

高放废物地质处置库中缓冲回填材料的收缩特征

唐朝生^{1,2}, 施 斌¹, 崔玉军³

(1. 南京大学地球科学与工程学院, 江苏 南京 210093; 2. 中国矿业大学深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州 221008;
3. 法国国立路桥大学, 巴黎 77455)

摘 要: 缓冲回填材料的收缩特征对高放废物处置库的安全性和稳定性有重要影响。以 CO_x 泥岩缓冲回填材料为研究对象, 采用不同的试验方法分别研究了饱和的压实试样和糊状试样在干燥过程中的体积收缩变形特征。试验结果表明: 压实试样的体积收缩变形特征受初始干密度的影响比较明显, 缩限、收缩系数和收缩应变均随初始干密度的增加而减小; 压实试样的体积收缩存在明显的各向异性, 在低压实度条件下, 径向收缩大于轴向收缩, 收缩几何因子大于 3, 在高密度条件下, 轴向收缩大于径向收缩, 收缩几何因子小于 3; 糊状试样的体积收缩过程可分为正常收缩、残余收缩和零收缩 3 个阶段, 且绝大部分体积收缩变形发生在试样变为非饱和之前; 相对于其他收缩模型, G&C 模型对 CO_x 糊状试样收缩曲线的拟合精度最高。

关键词: 高放废物; 地质处置; CO_x 泥岩; 体积收缩; 压实条件; 收缩曲线

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2012)07-1192-09

作者简介: 唐朝生(1980-), 男, 博士, 副教授, 主要从事工程地质和环境岩土工程方面的研究工作, E-mail: tangchaosheng@nju.edu.cn。

Shrinkage characteristics of buffer-backfilling materials in high-level radioactive waste geological disposal

TANG Chao-sheng^{1,2}, SHI Bin¹, CUI Yu-jun³

(1. School of Earth Sciences and Engineering, Nanjing University, Nanjing 210093, China; 2. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining & Technology, Xuzhou 221008, China; 3. Ecole des Ponts-Paris Tech, UR Navier/CERMES, Paris 77455, France)

Abstract: The shrinkage characteristics of buffer-backfilling materials play an important role in the security and stability of the high-level radioactive waste geological disposal system. CO_x argillite is considered as a kind of potential buffer-backfilling materials in France. In this investigation, both the initially saturated compacted CO_x specimens and the paste-like CO_x specimens are prepared and subjected to different test methods to study their volumetric shrinkage behaviours. For the compacted specimens, it is found that the volumetric shrinkage deformation is significantly influenced by the initial dry density; the shrinkage limit, shrinkage efficiency and shrinkage strain decrease with the increasing dry density; in addition, it is observed that the shrinkage direction of specimens shows obvious anisotropism. For example, at low degree of compaction, the radial shrinkage strain is higher than axial shrinkage strain, and the shrinkage geometry factor is larger than 3; however, the contrary results are obtained at high degree of compaction. For the paste-like specimens, three shrinkage stages can be distinguished: normal shrinkage, residual shrinkage and zero shrinkage; most of the volume shrinkage deformation occurs before the air-entry point while the soil is still fully saturated. A group of four general shrinkage models are employed to fit the shrinkage curve of the paste-like specimens. The results show that the G & C model can get the highest performance for the present soil.

Key words: high-level radioactive waste; geological disposal; CO_x argillite; volumetric shrinkage; compaction condition; shrinkage curve

0 引 言

随着全球能源危机的加剧, 核能迎来了前所未有的发展机遇, 世界上许多国家都致力于提升核电在总

基金项目: 国家自然科学基金项目(41072211); 高等学校博士学科点专项科研基金(新教师基金课题)(20090091120037); 中国矿业大学深部岩土力学与地下工程国家重点实验室开放基金项目(SKLGDEK1008)

收稿日期: 2011-07-15

发电量中所占的比例。法国是目前世界上核电比例最高的国家, 约 80%, 中国计划在 2020 年使核电占电力总装机的比例从目前的不到 2% 提高到 5% 以上。然而, 在核电快速发展的同时也面临着随之而来的诸多挑战, 其中最为突出的是核能利用过程中所产生的放射性废物如何安全处置问题。根据王驹^[1]的预测, 到 2020 年, 中国累积的乏燃料将达 1.03×10^4 t, 每年的乏燃料产量将达 1×10^3 t。对于高放核废物, 国际上比较公认的安全处置方法为地质深埋, 即将预处理后的高放废物埋藏在距地表 500~1000 m 的地质体中, 以地质体(围岩)作为天然屏障, 并在地下处置库中设置多重人工屏障(废物包装容器和缓冲/回填材料), 从而实现高放废物与人类生存环境的长期或永久隔离。

在天然屏障选择即处置库选址方面, 不同的国家结合自身的国情通常会有不同的考虑。比如德国、瑞典、芬兰拟将高放废物处置库建设在花岗岩中, 而比利时、法国、瑞士等国家则考虑在黏土地层中建立相应的地下实验室或处置库, 中国初步考虑将甘肃北山地区的花岗岩地层作为可选的处置库场址。在人工屏障设置方面, 压实膨润土是目前国际上的首选缓冲回填材料。以法国为例, 法国国家核废料管理局(ANDRA)正在法国东部埋深约 500 m、厚度约 130 m 的 Callovo-Oxfordian (COx) 泥岩地层中建造一个深部地下实验室, 以研究 COx 泥岩作为高放废物处置库围岩的可行性^[2]。与此同时, ANDRA 计划将开挖出来的 COx 泥岩粉碎压实后作为缓冲回填材料再应用到工程屏障中去。由于 COx 泥岩地层位于地下水位以下, 初始为饱和状态, 在地下实验室的开挖和建设过程中, 开挖临空面的 COx 围岩因排水和通风作用而发生收缩甚至开裂, 从而极大降低围岩的整体性和稳定性。在处置库中, 由于核废料衰变过程中会产生大量的热量, 导致周围土体的温度急剧升高, 最高温度可能超过 90°。在温度梯度作用下, 缓冲回填材料也会因干燥失水发生显著的收缩变形, 从而使人工屏障之间以及人工屏障与围岩之间的间隙增大, 为地下水向处置库系统的入渗和放射性核素的向外迁移提供快捷通道, 影响处置库系统的安全性和功能性。尽管过去几年来很多学者围绕缓冲回填材料的热-水-力耦合行为开展了大量研究工作, 但到目前为止, 关于缓冲回填材料在干燥过程中的体积收缩变形特征还未见报道。

为此, 本文以 COx 泥岩为研究对象, 通过开展室内干燥试验, 分别研究了饱和和压实试样和糊状试样的体积收缩特征, 分析了初始压实条件和制样方法对收缩试验结果的影响。相关成果对高放废物处置库系统

的安全设计有一定参考意义。

1 试验材料

试验用 COx 泥岩的取样深度约 490 m, 比重为 2.7, 黏土矿物含量为 40%~45%, 碳酸盐含量为 20%~30%, 石英和长石含量为 20%~30%。黏土矿物中, 互层型伊利石-蒙脱石所占比重为 65%, 其次是伊利石和高岭石, 所占比重分别为 30% 和 5%。图 1 给出了试验中所用 COx 泥岩的颗分曲线。试验时先将取回的块状 COx 泥岩风干粉碎, 并过 0.8 mm 筛以备用, 风干含水率为 2.8%。

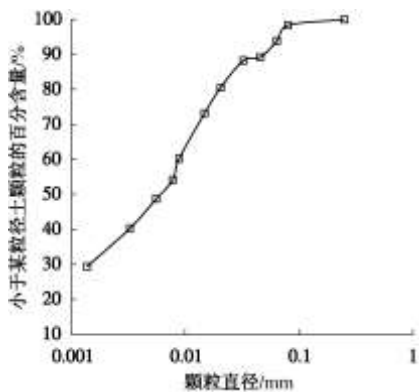


图 1 COx 土样的颗分曲线

Fig. 1 Grain size distribution curve of crushed COx argillite

2 试样制备

为了研究不同初始状态对缓冲回填材料体积收缩变形特征的影响, 本文分别配制了初始饱和的压实试样(S1-S8)和糊状试样(S9), 相关参数如表 1 所示。

表 1 试验中各组试样的初始参数

Table 1 Initial parameters of each test programme						
试样类别	试样编号	压实干密度/(g cm ⁻³)	压实含水率/%	直径/mm	高度/mm	孔隙比
压实试样 A	S1	1.4	35	50	20	0.93
	S2	1.6	26	50	20	0.69
	S3	1.8	19	50	20	0.50
	S4	2.0	13	50	20	0.35
压实试样 B	S5	1.4	2.8	50	20	0.93
	S6	1.6	2.8	50	20	0.69
	S7	1.8	2.8	50	20	0.50
	S8	2.0	2.8	50	20	0.35
糊状试样	S9	0.9	75	117	5	2.05

2.1 压实试样的制备

如表 1 所示, 压实试样的初始干密度变化范围为 1.4~2.0 g/cm³, 由于 COx 土样的风干含水率(2.8%)较小, 为了得到初始饱和度为 100% 的压实试样, 本文采取了两种制样方法, 分别得到压实试样 A 和 B。

压实试样 A(S1~S4)是通过提高初始含水率来达到压实饱和的目的。试验时, 先在过筛后的风干

COx 土样中加入适量的蒸馏水,搅拌均匀,配制到表 1 所示的初始含水率,用塑料袋闷料 3 d,以便土样中的水分分布均匀。然后取适量土样置于内径为 50 mm 固结仪中,分别压实到表 1 对应的初始干密度,压实后试样的高度为 20 mm。根据这些已知的参数可从理论上计算出试样 S1~S4 压实后的饱和度为 100%。

压实试样 B (S5~S8) 的制备过程与压实试样 A 总体相似,但没有预先提高土样的含水率,而是直接将风干 COx 土样压实到目标高度和干密度后,再在常体积条件下往固结仪中注水,使试样最终饱和。试验过程中对 S1~S8 分别制备了 2 个平行样。需要指出的是,采用上述两种制样方法所获得试样的实际饱和度可能低于 100%,与理论值会存在一定误差,本文暂不考虑其对试验结果影响。

2.2 糊状试样制备

糊状试样 S9 的制备过程如下:①取定量的风干 COx 土样粉末置于直径为 117 mm 的玻璃盘中;②加入适量的蒸馏水,充分搅拌均匀,使试样呈可流动的糊状,初始含水率约为 75%;③将糊状试样用塑料薄膜密封静置 3 d,以便其沉降稳定,稳定后试样的初始厚度约为 5 mm。试验中对 S9 共配制了 4 组平行样。

3 试验方法

土体是一种由固、液和气三相组成的多孔介质材料,干燥过程中的体积收缩特征与含水率的变化情况密切相关。根据研究目的或试验条件不同,可选择不同的体积测量方法和技术,以便对土体的收缩特征进行评价。在本次试验中,所有试样均在室温(22 ± 1 °C)条件下干燥,对于压实试样和糊状试样,分别采用了不同的收缩试验方法。

3.1 压实试样干燥收缩试验方法

为了获得压实试样的体积收缩特征,本文采用了传统直接测量法,即利用度量工具(游标卡尺和千分表)直接测量试样在干燥过程中直径和高度变化,通过计算获得试样的轴向、径向和体积收缩应变。测量试样的高度和直径时,在不同位置测量 4 次,然后取平均值。

直接测量法是目前最常用、最方便的体积测量法之一,其优点是能在干燥过程中对一个试样进行连续测量,工序简单,但测量精度易受人为操作和试样形状的影响。尤其对于初始含水率或亲水性黏土矿物含量较高的试样,干燥过程中表面常常会出现收缩裂隙^[3-5],采用直接测量法时会低估试样的收缩变形量^[6]。为了避免扰动,Braudeau 等^[7]采用激光技术对干燥过程中试样的直径和高度变化进行光学感应,测量结果可精确

到微米,极大地提高了试验结果的精度。但激光法同样受试样形状的限制,也不能克服收缩裂隙对测量结果的影响。此外,激光法的成本远远高于传统的直接测量法,而且需要特殊的试验装置和设备,目前没有得到有效推广。

3.2 糊状试样干燥收缩试验方法

对于糊状试样,由于试样初始含水率很高,结构比较松软,在干燥过程中常常出现大量收缩裂隙(图 2(a)),将试样“切割”成形状各异的土块。正因为如此,目前还没有较好的方法能直接测量开裂试样的体积,为了描述糊状试样失水时的体积收缩特征,最有效的途径是确定试样孔隙比与含水率的对应关系即收缩曲线。本文采用液体体积置换法,连续测量了 S9 在干燥过程中的孔隙比及对应含水率变化。此外,为了分析收缩裂隙与试样收缩体积间的关系,本文采用了数字图像处理技术对裂隙面积进行了测量。

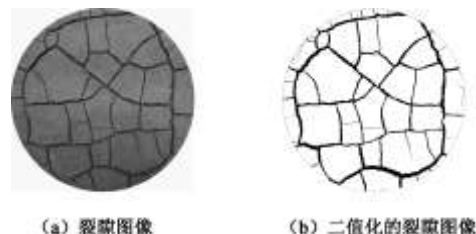


图 2 糊状 COx 试样在干燥过程中表面产生的收缩裂隙

Fig. 2 Desiccation cracks initiated on surface of paste-like COx specimen during drying

(1) 收缩曲线 - 液体体积置换法

液体体积置换法最先由 Head^[8]提出,即将被测试样浸没在特定的液体中,根据阿基米德浮力原理得到试样的体积参数。该方法对被测试样的形状和大小没有明确的限制,具有广泛的适用性,而且测量结果不受试样干缩裂隙的影响,但要求浸没液体具有非浸润性,否则会对试样结构产生影响。

过去许多学者在采用体积置换法时尝试了不同的浸没液体,如煤油、石油、甲苯和水银等^[9-11]。由于甲苯和水银具有较强的毒性,在选用这类物质作为浸没液体时,对试验条件和环境有特殊要求。也有学者提议先将试样用石蜡或树脂包裹,然后再浸入水中进行体积测量^[12-13]。本文采用了一种非浸润性的芳香族化合物作为浸没液体,名为 Kerdane。试验时,每间隔一定时间从 S9 的 4 组平行样中各取出一个小土块,浸入 Kerdane 中,根据浸入前后土块的质量差及 Kerdane 的密度,计算出被测土块的体积,然后将土块置于 105 °C 烘箱中干燥,由于 Kerdane 的燃点较低,只有 65 °C,因此土块表面或内部残余的 Kerdane 能在烘干过程中完全燃烧而不影响试样的干重及含水率计

算结果。根据土块的干重、体积和 CO_x 土样的比重, 便可计算出土块在该含水率条件下对应的孔隙比。本次试验中, 在不同时刻共对 60 多个小土块进行了测试, 获得了整个干燥过程中孔隙比的变化规律。关于体积置换法更详细的测试过程可参考文献[14, 15]。

(2) 裂隙面积 - 数字图像处理技术

干燥过程中试样的收缩体积实际上由两部分组成: 竖向(轴向)收缩和横向(径向)收缩。尽管液体体积置换法能获得满意的收缩曲线, 但无法反映试样在收缩过程中的各向异性特点, 即竖向和横向收缩分别在体积收缩中所占的比重。从图 2(a)可知, 收缩裂隙实际上是试样发生横向收缩的结果, 裂隙的多少直接反映了试样在干燥过程中发生的横向收缩量。为此, 本文引入了表面裂隙率 R_{sc} ,

$$R_{sc} = \frac{A_c}{A_0} \times 100\% \quad (1)$$

式中, A_c 和 A_0 分别为裂隙的面积和试样的初始表面积。由于本文研究的糊状试样非常薄, 干燥结束后裂隙完全贯穿试样厚度(2.87 mm), 假设裂隙上下同宽, 横截面为矩形, 则 R_{sc} 的物理意义实际上等同于试样的横向收缩应变。

下面以图 2 为例, 简单介绍采用数字图像处理技术获得 R_{sc} 的过程: 首先将图 2(a) 进行二值化处理, 转换成图 2(b) 所示的黑白图片。从图 2(b) 可以看出, 黑色像素代表裂隙, 白色像素代表土块; 然后将图 2(b) 导入课题组开发的裂隙图像处理系统 CIAS^[16-18], 便可计算出黑白像素个数和对应面积, 从而获得黑色像素所代表的裂隙占总面积的比例 R_{sc} 。需要指出的是, 本文只对干燥结束后试样表面的裂隙面积进行了分析。

4 试验结果与讨论

4.1 压实试样的干燥收缩特征

在干燥过程中, 每间隔一定时间测量了压实试样的高度和直径, 根据式(2)~(4), 分别得到试样的轴向、径向和体积收缩应变 ε_a , ε_r 和 ε_v , 它们与对应含水率的关系如图 3 所示, 其中图 3(a)~(c) 对应压实试样 A, 图 3(d)~(f) 对应压实试样 B。

从图上可以看出, 两组压实试样表现出相似的收缩特征: 在干燥初期, 收缩应变均随含水率的减小呈线性增加, 但当收缩应变增加到某一量值之后开始趋于稳定, 不再随含水率而变化。在土力学中, 将图中曲线拐点处对应的含水率定义为缩限 w_s , 代表试样在干燥过程中达到了最密实的状态; 将收缩应变随含水率线性发展阶段所对应的斜率定义为收缩系数 λ , 它

反映了试样在干燥过程中收缩应变随含水率的变化快慢。由图 3(c) 和 (f) 的体积收缩应变可知, 试样在线性阶段的总体积收缩量约为失水体积的 20%~80%, 说明试样在此过程中由初始的饱和状态逐渐过渡到非饱和状态。

$$\varepsilon_a = \frac{h_0 - h}{h_0} \times 100\% \quad (2)$$

$$\varepsilon_r = \frac{d_0 - d}{d_0} \times 100\% \quad (3)$$

$$\varepsilon_v = \frac{V_0 - V}{V_0} \times 100\% \quad (4)$$

式中, h_0 和 h 分别为试样的初始高度和干燥过程中某时刻的高度, d_0 和 d 分别为试样的初始直径和干燥过程中某时刻的直径, V_0 和 V 分别为试样的初始体积和干燥过程中某时刻的体积。

对图 3 中的收缩试验结果做进一步分析, 得到各组试样对应的缩限 w_s 、轴向收缩系数 λ_a 、径向收缩系数 λ_r 、体积收缩系数 λ_v 、最终轴向收缩应变 ε_{af} 、最终径向收缩应变 ε_{rf} 和最终体积收缩应变 ε_{vf} , 如表 2 所示。从表中的数据可以看出, 无论是压实试样 A 还是 B, 缩限、收缩系数和收缩应变均随初始干密度的增加而减小。以最终体积收缩应变 ε_{vf} 为例, 当初始干密度从 1.4 g/cm³ 增加到 2.0 g/cm³ 时, ε_{vf} 平均减小了 86%。从表 2 中还可以看出, 当干密度在 1.4~1.8 g/cm³ 范围内变化时, 径向收缩系数高于轴向收缩系数, 径向收缩应变也高于轴向收缩应变, 而当干密度达到 2.0 g/cm³ 时, 情况正好相反。这些现象说明: 对于初始饱和的压实试样而言, 体积收缩存在明显的各向异性, 且受初始压实度的影响。在低压实度条件下, 单位含水率变化引起的径向收缩大于轴向收缩, 径向收缩对体积收缩变形量的贡献大于轴向收缩。笔者认为这可能与以下 4 个因素有关: ①不同压实条件导致试样微观结构的各向异性; ②干燥过程中水分蒸发速率及吸力发展的各向异性; ③试样内部水分迁移和扩散路径的各向异性; ④试样高径比及尺寸效应。但这些因素都有待在下一步工作中进行验证。除了压实度, 唐朝生等^[14]在试验中还发现试样收缩的各向异性现象受初始压实含水率的影响, 初始含水率越高, 径向收缩对最终体积收缩的贡献越大。

通过对比压实试样 A 和 B 可知, 在相同的初始干密度条件下, 后者的各项收缩特征参数均大于前者。以最终体积收缩应变 ε_{vf} 为例, 当初始干密度为 1.4, 1.6, 1.8, 2.0 g/cm³ 时, 压实试样 B 的 ε_{vf} 分别比压实试样 A 高出 13.9%, 13.4%, 52.5%, 63.3%。这说明: 同一土体即使在初始压实状态相同的条件下, 不同的

制样方法可能得到不同的收缩试验结果。根本原因在于

不同的制样方法会产生不同的微观结构。如 Chertkov^[19]

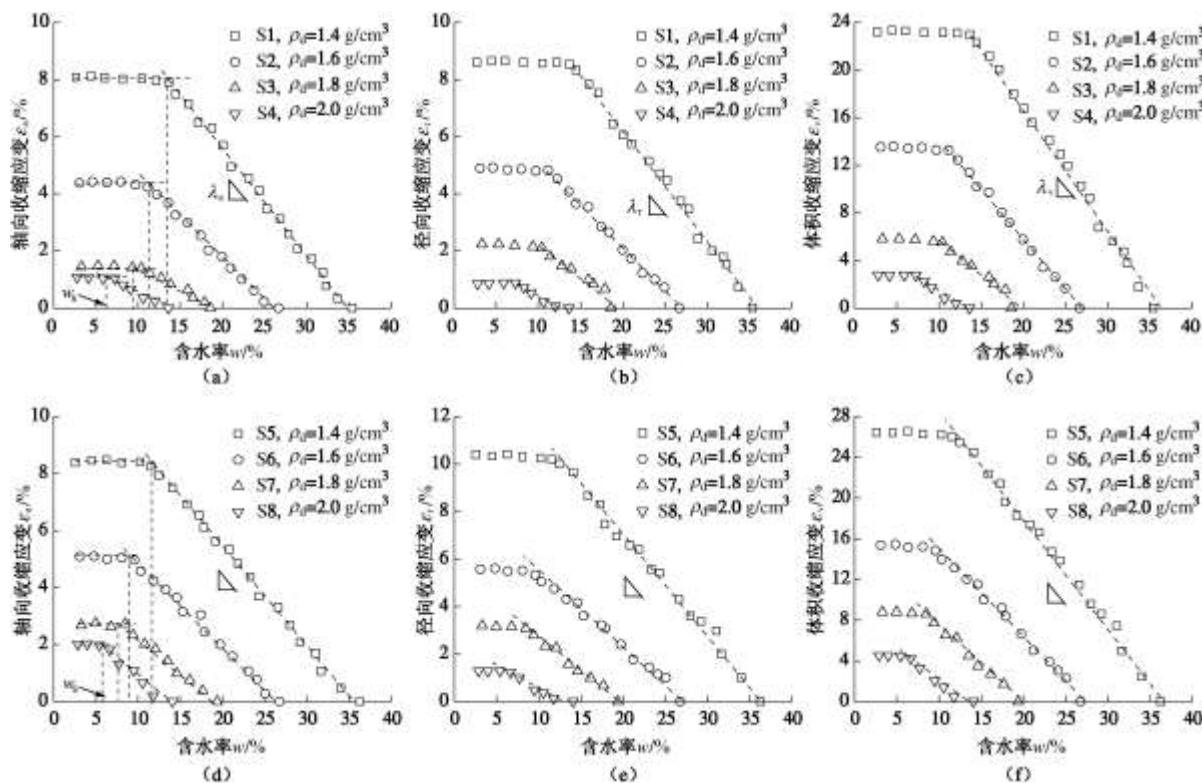


图3 压实试样的干燥收缩试验结果

Fig. 3 Shrinkage results of compacted specimens

指出, 试样的微观结构对干燥过程中所表现的收缩特征有决定性作用。处于某一压实状态的试样的微观结构特征并不是唯一的, 而是取决于达到该压实状态所经历的水-力学路径^[20]。尽管压实试样 A 与 B 在干燥时的初始饱和度均为 100%, 且干密度一致, 但两组试样在压实过程中对应不同的初始含水率和水化饱和路径。由 Delage 等^[21]的研究成果可知, 对于初始含水率较高的土样, 由于土颗粒之间摩擦力和联接刚度较小, 在外力作用下容易发生重排, 压实后孔隙和土颗粒的定向性及微观结构的均匀性较低含水率土样要好。此外, Cui 等^[22]的研究结果表明, 非饱和压实试样在湿化或饱和过程中, 黏土颗粒的水化产物会填充试样中的大孔隙, 降低大孔隙的孔径和所占的比重, 原有大尺寸的土颗粒会分解成若干小土颗粒, 从而极大改变试样的微观结构特征。Montes 等^[23]利用环境扫描电镜 (ESEM), 观察并证实了压实 COx 土样在饱和过程中黏土颗粒的水化分解及膨胀变形。

前面提到, 土体的收缩存在各向异性的特点, 对于圆柱形试样而言, 体积收缩主要来自轴向和径向收缩两方面的贡献。为了定量描述轴向和径向收缩分别对总体积收缩量的贡献或在其中所占的比重, 本文引入收缩几何因子^[24]的概念, 相关表达式为

$$1 - \frac{\Delta V}{V_0} = (1 - \frac{\Delta h}{h_0})^{r_s} \quad (5)$$

式中 V_0 和 h_0 分别是试样初始体积和高度; ΔV 和 Δh 分别是试样在干燥过程中发生体积和高度变化量; r_s 即为收缩几何因子。收缩几何因子的变化范围为 $1 \leq r_s < \infty$, 当 $r_s = 1$ 时, 说明试样只发生了一维轴向收缩; 当 $1 < r_s < 3$ 时, 试样既发生了轴向收缩, 也发生了径向收缩, 但轴向收缩占主导地位; 当 $r_s = 3$ 时, 轴向和径向收缩相等; 当 $r_s > 3$ 时, 径向收缩在干燥过程中占主导地位。在工程中, 土体的收缩则主要表现在地表沉降和地面开裂, 这两方面实际上与室内试验中描述的轴向和径向收缩是对应的。因此, 利用收缩几何因子, 可对干燥条件下现场土体发生的沉降变形和收缩开裂特征进行评价。除此之外, 收缩几何因子对研究膨胀土中水分迁移规律也具有重要意义^[25-26]。

图 4 给出了压实试样 S1~S8 在干燥过程中收缩几何因子 r_s 随含水率的变化。从图中可以看出, 当试样的干密度在 $1.4 \sim 1.8 \text{ g/cm}^3$ 范围内变化时, r_s 均大于 3, 说明试样在干燥过程中径向收缩占主导地位, 这与图 3 和表 2 的结果是一致的。此外, 随含水率的减小, r_s 总体上呈下降的趋势, 并最终稳定在 $3 \sim 4$ 之间, 说明含水率越大, 径向收缩所占的比重越大。而当试样干密度为 2.0 g/cm^3 时, r_s 均小于 3, 说明试样在干燥过程中轴向收缩占主导地位。由此可见, 为了降低工程中土体出现干缩裂隙的概率或减少裂隙的体积, 可

适当提高土体的压实度, 在工程设计过程中, 应该考虑收缩的各向异性因素。

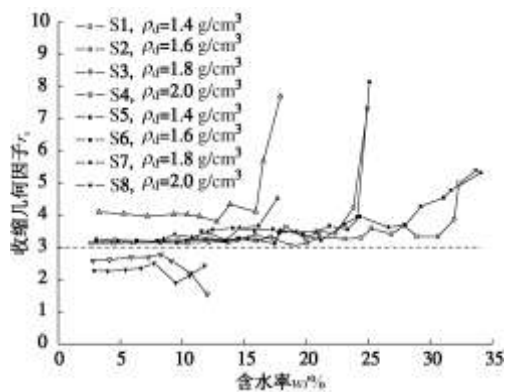


图 4 压实试样在干燥过程中收缩几何因子随含水率的变化
Fig. 4 Relationship between shrinkage geometry factor and water content of compacted specimen during drying

4.2 糊状试样的干燥收缩特征

通过液体体积置换法, 确定了糊状试样 S9 在干燥过程中孔隙比随含水率的变化, 如图 5 的收缩曲线所示。从图中可以看出, 糊状试样的收缩曲线由 3 个典型段组成, 即两个直线段中间夹一个曲线段, 分别对应正常收缩、残余收缩和零收缩阶段^[14]。在正常收缩阶段, 试样一直处于饱和状态, 孔隙比随含水率的减小呈线性关系, 体积收缩量与失水体积相等, 收缩曲线与饱和线重合 (图 5); 当含水率低于进气点后, 空气开始进入孔隙中, 试样由饱和变为非饱和状态, 试样进入残余收缩阶段, 体积收缩减缓, 孔隙比与含水率呈上凹型的曲线关系, 体积收缩量小于失水体积; 随着干燥的继续, 当含水率达到缩限时, 试样进入零收缩阶段, 孔隙比不再随含水率的变化而减小^[7, 14]。

根据 Chertkov 等^[25]、Cornelis 等^[26]和 Boivin 等^[27]的研究结果, 3 个典型段之间转折点对应的含水率分别为试样的进气点和缩限 w_s , 则从图 5 上可确定 COx 糊状试样的进气点约为 20%, 缩限约为 14%。此外, 还可以根据图 5 中的孔隙比及表 1 中的初始孔隙比, 计算出试样在整个干燥过程中发生的体积收缩应变为

50.5%, 约 97% 的体积收缩变形发生在进气点之前, 说明糊状试样绝大部分收缩变形发生在饱和阶段, 且远远大于压实试样 (表 2)。

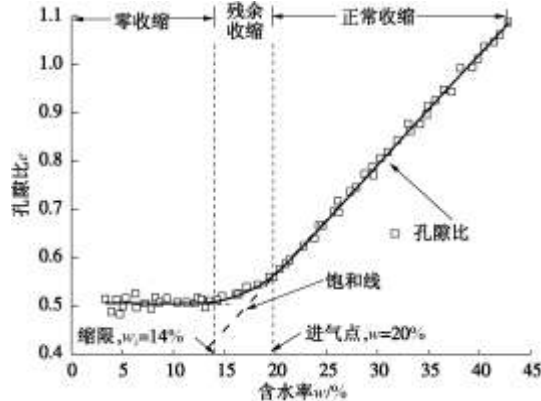


图 5 糊状 COx 试样的收缩曲线
Fig. 5 Shrinkage curve of paste-like COx specimen

干燥结束后测得试样的最终平均厚度为 2.87 mm, 则在整个干燥过程中的轴向 (竖向) 收缩应变为 42.6%。采用数字图像处理技术实际测得的 R_{sc} 为 13.76%, 与理论值 13.85% 非常接近, 说明数字图像处理技术在计算裂隙面积时能取得比较可靠的分析结果。前文提到, R_{sc} 的物理意义实际上等同于试样的径向 (横向) 收缩应变, 通过同竖向收缩应变对比可以发现, 糊状试样的体积收缩主要归因于竖向收缩变形。根据式 (6) 得到对应收缩几何 r_s 为 1.27, 再次证实了竖向收缩变形在干燥过程中的主导地位。其他学者在研究糊状试样的收缩特征时也得到了相似的结果, 主要是因为糊状试样的初始状态比较松软, 由重力作用引起的一维沉降固结对轴向收缩有较大的贡献^[25]。

4.3 糊状试样收缩曲线的模拟

在土体孔隙水渗流模型研究中, 除了需要了解土 - 水特征曲线和孔隙水传导参数外, 还必须提供土体的收缩曲线作为参考, 因为收缩曲线给出了土体含水率变量与孔隙变量之间的对应关系。但通过收缩试验

表 2 压实试样的收缩特征参数									
Table 2 Shrinkage characteristic parameters of compacted specimens									
试样类别	试样编号	初始干密度 $\rho_d / (\text{g cm}^{-3})$	缩限 $w_s / \%$	轴向 收缩系数 λ_a	径向 收缩系数 λ_r	体积 收缩系数 λ_v	最终轴向 收缩应变 $\varepsilon_{af} / \%$	最终径向 收缩应变 $\varepsilon_{rf} / \%$	最终体积 收缩应变 $\varepsilon_{vf} / \%$
压实试样 A	S1	1.4	13.5	0.376	0.387	1.011	8.07	8.60	23.20
	S2	1.6	11.3	0.293	0.298	0.836	4.38	4.90	13.52
	S3	1.8	9.3	0.150	0.233	0.586	1.45	2.24	5.82
	S4	2.0	6.2	0.131	0.124	0.442	1.08	0.86	2.77
压实试样 B	S5	1.4	11.7	0.351	0.430	1.071	8.38	10.39	26.44
	S6	1.6	8.9	0.298	0.325	0.869	5.09	5.56	15.34
	S7	1.8	7.6	0.246	0.289	0.757	2.68	3.23	8.87

S8	2.0	5.7	0.244	0.198	0.623	2.01	1.29	4.53
----	-----	-----	-------	-------	-------	------	------	------

表 3 常用的收缩曲线模型

Table 3 Common shrinkage curve models

模型名称	文献	模型表达式
G 模型	Giraldez 等 ^[28]	$e = 0.7429\varphi\theta_B + 0.230\frac{\varphi}{\theta_B}\theta^2 + 0.0267\frac{\varphi}{\theta_B^2}\theta^3$
MM-1 模型	McGarry 等 ^[29]	$e = e_0 + \frac{\theta}{\theta_B}(\theta_B - e_0 + e_n) \quad (0 < \theta < \theta_B)$
		$e = e_n + \theta \quad (\theta_B < \theta < \theta_C)$
		$e = e_s + \frac{\theta}{\theta_C}(\theta_C - e_s + e_n) \quad (\theta_C < \theta < \theta_D)$
MM-2 模型	McGarry 等 ^[29]	$e = e_0 + \frac{e_v}{1 + \exp[-\beta(\theta - \theta_l)]}$
K 模型	Kim ^[30]	$e = e_0 \exp(-\beta\theta) + \varphi\theta$
T&D 模型	Tariq 等 ^[31]	$e = e_0 \quad (0 < \theta < \theta_A)$
		$e = a_0 + a_1\theta + a_2\theta^2 + a_3\theta^3 \quad (\theta_A < \theta < \theta_B)$
		$e = e_B - \theta_B + \theta \quad (\theta_B < \theta < \theta_C)$
		$e = \theta_0 + c_1\theta + c_2\theta^2 \quad (\theta_C < \theta < \theta_D)$
O&H 模型	Olsen 等 ^[32]	$e = \frac{1}{2}[\varphi\theta + e_0 + \sqrt{(\varphi\theta + e_0)^2 - 4e_0(1-\eta)\theta}] \quad (\theta \leq \theta_l)$
		$e = \Delta(\theta_l)\frac{1}{2}[\varphi\theta + \varepsilon + \sqrt{(\varphi\theta + \varepsilon)^2 - 4\varepsilon(1-\lambda)\theta}] \quad (\theta > \theta_l)$
		$e = e_0$
C&C 模型	Chertkov ^[33] ; Cornelis 等 ^[26]	$e = e_0 + \mu(\theta - \theta_A)2\frac{\rho_w^2}{\rho_s} \quad (\theta_A < \theta < \theta_B)$
G&C 模型	Groenevelt等 ^[34] ; Cornelis等 ^[26]	$e = \theta$
		$e = e_0 + \gamma[\exp(\frac{-\xi}{\theta^\xi})]$

注： φ 为饱和线的斜率； θ 为土体体积含水率； θ ， θ ， θ_C 和 θ_D 分别对应缩限、进气点、胀限和最大体积含水率； e_0 为干燥结束时的孔隙比； e_n 为孔隙气体所对应的孔隙比； e_s 为结构收缩段中点对应的孔隙比； e_v 为最大与最小孔隙比之差； β 为与进气值相关的斜率参数； θ_A 为拐点处对应的体积含水率； e_B 和 e_C 分别为进气点和胀限对应的孔隙比； a 和 c 为根据边界条件确定的系数； η 为残余收缩阶段与正常收缩阶段之间曲线部分的曲率； λ 为正常收缩阶段与结构收缩阶段之间曲线部分的曲率； ε 为与上渐进性相关的系数； θ_l 为收缩曲线上两个典型区域的界限体积含水率； μ 为模型参数； ρ_w 为水的密度； ρ_s 为土体的干密度； θ_L 为土体的液限； γ 和 ξ 为模型参数。

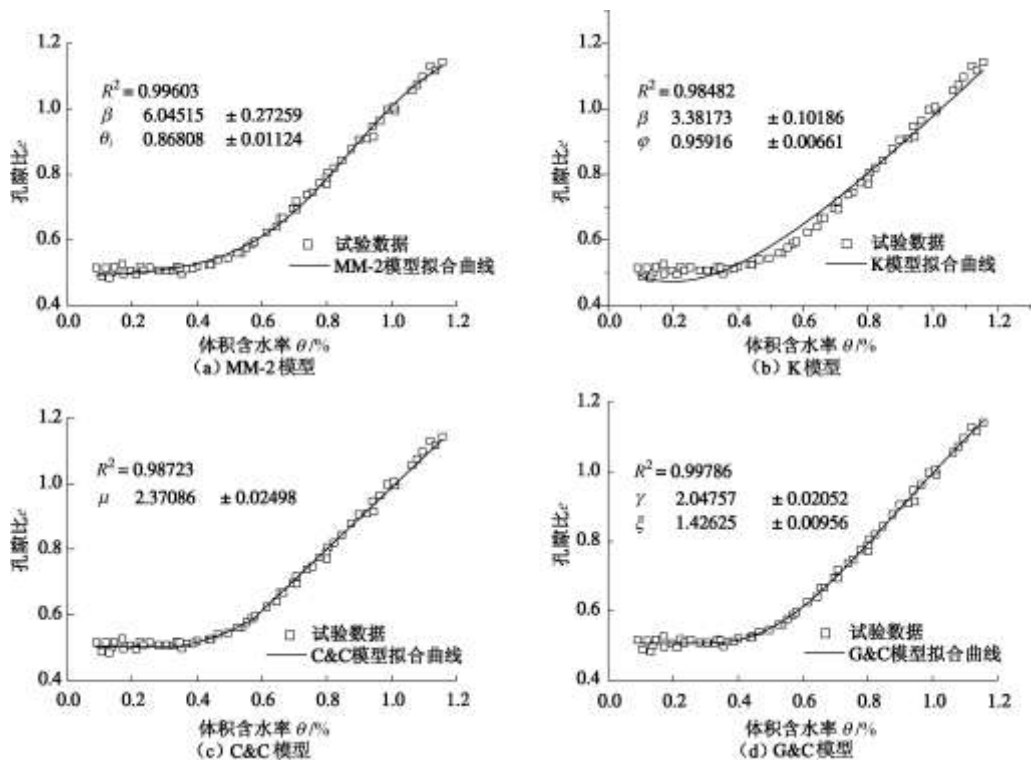


图 6 糊状 CO_x 试样收缩曲线的试验结果和不同模型的拟合结果

Fig. 6 Measured shrinkage curves of paste-like CO_x specimens and fitted shrinkage curves using different models

测得的离散数据一般无法直接应用到渗流模型中，必须建立相应的数学模型。除此之外，为了能在实际工程中对土体收缩变形特征进行预测，也要求建立相应的收缩模型。因此，过去几十年来各类收缩曲线模型陆续出现，表 3 列出了一些常用的收缩曲线模型。

本文分别选取了表 3 中 MM-2、K、C&C 和 G&C 等 4 个模型对图 5 的收缩试验结果进行了拟合，如图 6 所示。从图中可以看出，采用 G&C 模型能取得最佳拟合结果（图 6（d）），相关系数 R^2 最高，为 0.998，其次为 MM-2 模型（图 6（a）），相关系数 R^2 为 0.996。但图 6（a）中的拟合曲线表明，MM-2 模型没有明显的零收缩阶段，在干燥后期，孔隙比一直随含水率而缓慢减小，此外，在正常收缩阶段，尤其在干燥初期，拟合曲线呈轻微的上凸型，表现出结构收缩的特征。图中拟合结果最不理想的为 K 模型（图 6（b）），比如在零收缩阶段，孔隙比达到最小值之后又出现上升趋势，明显不符合实际情况。上述模拟结果说明不同的模型具有不同的拟合精度，因为每个模型都有其自身特定的前提条件和适应范围，在实际操作过程中，应该根据具体的土质条件和试验方法选择合适的模型进行研究。

5 结 论

通过对不同初始状态的饱和和压实试样和糊状试样开展室内干燥试验，研究了 CO_x 土样作为高放废物处置库中缓冲回填材料的收缩特征，得到以下结论：

（1）压实试样的收缩特征受初始干密度的影响非常明显，缩限、收缩系数和收缩应变均随初始干密度的增加而减小。当初始干密度达到 2.0 g/cm³ 时，最终体积收缩应变约为 2%~4%，比初始干密度为 1.4 g/cm³ 时减少了 85% 以上。在实际工程中，可通过提高压实度的办法来降低土体的收缩变形。

（2）对于圆柱形的压实试样而言，轴向和径向收缩存在明显的各向异性，且受初始压实度的影响。当初始干密度在 1.4~1.8 g/cm³ 范围内变化时，径向收缩在整个干燥过程中占主导地位，收缩几何因子大于 3；当初始干密度达到 2.0 g/cm³ 时，轴向收缩在整个干燥过程中占主导地位，收缩几何因子大于 1 而小于 3。

（3）糊状试样的收缩曲线呈典型的三段型，体积收缩过程可分为正常收缩、残余收缩和零收缩 3 个阶段。在整个干燥过程中，试样发生的体积收缩应变约为 50%，远远大于压实试样，且绝大部分体积收缩发生在饱和阶段，即进气点之前。

（4）在 MM-2、K、C&C 和 G&C 4 个收缩模型中，G&C 模型对糊状 CO_x 试样收缩试验结果的拟合精度最高，其次为 MM-2 模型，最不理想为 K 模型。

致 谢：本文的试验工作都是在法国国立路桥大学（ENPC）的 CERMES 实验室完成的。

参考文献：

[1] 王 驹. 高放废物处置：进展与挑战[J]. 中国工程科学,

- 2008, **10**(3): 58 - 65. (WANG Ju. Geological disposal of high level radio active waste: progress and challenges[J]. Chinese Academy of Engineering, 2008, **10**(3): 58 - 65. (in Chinese))
- [2] 苏 坤, LEBON P. 法国 ANDRA 放射性废物地质处置可行性研究综述[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(4): 814 - 824. (SU Kun, LEBON P. ANDRA's feasibility study on deep geological disposal of high-level long-lived radio active waste[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(4): 814 - 824. (in Chinese))
- [3] PUPPALA A J, KATHA B, HOYOS L R. Volumetric shrinkage strain measurements in expansive soils using digital imaging technology[J]. Geotechnical Testing Journal, 2004, **27**(6): 547 - 556.
- [4] DYER M R. Further tests on the fissuring of clay fill at the thornumbald Flood Embankment[C]// Proceedings of the International Symposium Advanced Experimental Unsaturated Soil Mechanics, Experus 05, London, 2005: 501 - 504.
- [5] PERON H, HUECKEL T, LALOU L, et al. Fundamentals of desiccation cracking of fine-grained soils: experimental characterization and mechanisms identification[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, **46**: 1177 - 1201.
- [6] KATHA B R. Shrinkage strain characterization of expansive soils using digital imaging technology[D]. Arlington: The University of Texas at Arlington, 2002.
- [7] BRAUDEAU E, COSTANTINI J M, BELLIER G, et al. New device and method for soil shrinkage curve measurement and characterization[J]. Soil Sci Soc Am J, 1999, **63**: 525 - 535.
- [8] HEAD K H. Manual of soil laboratory testing, volume 1: soil classification and compaction tests[M]. London: Pentech Press, 1980.
- [9] MONNIER G, STENGEL P, FIES J C. Une méthode de mesure la densité apparente de petits agglomérats terreux. Application à l'analyse de systèmes de porosité du sol[J]. Ann. Agron., 1973, **24**: 533 - 545. (MONNIER G, STENGEL P, FIES J C. A method of measuring the bulk density of small soil conglomerates - Application to the analysis of porous soil systems[J]. Agronomy Journal, 1973, **24**: 533 - 545. (in French))
- [10] SIBLEY J W, WILLIAMS D J. A procedure for determining volumetric shrinkage of an unsaturated soil[J]. Geotech Test J, 1989, **12**: 181 - 187.
- [11] ASTM standards. Test method for shrinkage factors of soils by the mercury method—D427-04[S]. American Society for Testing and Materials, 1997.
- [12] BRASHER B R, FRANZMEIER D P, VALASSI V, et al. Use of saran resin to coat natural soil clods for bulk density and water retention measurements[J]. Soil Sci, 1966, **101**: 108.
- [13] PELLISSIER J P. The toluene and wax-freezing method of determining volumetric free swell[J]. Geotech Test J, 1991, **14**: 309 - 314.
- [14] 唐朝生, 崔玉军, TANG A M, 等. 土体干燥过程中的体积收缩变形特征[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(8): 1271 - 1279. (TANG Chao-sheng, CUI Yu-jun, TANG Anh-minh, et al. Volumetric shrinkage characteristics of soil during drying[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(8): 1271 - 1279. (in Chinese))
- [15] PERON H, HUECKEL T, LALOU L. An improved volume measurement for determining soil water retention curve[J]. Geotechnical Testing Journal, 2007, **30**(1): 1 - 7.
- [16] 唐朝生, 施 斌, 刘 春, 等. 黏性土在不同温度下干缩裂缝的发展规律及形态学定量分析[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(5): 743 - 749. (TANG Chao-sheng, SHI Bin, LIU Chun, et al. Developing law and morphological analysis of shrinkage cracks of clay soil at different temperature[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(5): 743 - 749. (in Chinese))
- [17] 唐朝生, 施 斌, 刘 春, 等. 影响黏性土表面干缩裂缝结构形态的因素及定量分析[J]. 水利学报, 2007, **38**(10): 1186 - 1193. (TANG Chao-sheng, SHI Bin, LIU Chun, et al. Factors affecting of the surface shrinkage cracks' structure and morphology of clay soil and quantitative analysis[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2007, **38**(10): 1186 - 1193. (in Chinese))
- [18] TANG C, SHI B, LIU C, et al. Influencing factors of geometrical structure of surface shrinkage cracks in clayey soils[J]. Engineering Geology, 2008, **101**(3-4): 204 - 217.
- [19] CHERTKOV V Y. The physical effects of an intra-aggregate structure on soil shrinkage[J]. Geoderma, 2008, **146**: 14 - 156.
- [20] ROMERO E, SIMMS P H. Microstructure investigation in unsaturated soils: A review with special attention to contribution of mercury intrusion porosimetry and environmental scanning electron microscopy[J]. Geotech Geol Eng, 2008, **26**(6): 705 - 727.
- [21] DELAGE P, AUDIGUIER M, CUI YJ, et al. Microstructure of a compacted silt[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1996, **33**: 150 - 158.
- [22] CUI Y J, LOISEAU C, DELAGE P. Microstructure changes of a confined swelling soil due to suction controlled hydration[C]// Proceedings of 3rd International Conference on Unsaturated Soils, Recife, Brazil. Lisse: Balkema Publishers, 2002: 593 - 598.

- [23] MONTES H G, DUPLAY J, MARTINEZ L, et al. Structural modifications of Callovo-Oxfordian argillite under hydration dehydration conditions[J]. *Applied Clay Science*, 2004, **25**(3-4): 187 – 194.
- [24] BRONSWIJK J J B. Modeling of water balance, cracking and subsidence of clay soils[J]. *J Hydrol (Amsterdam)*, 1988, **97**: 199 – 212.
- [25] CHERTKOV V Y, RAVINA I, ZADOENKO V. An approach for estimating the shrinkage geometry factor at a moisture content[J]. *Soil Science Society of American Journal*, 2004, **68**: 1807 – 1817.
- [26] CORNELIS W M, CORLUY J, MEDINA H, et al. A simplified parametric model to describe the magnitude and geometry of soil shrinkage[J]. *Eur J Soil Sci*, 2006, **57**: 258 – 268.
- [27] BOIVIN P, GARNIER P, TESSIER D. Relationship between clay content, clay type, and shrinkage properties of soil sample[J]. *Soil Science Society of American Journal*, 2004, **68**: 1154 – 1153.
- [28] GIRÁLDEZ J V, SPOSITO G, DELGADO C. A general soil volume change equation: I. The two-parameter model[J]. *Soil Sci Soc Am J*, 1983, **47**: 419 – 422.
- [29] MCGARRY D, MALAFANT K W J. The analysis of volume change in unconfined units of soil[J]. *Soil Sci Soc Am J*, 1987, **51**: 290 – 297.
- [30] KIM D J, VEREECKEN H, FEYEN J, Boels D, Bronswijk JJB. On the characterization of properties of an unripe marine clay soil. 1. Shrinkage processes of an unripe marine clay soil in relation to physical ripening[J]. *Soil Sci*, 1992, **153**: 471 – 481.
- [31] TARIQ A, DURNFORD D S. Analytical volume change model for swelling clay soils[J]. *Soil Sci Soc Am J*, 1993, **57**: 1183 – 1187.
- [32] OLSEN P A, HAUGEN L E. New model of the shrinkage characteristic applied to some Norwegian soils[J]. *Geoderma*, 1998, **83**: 67 – 81.
- [33] CHERTKOV V Y. Modelling the shrinkage curve of soil clay pastes[J]. *Geoderma*, 2003, **112**: 71 – 95.
- [34] GROENEVELT P H, GRANT C D. Curvature of shrinkage lines in relation to the consistency and structure of a Norwegian clay soil[J]. *Geoderma*, 2002, **106**: 235 – 245.