀计算。此外, 该模型所需参数较多且较难确定,不方便应用。Xu 等^[24]发现蒙脱石孔隙率 *e*_m 与竖向压力 *p* 之间存在分 形关系,可表示为 *e*_m=*Kp*^{D-3}。这是一种定量评价膨润 土膨胀性能的简便有效方法,模型得到了室温下不同 膨胀性黏土试验数据的验证^[3, 25]。但该模型并没有考 虑到温度变化对膨胀性能的影响。

本文开展不同温度下GMZ膨润土膨胀性能试验, 分析了温度对膨胀性能的影响机理,基于 DDL 模型 和分形模型,建立了一种温度作用下 GMZ 膨润土膨 胀性能的简便计算方法。

1 材料与试验方法

1.1 GMZ 膨润土

GMZ 膨润土来源于内蒙古自治区高庙子矿床。该 膨润土被选用作为中国高放废物处置库的缓冲/回填 主料。对 GMZ 膨润土进行研究可为处置库的设计提 供科学依据。GMZ 膨润土的物理化学指标见表 1。

1.2 试验装置

所用不同温度下膨胀试验的试验装置如图 1 所 示,该装置其主要包括自制的固结室和电加热套,温 度可以用温度控制器调节。电加热套和固结室可以安 装于普通的三联中压固结仪。



图 1 温度作用下膨胀性能试验装置

Fig. 1 Experimental apparatus for swelling tests under different

temperatures

1.3 膨胀试验

将 GMZ 膨润土配制成含水率约 18.0 %的湿土, 并在环刀中静压制成高度 1.0 cm, 直径 6.18 cm 的饼 状试样。将压实试样放入自制的固结室中,连同外部 加热套安装于三联固结仪中。设置目标温度,一次性 施加所需荷载,加蒸馏水进行渗流饱和,外部容器中 水面高度保持高于试样项面的 1.0 cm 左右。采用百分 表记录膨润土的膨胀率随时间的增加过程,膨胀率为 高度变化量与原试样高度之比,当在 24 h 内百分表指 针保持不动,认为试样膨胀饱和完成,此时的最终膨 胀率称为最大膨胀率。

在膨胀力试验中,将压实试样安装在固结仪中并 对其施加恒定温度后,记录指针的初始读数,向试样 中注入蒸馏水。当样品开始膨胀时,迅速施加竖向荷 载到样品上,让指针回到原来的位置,在试验过程中 保持指针变化量小于 0.01 mm。当百分表读数在某压 力下保持 24 h 不变时,认为达到最大膨胀压力 *p*_s,试 验完成。

Pastina 等^[26]发现高放废物储存库中的最高温度 可接近于 90℃,且距离核废料储藏罐距离越远温度越 低。据此本文将膨胀变形和膨胀力试验的温度设定为 25℃,40℃,60℃和 90℃。膨胀变形试验中各试样的 初始状态和试验条件见表 2。

表 2 膨胀变形试验中试样的初始状态和试验条件

Table 2 Initial and experimental conditions of samples in swelling deformation tests

初始干密度	初始含水	泪亩/℃	収向苔载/kDo			
$/(g \cdot cm^{-3})$	率/%	御)支/し	立凹凹软/KFa			
1 70 + 0.02	17.7~18.1	25 40 60 00	6.25, 12.5, 25, 50,			
1.70 ± 0.03		25, 40, 60, 90	100, 200, 400, 800			
1.50 ± 0.03	17.5~17.9	25, 40, 60, 90	100, 400			
1.60 ± 0.03	17.6~18.2	25, 40, 60, 90	100, 400			

1.4 氮吸附试验

在蒸馏水中膨胀后,卸载膨润土试样,在 105℃ 的烘箱中干燥 12 h,然后磨成粉末状,过 200 目筛。 对原 GMZ 膨润土粉末和 40℃,90℃水中膨胀后的试 样进行了 N₂吸附试验,分析了温度对 GMZ 膨润土表 面性质的影响。

2 膨胀试验结果

图 2 为不同温度下初始干密度为 1.7 g/cm³ 的 GMZ 膨润土的最大膨胀率 *ε*max。可以发现, *ε*max 随竖 向荷载的增大而减小,随温度的升高而增大。这是由 于在本次试验条件下,渗透膨胀为主要膨胀形式,这 种状况下,蒙脱石颗粒间扩散双电层厚度随温度的增 加而增大,进而增强了膨胀变形。从图中也可发现, 温度升高引起的膨胀率的增加随竖向压力的增大而减 小。当竖向荷载较小时,试样的膨胀率随着温度的升 高明显增大,而竖向荷载较大时,试样的膨胀率随温 度升高轻微增加。

图 3 为初始干密度为 1.7 g/cm³ 试样的最大膨胀率 与温度之间的关系。可以看出在给定的压力下,试样 的 *ε*max 随温度增加线性增加,而随着竖向荷载的增加, 线性 Emax - Tc关系的斜率逐渐减小。



图 2 不同温度下的 GMZ 膨润土的最大膨胀率

Fig. 2 ε_{max} of GMZ bentonite under different temperatures





Fig. 3 Relationship between ε_{max} and T_c of GMZ bentonite under different stresses

如图 4 所示,在相同的荷载和温度条件下,GMZ 膨润土试样的 ε_{max} 随初始干密度 ρ_d 的增大线性增加, 这与室温下不同膨润土的试验结果一致^[1,27]。



图 4 25℃和 60℃时 GMZ 膨润土的 *ɛ*max - *ρ*d 关系

Fig. 4 Relationship between ε_{max} and ρ_d for GMZ bentonite at 25°C and 60°C

在膨胀力试验中,膨润土试样的干密度相对较低 (ρ_d=1.35~1.55 g/cm³)。从图 5 中可以发现,在给定 温度下,膨胀力随初始干密度呈指数增长,对于相同 密度的样品,膨胀力随温度升高而增大。此外,相较 于膨胀变形随温度增加轻微增加,温度对 GMZ 膨润 土膨胀力的影响较大,且随初始干密度的增大而显著 增大。这种差异主要是由于 GMZ 膨润土具有较高的 膨胀性,需要较高的应力来防止膨胀变形;此外,根 据 Zhang 等^[28]GMZ 膨润土压缩曲线发现压实膨润土 的压缩模量可达到 30 MPa⁻¹。微小的变形变化需要较 大的荷载维持,所以膨胀变形随温度略有增加,而膨 胀力显著增加。



图 5 不同温度下 GMZ 膨润土的 ps - ρd 关系

Fig. 5 Relationship between p_s and ρ_d for GMZ bentonite under different temperatures

3 膨胀性能计算

3.1 em - p 分形关系

GMZ 膨润土的膨胀性能主要是由其中蒙脱石矿物所引起的^[29]。膨润土的膨胀性能可采用膨胀饱和时的蒙脱石孔隙比 *e*m表示^[29]:

$$e_{\rm m} = \frac{e}{\alpha} = \frac{V_{\rm w}}{V_{\rm m}} \quad . \tag{1}$$

式中 *e* 为膨润土试样膨胀饱和的孔隙比; *α* 为膨润 土中蒙脱石的含量; *V*_w为饱和试样中的水体积; *V*_m为 蒙脱石的体积。

基于 N₂等温吸附方程^[30], Xu 等^[25]给出了蒙脱石 吸附水的相应表达式:

$$e_{\rm m} = \eta (\ln h_{\rm r})^{D-3} \quad , \qquad (2)$$

式中, η 为吸水系数, h_r为相对湿度。

当含水率高于 10%时, Kahr 等给出膨润土的膨胀 力计算公式为^[31]

$$p = \frac{RT}{M\upsilon} \ln h_{\rm r} \quad , \tag{3}$$

式中, R 为气体常数, T 为热力学温度, M 和v 分别 为水的分子质量和部分比体积。因此, 将式(2)和(3) 相结合, 可以得出膨胀性能的 $e_m - p$ 分形关系^[24]:

$$e_{\rm m} = K p^{D-3} \quad , \tag{4}$$

式中, D 为膨润土表面分维, K 为反映膨润土中蒙脱 石矿物膨胀性能的系数,简称为蒙脱石膨胀系数,K 越大蒙脱石的膨胀性能越大,在温度一定时只与蒙脱 石交换性阳离子有关^[32]。

膨润土的分形维数可通过 N₂吸附得到。图 6 绘制 了不同蒸气压 *p*/*p*₀下原始 GMZ 膨润土粉末和 40℃和 90℃下试样的 N₂吸附量 *V*_{ads}。可以发现 3 个试样的等 温吸附线基本相同。采用 Frenkel-Halsey-Hill 方程计 算了试样的表面分维^[33],各试样的D值约为2.75。表 明膨润土的分形维数基本不受试验温度的影响,这主 要是因为GMZ膨润土的矿物组成在25℃到90℃范围 的蒸馏水中没有发生改变^[18],膨润土的表面结构在膨 胀过程中没有受到化学反应的作用。



图 6 GMZ 膨润土的 N₂等温吸附线

Fig. 6 N₂ adsorption isotherms of GMZ bentonite samples 3. 2 $K - T_c$ 关系

如上所述,当荷载一定时,膨润土的膨胀随温度 的升高而增大,而分形维数为常数,所以可以认为温 度对 GMZ 膨润土膨胀的影响主要表现在蒙脱石膨胀 系数 K 的变化,该系数随温度的升高而增大。膨润土 的膨胀性能随温度的升高而提高,也说明此时渗透膨 胀为主,而 DDL 模型在这种情况下有很好的应用。 因此,利用 DDL 模型可以计算 GMZ 膨润土在不同温 度下的膨胀系数 K。

Gouy-Chapman的DDL理论是基于两个蒙脱石层间的排斥力和吸引力提出的^[34]。完全饱和时的 e_m表示为^[34]

$$e_{\rm m} = \frac{d - R_{\rm ion}}{t + R_{\rm ion}} \quad . \tag{5}$$

式中, *t* 为蒙脱石层的厚度(0.96 nm), *d* 为两蒙脱石层之间距离的一半, *R*_{ion} 为未水化的交换性阳离子的平均半径。

DDL 模型表明膨胀力可以表示为[34]

$$p = f_{\rm r} - f_{\rm a} \quad , \tag{6}$$

式中, fa为范德华力, 表达式为^[34]

$$f_{\rm a} = \frac{A_{\rm h}}{24\pi} \left[\frac{1}{d^3} + \frac{2}{(d+t)^3} - \frac{2}{(d+t/2)^3} \right] \quad (7)$$

式中,*A*_h为 Hamaker 常数(2.2×10⁻²⁰ J)。 蒙脱石间排斥力*f*,计算式为^[34]

$$f_{\rm r} = 2nbT(\cosh u - 1) \quad , \tag{8}$$

$$u = 8 \operatorname{artanh} \left[e^{-\kappa d} \operatorname{tanh}(Z/4) \right] , \qquad (9)$$

$$\kappa = \sqrt{\frac{2nv^2 e'^2}{\varepsilon kT}} \quad , \tag{10}$$

$$Z = 2\operatorname{arsinh}\left(96.5 \times \frac{\operatorname{CEC}}{S} \sqrt{\frac{1}{8n\varepsilon kT}}\right) \quad \circ \qquad (11)$$

式中 u 为平行蒙脱石层间中平面的静电势; $1/\kappa$ 为 Debye 长度(m); b 为 Boltzmann 常数(1.38×10^{-23} J/k); ε 为孔隙水的静态介电常数(6.95×10^{-10} C²/J/m); n_0 为孔隙水离子浓度($10 \times 6.023 \times 10^{23}$ 个/m³); CEC 为阳离子交换量(75.1 cmol/kg); e' 为电子电荷 (1.602×10^{-19} C); S 为 GMZ 膨润土的总比表面积 ($0.75 \times 810 \text{ m}^2$ /g)。

通常认为当膨润土在一定荷载作用下饱和时,渗 透膨胀是在晶层膨胀完成之后才开始的^[15]。因此,半 间距 *d* 应满足^[22]

$$d > \frac{t + R_{\rm ion}}{t} d_{\rm m} + R_{\rm ion} \quad , \tag{12}$$

其中,

$$d_{\rm m} = \frac{1}{\rm CEC} \sum_{i} {\rm EXC}_{i} d_{i} \quad , \qquad (13)$$

$$R_{\rm ion} = \frac{1}{\rm CEC} \sum_{i} {\rm EXC}_{i} R_{i} \quad . \tag{14}$$

式中 EXC_i和 R_i分别为第 i 个交换性阳离子的交换量 和离子半径; Na⁺、K⁺、Mg²⁺和 Ca²⁺的半径分别为 0.098, 0.133, 0.082, 0.1115 nm^[15]; d_i为仅存在第 i 个交换性阳离子蒙脱石晶层膨胀最大距离,对于 K⁺、 Ca²⁺、Mg²⁺和 Na⁺, d_i分别为 0.6, 0.9, 0.9, 1.2 nm^[15]。 因此,根据式(12),常温时 GMZ 膨润土发生渗透 膨胀 d 值应大于 1.25 nm^[22]。将该值作为 GMZ 膨润土 发生渗透膨胀和晶层膨胀的临界值,代入式(5)可以 算出临界蒙脱石孔隙比约为 1.086,并可估算出相应的 荷载值为 1820 kPa。所以对于 GMZ 膨润土而言,当 荷载小于 1820 kPa 时,渗透膨胀为主要膨胀形态,反 之,则以晶层膨胀为主。

表3 不同温度下膨胀系数 K 计算

 Table 3 Calculated values of swelling coefficient K under different

	emperature				
Tc/℃	Ζ	κ/m^{-1}	и	p/kPa	Κ
25	19.172	691409134	3.456	1393.12	6.904
30	19.156	685683554	3.485	1465.08	6.992
40	19.123	674646562	3.542	1615.84	7.165
50	19.092	664125934	3.598	1775.94	7.336
60	19.061	654082622	3.652	1945.66	7.506
70	19.032	644481593	3.705	2125.26	7.673
80	19.003	635291309	3.756	2315.02	7.839
90	18.975	626483295	3.806	2515.22	8.003

由于渗透膨胀时蒙脱石层间间距随温度的升高而 略有增加,在 DDL 模型的计算中,令 GMZ 膨润土在 每个温度下的 *d* 等于 1.3 nm,此时相应的蒙脱石孔隙 比为 1.13,对应于不同温度下保持体积不变的膨胀力 试验。通过计算可以发现(表 3),DDL 理论计算的 膨胀力 *p* 随温度的增加而增大,得出的膨胀系数 *K* 随 温度呈线性增加(图 7),*K* 与温度 *T*。的关系式为

$$K = 0.017T_{\rm c} + 6.486 \quad , \tag{15}$$



图 7 计算的 GMZ 膨润土 K - T。关系

Fig. 7 Calculated relationship between K and T_c for GMZ bentonite

3.3 验证与计算

结合 $K - T_c$ 关系可得到不同温度下 GMZ 膨润土的 $e_m - p$ 关系:

$$e_{\rm m} = (0.017T_{\rm c} + 6.486) p^{D-3} \quad . \tag{16}$$

从式(16)可以看出,当荷载相同时,孔隙比与 温度之间存在线性关系。采用式(16)估算了不同温 度下 GMZ 膨润土 e_m(图 8)。室温条件下,Sun 等^[35]GMZ 膨润土试验数据也用于比较。结果表明,不同温度下 GMZ 膨润土的蒙脱石孔隙比的估算值与试验值吻合 较好。



图 8 不同温度下 GMZ 膨润土的蒙脱石孔隙比估算值

Fig. 8 Estimation of montmorillonite void ratio of GMZ bentonite under different temperatures

根据 Bag 等^[12]对 Bikaner 膨润土开展的膨胀试验 结果,发现相同荷载下,Bikaner 膨润土试样的孔隙比 也随温度呈线性增加,不同温度下的 e - p 关系式可表 示为 $e = (0.033T_c + 6.58)p^{D-3}$,其中 D = 2.785。Bikaner 膨润土膨胀预测值与试验数据的比较如图 9 所示,孔 隙比预测值与试验数据之间吻合较好。

根据土力学公式,饱和后试样的最大膨胀率与试 样孔隙比之间的关系为

$$\varepsilon_{\max} = \frac{e - e_0}{1 + e_0} \times 100\%$$
 . (17)

式中, e 为饱和后膨润土试样的孔隙比, e₀ 为初始孔隙比, 可以表达为

$$e_0 = \frac{d_s \rho_w}{\rho_d} - 1 \quad . \tag{18}$$

式中, d_s 为 GMZ 膨润土土粒相对质量密度, ρ_w 为水的密度, ρ_d 为试样的干密度。



图 9 不同温度下 GMZ 膨润土的蒙脱石孔隙比估算值^[13]

Fig. 9 Estimation of void ratio for Bikaner bentonite under

different temperatures

结合式(1),(17)和(18),膨润土的最大 膨胀率 *ε*_{max} 与孔隙比 *e*_m之间关系为

$$\varepsilon_{\rm max} = \left(\frac{\alpha e_{\rm m} + 1}{d_{\rm s} \rho_{\rm w}} \rho_{\rm d} - 1\right) \times 100\% \quad . \tag{19}$$

将式(16)代入式(19)中,可以得出不同温度 下 GMZ 膨润土的最大膨胀率。从式(19)也可以看 出,当荷载和温度条件相同时, ε_{max} 随试样的初始干 密度线性增加,这与试验数据一致(图 4)。同样, 如图 10 所示,在相同的荷载和密度条件下, ε_{max} 随温 度线性增加。 $\varepsilon_{max} - T_c$ 关系的斜率随竖向荷载减小, 但随初始干密度增大而增大,表明温度对膨胀变形的 影响随压力的增大而减弱,随干密度的增大而增强。



图 10 不同温度下 GMZ 膨润土最大膨胀率的预测值

Fig. 10 Prediction of maximum swelling strain of GMZ bentonite at different temperatures

当式(19)中的膨胀率等于零时,可得出 不同温度下 GMZ 膨润土的膨胀力:

$$p_{\rm s} = \left[\frac{1}{K\alpha} \left(\frac{G_{\rm s}}{\rho_{\rm d}} - 1\right)\right]^{\frac{1}{D-3}} \quad . \tag{20}$$

由式(20)可知,膨胀力应随温度或初始干密度

呈指数增长。初始干密度显著促进了温度对膨胀力的 影响。如图 11 所示,不同温度下膨胀压力的预测值与 试验数据之间也具有较好的一致性。



图 11 不同干密度不同温度时 GMZ 膨润土的膨胀力



4 结 论

(1)由于在本次试验条件下,渗透膨胀占主导地 位,温度增加了黏土颗粒间扩散双电层的厚度,进而 提高了 GMZ 膨润土的膨胀性能。使得膨胀率和膨胀 力均随温度的升高而增大。

(2)当其他条件相同时,GMZ 膨润土的最大膨 胀率随温度呈线性增加,膨胀力随温度和干密度呈指 数增长。温度对膨胀性能的影响还与试样干密度有关, 干密度越大,温度升高对膨胀性能的促进作用越明显。

(3) 压实膨润土的膨胀性能可采用分形模型表达 成 *e*_m=*Kp*^{D⁻³。试验结果表明,GMZ 膨润土在在 25℃~ 90℃范围内蒸馏水中膨胀时,其分形维数 *D* 不变。同 时,采用 DDL 模型计算得出蒙脱石的膨胀系数 *K* 随 温度呈线性增加,GMZ 膨润土的 *K* - *T*_c关系可表示为 *K* = 0.017*T*_c + 6.486。利用 *e*_m - *p* 与温度的关系,可 以估算出 GMZ 膨润土在不同温度下的膨胀变形和膨 胀压力。}

(4)本文中计算模型是建立在膨润土矿物在 100 ℃以内基本不发生改变的基础上的。当温度更高时,膨润土中某些矿物可能会发生化学反应并对膨胀 性能产生影响,这种条件下膨胀性能的变化仍有待进 一步的研究。

参考文献:

- KOMINE H, OGATA N. Experimental study on swelling characteristics of compacted bentonite[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1994, 31(4): 478 - 490.
- [2] 刘樟荣,崔玉军,叶为民,等.缓冲/回填材料——膨润土 颗粒及其混合物研究进展[J].岩土工程学报,2020,42(8):

1401 - 1410. (LIU Zhang-rong, CUI Yu-jun, YE Wei-min, et al. Advances in researches on buffer/backfilling materials bentonite pellets and pellet mixtures[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(8): 1401 - 1410. (in Chinese))

- [3] 徐永福. 考虑渗透吸力影响膨润土的修正有效应力及其验证[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(4): 631 638. (XU Yong-fu. Modified effective stress induced by osmotic suction and its validation in volume change and shear strength of bentonite in saline solutions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(4): 631 638. (in Chinese))
- [4] CHO W J, LEE J O, KANG C H. Influence of temperature elevation on the sealing performance of a potential buffer material for a high-level radioactive waste repository[J]. Annals of Nuclear Energy, 2000, 27(14): 1271 - 1284.
- [5] 李晓月, 徐永福. 盐溶液中膨润土峰值剪切强度的计算方法[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(5): 885 891. (LI Xiao-yue, XU Yong-fu. Calculation of peak shear strength of bentonite in salt solutions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(5): 885 891. (in Chinese))
- [6] 张虎元,崔素丽,刘吉胜,等. 混合型缓冲回填材料膨胀力 试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 31(10): 3087 - 3095.
 (ZHANG Hu-yuan, CUI Su-li, LIU Jie-sheng, et al. Experimental study of swelling pressure of compacted bentonite-sand mixture[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 31(10): 3087 - 3095. (in Chinese))
- [7] SUN W J, ZONG FEI Y, SUN D A, et al. Swelling prediction of bentonite-sand mixtures in the full range of sand content[J]. Engineering Geology, 2017, 222: 146 - 155.
- [8] LLORET MORANCHO A, VILLAR M V, SANCHEZ M, et al. Mechanical behaviour of heavily compacted bentonite under high suction changes[J]. Géotechnique, 2003, 53: 27 - 40.
- [9] HERBERT H J, KASBOHM J, SPRENGER H, et al. Swelling pressures of MX-80 bentonite in solutions of different ionic strength[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, 2008, 33: 327 - 342.
- [10] 项国圣,姜 吴, 徐永福. 压实膨润土膨胀变形的分形计 算方法[J]. 岩土力学, 2015, 36(4): 1009 - 1014. (XIANG Guo-sheng, JIANG Hao, XU Yong-fu. Fractal calculation method for swelling deformation of compacted bentonite[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(4): 1009 - 1014. (in Chinese))
- [11] PUSCH R. Swelling Pressure of Highly Compacted Bentonite[R]. Stockholm: Swedish Nuclear Fuel Supply Co,

1980.

- [12] BAG R, RABBANI A. Effect of temperature on swelling pressure and compressibility characteristics of soil[J]. Applied Clay Science, 2017, 136: 1 - 7.
- [13] CHEN Y G, DONG X X, ZHANG X D, et al. Combined thermal and saline effects on the swelling pressure of densely compacted GMZ bentonite[J]. Applied Clay Science, 2018, 166: 318 - 326.
- [14] PUSCH R, KARNLAND O, HOKMARK H. GMM-Ea General Microstructural Model for Qualitative and Quantitative Studies of Smectite Clays[R]. Stockholm: Swedish Nuclear Fuel Supply Co, 1990.
- [15] LIU L. Prediction of swelling pressures of different types of bentonite in dilute solutions[J]. Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects, 2013, 434: 303 - 318.
- [16] 陈永贵, 蒯 琪, 叶为民, 等. 高压实膨润土膨胀力预测研究[J]. 同济大学学报, 2018, 46(12): 1628 1636. (CHEN Yong-gui, KUAI Qi, YE Wei-min, et al. Prediction of Swelling Pressure for Compacted Bentonite[J]. Journal of Tongji University, 2018, 46(12): 1628 1636. (in Chinese))
- [17] 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.
- [18] CUI S, DU Y, WANG X, et al. Influence of temperature on swelling deformation characteristic of compacted GMZ bentonite-sand mixtures[J]. Journal of Central South University, 2018, 25(11): 2819 – 2830.
- [19] ROMERO E, VILLAR M V, LLORET A. Thermohydro-mechanical behaviour of two heavily overconsolidated clays[J]. Engineering Geology, 2005, 81(3): 255 - 268.
- [20] TRIPATHY S, BAG R, THOMAS H R. Enhanced Isothermal Effect on Swelling Pressure of Compacted MX80 Bentonite[M]. Cham: Springer, 2015: 537 - 539.
- [21] VILLAR M V, LLORET A. Influence of temperature on the hydro-mechanical behaviour of a compacted bentonite[J]. Applied Clay Science, 2004, 26(1/2/3/4): 337 - 350.
- [22] XIANG G S, XU Y F, YU F, et al. Prediction of swelling characteristics of compacted GMZ bentonite in salt solution incorporating ion-exchange reactions[J]. Clays and Clay Minerals, 2019, 67(2): 163 - 172.
- [23] TRIPATHY S, SRIDHARAN A, SCHANZ T. Swelling pressures of compacted bentonites from diffuse double layer

theory[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2004, **41**(3): 437 - 450.

- [24] XU Y F, MATSUOKA H, SUN D A. Swelling characteristics of fractal-textured bentonite and its mixtures[J]. Applied Clay Science, 2003, 22(4): 197 – 209.
- [25] XU Y F, XIANG G S, JINAG H, et al. Role of osmotic suction in volume change of clays in salt solution[J]. Applied Clay Science, 2014, 101: 354 - 361.
- [26] PASTINA B, HELLÄ P. Expected Evolution of a Spent Nuclear Fuel Repository at Olkiluoto[R]. Posiva Oy, 2006.
- [27] 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: 65 - 73.
- [28] ZHANG F, YE W M, CHEN Y G, et al. Influences of salt solution concentration and vertical stress during saturation on the volume change behavior of compacted GMZ01 bentonite[J]. Engineering Geology, 2016, 207: 48 - 55.
- [29] SUN D A, CUI H B, SUN W J. Swelling of compacted sand-bentonite mixtures[J]. Applied Clay Science, 2009, 43:

485 - 492.

- [30] YIN Y. Adsorption isotherm on fractally porous materials[J]. Langmuir, 1991, 7(2): 216 - 218.
- [31] KAHR G, KRAEHENBUEHL F, STOECKLI H F, et al. Study of the water-bentonite system by vapour adsorption, immersion calorimetry and X-ray techniques: II. Heats of immersion, swelling pressures and thermodynamic properties[J]. Clay Minerals, 1990, 25(4): 499 – 506.
- [32] XIANG G S, YE W M, XU Y F, et al. Swelling deformation of Na-bentonite in solutions containing different cations [J]. Engineering Geology, 2020, 105757.
- [33] XIANG G S, YE W M, YU F, et al. Surface fractal dimension of bentonite affected by long-term corrosion in alkaline solution[J]. Applied Clay Science, 2019, 175: 94 - 101.
- [34] KOMINE H, OGATA N. New equations for swelling characteristics of bentonite-based buffer materials[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, 40(2): 460 - 475.
- [35] SUN D A, ZHANG, J Y, ZHANG J R, et al. Swelling characteristics of GMZ bentonite and its mixtures with sand[J]. Applied Clay Science, 2013, 83: 224 – 230.

黄土力学的理论与实践专题学术研讨会在西安成功召开

由中国土木工程学会土力学及岩土工程分会与中国工程 建设标准化协会湿陷性黄土专业委员会联合主办,西安理工大 学等单位承办的"黄土力学的理论与实践专题学术研讨会" 于2020年11月20日—22日在西安成功召开。参会单位共120个, 参会学者652位。

会议组织学术报告98个,其中院士报告2个,特邀报告24 个,分会场报告72个。邓铭江院士做了题为"中国西北"水三 线"空间格局与区域协调发展"的报告,彭建兵院士做了题为 "宜居黄河科学愿景"的报告。会议以"一带一路"重大工程建 设中的黄土力学理论与实践的关键科学问题和工程技术问题 为中心议题进行了广泛深入交流。在黄土的基本性质、测试技 术、本构模型、地基处理、基坑支护、桩基工程、地下工程、 边坡工程、环境工程和数值分析以及其它特殊土等方面,与会 专家提供了最新研究成果,拓展了与会者的学术视野,将有力 地促进黄土力学理论与实践的发展和创新。

本次会议共收到全国60多个单位提交的169篇学术论文。

会议采用线上线下同时进行,全程线上免费直播,盛况空前。会议组织和大会报告得到与会专家的高度评价和盛赞,取 得了圆满成功,既是黄土力学的第一次盛会,也是名副其实的 学术盛宴。

会议期间,非饱和土与特殊土专委会举行了工作会议,共 有92名专委会委员出席会议。

(西安理工大学党发宁教授和王丽琴副教授、陆军勤务学院方祥位教授联合供稿)