

基于多场耦合数值分析的膨胀土边坡 浅层膨胀变形破坏机制研究

丁金华¹, 陈仁朋², 童 军¹, 龚壁卫¹

(1. 长江科学院 水利部岩土力学与工程重点实验室, 湖北 武汉 430010; 2. 浙江大学 岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058)

摘 要: 膨胀土地区大量工程实践表明, 发生在膨胀土边坡浅表层一定深度范围内的牵引式滑坡现象非常普遍, 对于该种渐进性边坡破坏模式, 传统极限平衡分析无法反映其失稳状态和破坏机制。借鉴温度场中温度膨胀系数的定义和数值处理方法, 以室内无荷/有荷膨胀率试验成果为依据, 对膨胀土的湿度膨胀系数进行了反演拟合, 得到低荷载条件下含水率-膨胀系数近似符合线性关系。基于降雨作用下膨胀土边坡破坏的大型静力物理模型试验成果, 采用 FLAC 非饱和二相流模型模拟降雨引起的边坡湿度场分布变化状态, 引入含水率-膨胀系数的线性关系, 提出一种适用于膨胀土边坡的湿度场-膨胀变形场-应力场的多场耦合数值分析方法, 并藉此对物理模型试验进行仿真。结合模型试验和多场耦合数值分析, 阐述膨胀土边坡浅层渐进性破坏机制的本质是水力边界条件变化引起的膨胀土膨胀变形作用。

关 键 词: 膨胀土边坡; 渐进性破坏; 膨胀变形; 非饱和渗流; 湿度膨胀系数

中图分类号: TU 443

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2015) 增 1-0159-10

Research on failure mechanism of shallow instability of expansive soil slope based on multifield coupling numerical analysis

DING Jin-hua¹, CHEN Ren-peng², TONG Jun¹, GONG Bi-wei¹

(1. Key Laboratory of Geotechnical Mechanics and Engineering of Ministry of Water Resources, Yangtze River Scientific Research Institute, Wuhan, Hubei 430010, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China)

Abstract: The progressive failure of expansive soil slope at shallow depth occurs frequently; but the traditional limit equilibrium theory can not reflect properly particularities of shallow instability of expansive soil slope. Based on a series of large static physical model tests of the compacted expansive soil slope, this paper firstly simulated the moisture field distribution by the unsaturated model of two-phase flow of FLAC; and then, by referencing the temperature expansion theory, a back analysis of the moisture swelling coefficient of expansive soil is conducted according to the indoor expansion tests with or without vertical loading. Finally, a multifield coupling numerical analysis method with moisture field, swelling deformation field and stress field is proposed. Combining the physical model tests with multifield coupling numerical analysis, the expansion failure mechanism for the shallow instability of expansive soil slope is expounded.

Keywords: expansive soil slope; progressive failure; swelling deformation; unsaturated seepage; moisture swelling coefficient

1 引 言

膨胀土具有胀缩性、裂隙性、超固结性等多种不良工程地质特性, 导致其分布地区频发各种工程问题或地质灾害。大量膨胀土地区边坡破坏实例的勘察结果表明, 膨胀土边坡滑坡具有明显的渐进性、浅层性、季节性和反复性等特征。已开建的南水北调中线工程总干渠沿线经过的膨胀土地区累计长度

达 340 km, 渠坡在开挖过程中发生在边坡浅表层一定深度范围内的牵引式滑坡破坏现象非常普遍, 给工程处理带来了极大的困难^[1-2]。

国内外很多学者从干湿循环、降雨、裂隙、强度等多方面开展了有关膨胀土边坡破坏机制的研究工作, 然而很多工程实例分析表明, 即便采用膨胀土残余强度进行极限平衡计算, 其安全系数也大于 1。鉴于极限平衡法仅通过土的抗剪强度单一指标反

映边坡的力系平衡,而不考虑变形问题,越来越多的研究人员认识到,对于膨胀土边坡这种浅层渐进性破坏,极限平衡分析是无法反映其失稳状态和破坏机制的^[2]。有学者在极限平衡分析的基础上陆续提出了各种改进方法,典型的如 Fredlund 基于非饱和土理论提出的考虑基质吸力影响的改进极限平衡法,在安全系数计算公式中反映正/负孔隙水压力的作用^[3]。袁俊平^[4]从非饱和膨胀土的裂隙概化模型入手,分析了裂隙对边坡稳定的影响。沈珠江^[5]采用非饱和土简化固结理论模拟膨胀土渠道边坡的降雨入渗,以反映边坡在入渗过程中吸力丧失、有效应力降低和土体膨胀回弹及水平变位的全过程。刘华强等^[6]指出膨胀土边坡稳定性分析应综合考虑浸水后吸力消失、强度降低以及裂隙连通性等因素。

数值分析是另外一种研究膨胀土边坡稳定的有效手段^[7-13],但也存在若干问题,如常规的饱和土本构模型无法考虑膨胀土的吸湿膨胀效应,只能忽略其膨胀性,代之以降低土体强度来近似反映,但膨胀土的吸湿膨胀变形不同于一般黏土在荷载作用下由颗粒剪切滑移形成的宏观变形^[14],且对于非饱和膨胀土,不考虑孔隙中水/气相互作用所得的模拟结果是偏于不安全的^[15-16]。1999 年,Alonso 等^[17]提出非饱和膨胀模型 BExM,引入反映微观结构弹塑性变形的屈服面,可以考虑不同应力路径等复杂边界条件以及干湿循环形成的累积塑性变形效应,是目前公认理论基础严谨、体系较为完整的非饱和本构模型。国内也有学者以非饱和土理论和复合体损伤理论为基础,引入非饱和和弹塑性损伤本构模型,对膨胀土边坡进行多场耦合数值模拟^[18],但受制于非饱和本构模型的复杂性和参数获取困难,很难在工程实践中加以应用和验证。1993 年,缪协兴^[19]根据温度应力场的概念,针对膨胀岩首次提出了一种分析岩体受水作用而产生的应力应变场的新理论——“湿度应力场”理论。该理论认为,由于膨胀土吸水后的体积膨胀软化现象与材料升温后的体积膨胀软化类似,且温度场热传导方程和湿度场水分扩散方程完全相似,因此,可以采用已较成熟的温度应力场理论来反映由于水分扩散而形成的湿度场对应力场的耦合影响。湿度应力场理论以温度场为媒介,可实现湿度和变形的耦合效应,采用当前大多数数值软件即可进行分析,但该理论基于温度扩散方程和水分扩散方程的相似性,实质上仍只是针对饱和和渗流场的分析,不能反映膨胀土边坡由降雨引起的土体非饱和-饱和入渗过程,也就无法模拟边坡的渐进性破坏。但是,该理论中有关膨胀土吸水产

生膨胀类似于温度变化产生膨胀,引入膨胀系数反映土体膨胀变形的思路是有参考价值的。

本文借鉴温度场中温度膨胀系数的定义和数值处理方法,结合膨胀土室内无荷/有荷膨胀试验,对膨胀土湿度膨胀系数进行反演拟合,获得湿度场与温度场、湿度场与膨胀系数的转换关系;以降雨作用下膨胀土边坡破坏的大型静力物理模型试验成果为基础,采用 FLAC 中的非饱和二相流模型模拟降雨引起的边坡湿度场分布变化状态;引入湿度场-温度场及湿度场-膨胀系数的线性关系,提出一种适用于膨胀土边坡的湿度场-膨胀变形场-应力场的多场耦合数值分析方法,并藉此深入探讨压实膨胀土边坡浅层渐进性失稳的全过程和破坏机制。

2 降雨作用下膨胀土边坡浅层破坏的物理模型试验

2.1 模型试验破坏过程

边坡物理模型试验方法及成果见文献[20],本文仅做简要叙述。

模型土样取自河北邯郸南水北调中线渠段,其黏土矿物成分主要为蒙脱石,含量为 38%~45%, $<0.005\text{ mm}$ 的黏粒含量达 43.9%~53.5%,自由膨胀率大于 120%,属强膨胀土。边坡模型试验控制制备土样的初始含水率为 20%,干密度为 1.60 g/cm^3 (压实度为 0.95)。模型边坡高 2.5 m (包括地基厚度为 0.5 m),坡比 1:1.5。试验中观测位移、含水率、土体应力以及环境温/湿度和降雨量等。降雨强度平均为 0.53 mm/h 。

观察试验全过程可见,受降水作用,试验持续 27 h 后边坡下部即发生横向裂缝,裂缝下方土体明显向坡脚处滑移堆积,说明此时边坡在坡脚附近已局部失稳。随降水持续,裂缝进一步向两侧扩展,从模型箱侧面观察窗可发现边坡中下部位内部一定深度处已产生多处局部拉裂隙,同时坡顶也产生贯穿性的张拉裂缝。试验 341 h 时,边坡上部近坡肩部位出现第 3 条贯穿性横向裂缝,到 385 h,坡体下部原第一条裂缝处土体发生快速塌落,继而边坡上部土体在 2 min 内相继滑塌,发生整体破坏。

试验结束后对边坡进行开挖,根据在轴线剖面预先埋置的标志砂芯发现(见图 1),边坡浅层多处发生了滑动变形,甚至明显的剪切错动。图 1 中同时绘出推测得到的滑裂面分布,可见边坡从最初的浅表层局部滑动面开始向深部发展,最终导致大范围的滑坡产生,其中埋深约 0.1 m 和埋深约 0.3 m 处有明显的剪切滑动面,埋深 0.3 m 处的最大剪切

位移可达 20 cm 左右。



图 1 模型试验滑坡后轴线剖面及滑动面概化
Fig.1 Axis section and sliding surfaces

2.2 试验监测成果

试验过程中，在边坡上部靠近坡肩处钻孔取样测量不同埋深处的含水率。由图 2 可见，浅层 0.2 m 内土体含水率在近 100 h 内很快增大到 30% 以上，并在后续试验过程中基本稳定在 40% 以上。随试验进程，水分逐渐向下迁移，在 153~238 h 时，表层 0.3 m 以内土体含水率基本稳定在 40% 以上，埋深 0.3~0.4 m 范围内的土体含水率有明显增大。埋深 0.5 m 处的土体含水率在试验 266~338 h 内变化显著。发生整体滑坡后，测量结果显示滑体上缘埋深 0.6 m 以下的土体水分变化不大，但在滑坡中下部，入渗影响深度基本接近 0.8 m。可见，降雨引起边坡的含水率场在时空分布上存在明显的不均匀性。

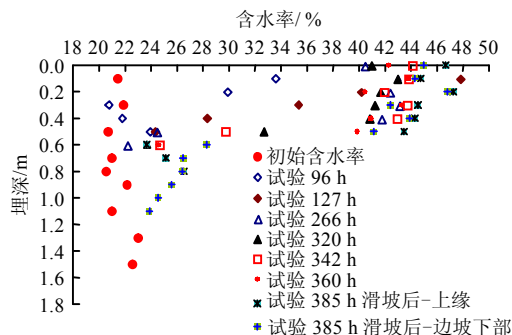


图 2 模型试验实测含水率分布
Fig.2 Distribution of actual measured water content of model test

图 3 为由 LVDT 测得的边坡面部分典型测点位移变化曲线。结合试验过程中的观察现象，可知边坡吸湿后的膨胀变形呈现以下特点：（1）边坡土体在降水作用下吸湿发生膨胀变形的过程与土体含水率变化趋势基本一致，但各部位膨胀变形量在时空上呈现明显的不均匀分布。边坡中下部土体膨胀变形速率明显超过其他部位，最大变形量发生在坡体下部约 1/3 处（测点 L5 处）。与图 1 对比可见膨胀变形越大处土体的剪切变形也越大；（2）坡肩和坡

顶在试验初期随着土体含水率的增大，表现为膨胀变形，但一段时间之后，随着浅表层土体水分迅速增大到饱和状态及坡肩张拉裂隙的发生，这些部位的表面变形表现为沉降，显示出边坡整体向下滑移的趋势；（3）坡体中部的水平位移观测点在滑坡后的位移量已达到约 30 cm，坡顶水平位移约 10 cm。

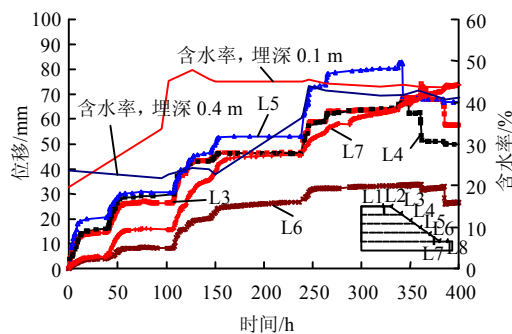


图 3 模型试验边坡面典型位移测点的膨胀变形过程曲线
Fig.3 Curves of swelling deformation with time

试验结束后在滑带附近取样进行了室内物理力学性质试验，与试验前相比，滑带附近土的含水率达 40% 以上，饱和度近 90%，强度参数指标均明显降低，见表 1。采用残余强度进行模型边坡的极限平衡稳定计算，得到边坡安全系数为 1.90，无法反映滑坡的实际状态。

表 1 模型试验滑坡前后强膨胀土的物理力学性质参数
Table 1 Physico-mechanical parameters of high expansive soil before and after model test

状态	含水率 $\omega / \%$	干密度 $\rho_d / (\text{g}/\text{cm}^3)$	固结快剪	
			c / kPa	$\phi / (^\circ)$
试验前	20.0	1.60	27.5	13.6
试验后 滑带	42.1	1.18	10.3	4.4
滑带下 20 cm	40.0	1.26	14.7	2.2

3 多场耦合数值分析方法

3.1 多场耦合分析思路和计算流程

实现膨胀土边坡多场耦合分析的关键是如何建立合理、准确的湿度场和膨胀变形场的关系。本文借鉴“湿度应力场”的理论假定，采用 FLAC 热力学模型对膨胀土的室内无荷/有荷膨胀试验进行热-固耦合预分析，获得湿度场与温度场、湿度场与膨胀系数的转换关系，以此反映膨胀土由于水分增加而引起的膨胀变形效应。

对于边坡由于降雨引起的非饱和-饱和渗流场变化，采用 FLAC 的二相流模型进行分析，获得不同降雨时段对应的湿度场分布状态。然后，利用热-

固耦合预分析得到的湿度场与温度场、湿度场与膨胀系数的转化关系,进行边坡多场耦合分析。为方便起见,数值计算均采用节点饱和度代替含水率来反映边坡不同部位的湿度场。

由于目前 FLAC 版本只能进行饱和土单相流的流-固耦合计算或热-固耦合计算,未提供非饱和和二相流-热-固模块的耦合计算功能。因此,本文利用 FISH 语言编制相应程序,最终实现膨胀土边坡的湿度场-膨胀变形场-应力场的耦合分析。数值分析流程可描述如下:

① 以膨胀土边坡物理模型试验为研究对象,同时建立边坡的热-固力学概化模型和二相流概化模型。二者的剖分网格保持一致,分别赋予其相应的模型参数、边界条件及初始条件。

② 先计算力学模型中的自重应力场,然后通过 FISH 程序将其传递给二相流模型作为初始应力场,进行第一时段非饱和渗流计算。

③ 根据热-固耦合预分析得到的饱和度-温度关系和饱和度-膨胀系数关系,编制 FISH 程序将非饱和渗流计算得到的湿度场分别转化为温度场和膨胀系数值,赋予边坡力学模型作为下一时步计算的初始条件,同时将非饱和应力场也传递给热-固力学模型,求解该时段热学和力学平衡。

④ 将力学模型计算得到的应力场返回给二相流模型,作为下一时段非饱和和计算的初始应力场,重复上述过程直到计算时段结束。

强膨胀土的本构关系采用摩尔-库仑模型(M-C 模型),其参数根据室内试验确定。很多工程实践和室内试验都表明,膨胀土的“吸湿软化”效应非常明显,表现为膨胀土遇水作用后,一方面其变形模量随含水率增加而降低、泊松比增大;另一方面,由于含水率增大而使吸力降低,导致强度参数降低。本文在多场耦合计算中同时考虑了膨胀土的“应变软化”效应,即当土体饱和度达到 95%以上时,根据模型试验后滑带土的室内力学试验结果,重新调整强膨胀土的强度参数。

3.2 膨胀系数的热-固耦合预分析

热-固耦合预分析的目的在于确定湿度场和温度场以及湿度场和膨胀系数的转换关系,因此,以室内大尺寸($\phi = 152 \text{ mm}$, $H = 50 \text{ mm}$)无荷/有荷膨胀试验为对象和各种含水率(饱和度)和干密度条件下的无荷/有荷膨胀试验得到的膨胀量为目标,建立 FLAC 各向同性热传导-力学耦合模型,计算反演不同条件下土的膨胀系数。

热传导系数取 $0.1 \text{ W/m} \cdot \text{K}$,比热为 $0.5 \text{ kJ/kg} \cdot ^\circ\text{C}$ 。

假定初始状态下含水率为 27.5% (相应饱和度为 76%) 对应初始温度 $T_0 = 0^\circ\text{C}$, 饱和度 100% 时对应终了温度 $T_1 = 100^\circ\text{C}$ 。

温度边界:室内膨胀试验由试样底部进水,数值计算中将底部边界设置为温度边界(100°C)。位移边界:模型左右边界取为 X 方向位移约束,底部为 X - Y 双向位移约束。荷载边界:与无荷膨胀试验对应时上边界取为自由边界,模拟有荷膨胀试验时上边界取为定荷载边界。

反演拟合发现,无荷情况下的膨胀系数约在 10^{-5} 量级,数值模拟精度较低,计算稳定性差,最大误差接近 12% 左右,而有荷情况下的膨胀系数均在 10^{-4} 量级,数值模拟精度大多可控制在 2% 以内。表 2 为各种条件下的膨胀系数拟合结果。

表 2 热-固耦合预分析得到的膨胀系数 λ
Table 2 Swelling coefficient λ

初始条件			不同荷载 σ (kPa) 时 $\lambda / 10^{-4}$						
含水率 $\omega_0 / \%$	饱和度 $S / \%$	干密度 $\rho_d / (\text{g/cm}^3)$	0	6.25	12.50	25	50	100	
27.5	76	1.29	0.120	1.18	1.65	1.51	1.2	0.930	
		1.33	0.121	1.23	1.68	1.81	1.85	1.490	
		1.39	0.125	1.27	1.77	2.03	1.95	1.770	
30.5	83	1.29	0.150	1.37	1.55	1.35	0.95	0.045	
		1.33	0.120	1.39	1.68	1.70	1.30	0.982	
		1.39	0.120	1.47	1.84	1.75	1.60	1.290	
33.5	93	1.29	0.172	1.77	1.90	1.57	0.75	<0.010	
		1.33	0.156	1.84	2.01	1.87	1.45	0.700	
		1.39	0.176	2.01	2.19	2.14	1.85	1.300	

由表 2 可见,膨胀系数 λ 受含水率、干密度、荷载的综合影响,表现在:(1) 膨胀系数与干密度呈正相关,但干密度变化对其影响较小;(2) 仅在低荷载条件下 (6.25 kPa), 含水率与膨胀系数近似符合线性关系 (见图 4), 但荷载增大后各因素对膨胀系数的影响呈现复杂的相互交叉作用。

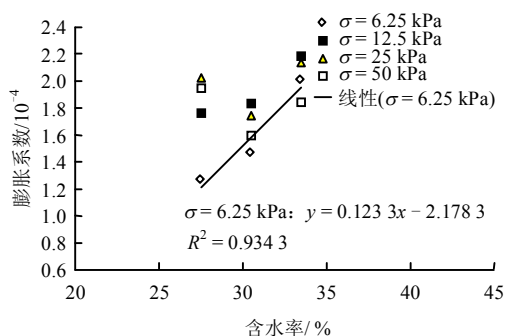


图 4 含水率-膨胀系数关系 ($\rho_d = 1.39 \text{ g/cm}^3$)
Fig.4 Relationship between water content and swelling coefficient

考虑到模型试验中边坡浅层破坏主要发生在埋深 0.2~0.5 m 以内（相当于荷载约在 10 kPa 以内），因此，耦合计算中采用本次预分析得到的荷载为 6.25 kPa 对应的线性饱和度 S_r -温度 T 转换关系及饱和度 S_r -膨胀系数 λ 关系来反映湿度变化引起的膨胀变形，即

$$\left. \begin{aligned} T &= 416.7S_r - 316.7 \\ \lambda &= (20.83S_r - 15.83) \times 10^{-4} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

4 多场耦合数值计算成果分析

4.1 边坡湿度场分析

4.1.1 非饱和渗流模型及计算参数

FLAC 二相流模型（two-phase flow model）假定介质孔隙被两种流体（气/液）完全填充，且可用达西定律来描述每种流体。由于液相流动在孔隙中占主要地位，导致气相压力高于液相压力，二者之差即为毛细压力，是饱和度的函数。

传导定律（液相以上/下标 w 表示，气相以上/下标 g 表示）可表示为

$$S_w + S_g = 1 \quad (2)$$

液相：

$$q_i^w = -k_{ij}^w \kappa_r^w \frac{\partial}{\partial x_j} (P^w - \rho^w g x_k) \quad (3)$$

气相：

$$q_i^g = -k_{ij}^g \frac{\mu^w}{\mu^g} \kappa_r^g \frac{\partial}{\partial x_j} (P^g - \rho^g g x_k) \quad (4)$$

式中： k_{ij}^w 为 FLAC 饱和流动性系数，以张量形式表示； κ_r^w 为流体的相对渗透性，是饱和度 S_w 的函数； μ^w 为流体的动力黏滞系数； P^w 为流体孔隙压力； ρ^w 为流体密度； g 为重力加速度； μ^g 为气体的动力黏滞系数。

采用 van Genuchten 经验模型（VG 模型）表述相对渗透性 κ_r 和有效饱和度 S_e 之间的关系。有效饱和度 S_e 指从残余饱和度 S_r^w 起算的土的饱和度，定义为

$$S_e = \frac{S_w - S_r^w}{1 - S_r^w} \quad (5)$$

液相相对渗透性：

$$\kappa_r^w = S_e^b \left[1 - (1 - S_e^{1/a})^a \right]^2 \quad (6)$$

气相相对渗透性：

$$\kappa_r^g = (1 - S_e)^c \left[1 - S_e^{1/a} \right]^{2a} \quad (7)$$

毛细压力：

$$P_c = P_g - P_w = P_0 [S_e^{-1/a} - 1]^{(1-a)} \quad (8)$$

式中： $P_0 = \frac{\rho_w g}{\eta}$ ， ρ_w 为水的密度； η 、 a 、 b 、 c

均为与土性有关的无量纲经验系数，可由土-水特征曲线确定。

根据物理模型试验建立的二相流数值概化模型如图 5 所示。图中，同时表示出与模型试验典型测点位置相近的结点，3 条垂线分别表示后续分析中所指的边坡上、中、下部典型位置。为方便与试验结果对比，非饱和渗流数值计算的各个时段和模型试验降雨周期同步。

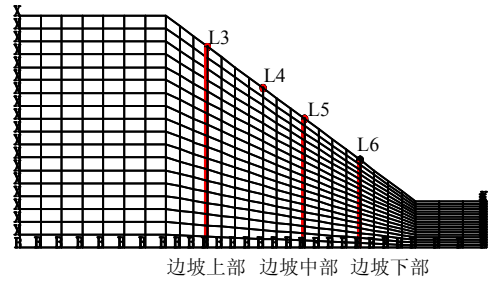


图 5 “多场”耦合数值分析的概化模型
Fig.5 Generalized model of multifield coupling numerical analysis

强膨胀土的初始饱和度为 76%，残余饱和度近似取为 40%。根据邯郸强膨胀土的土-水特征试验结果拟合得到的 VG 模型参数见表 3。

表 3 非饱和渗流计算参数
Table 3 Parameters of two-phase flow model

孔隙率	初始饱和度	残余饱和度	饱和渗透系数	VG 模型参数			
n	$S_0/\%$	$S_r^w/\%$	$k_s/(\text{cm/s})$	η	a	b	c
0.42	76	40	1.0×10^{-7}	0.049 8	0.779	0.5	0.5

边坡表面设定为流量边界。不考虑入渗强度与土体渗透性的关系，即忽略非饱和土入渗能力是与饱和度及吸力有关的变量，假定降雨全部入渗，以模型试验平均降雨强度 0.53 mm/h 作为流量边界的入渗强度。

4.1.2 湿度场分布

根据二相流计算结果，提取对应于模型试验钻孔取样测含水率位置处结点（埋深 0.1 m 和 0.4 m 处）的饱和度，绘出其随降雨历时的变化过程如图 6 所示，图中同时绘出实测含水率变化过程曲线。从图中可以看出，非饱和渗流数值计算得到的土体

湿度分布及变化过程和模型试验实测结果基本一致，表明本文采用的二相流数值模型和参数可适用于膨胀土边坡的非饱和渗流计算，具有较高的准确性。

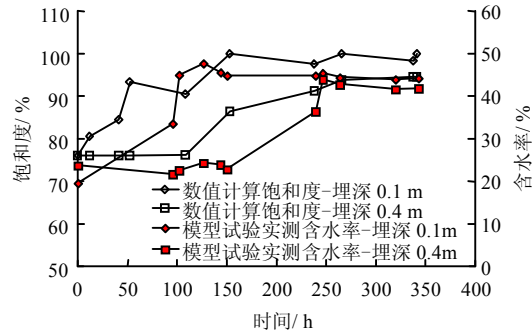


图 6 数值计算饱和度与模型试验实测含水率的对比
Fig.6 Comparison between measured water contents and calculated saturation degrees

图 7 为不同降雨时段对应的边坡湿度场分布云图，图 8 为以边坡中部测点为例示边坡内部非饱和浸润峰面随降雨变化周期的推进过程（图中深色空心线条对应降雨时刻，其中红色实心线条对应降雨间歇期）。从图中可以看出，边坡湿度场的变化与降雨密切相关，降雨期内浅表层土体的暂态饱和区范围明显增大，干/湿土之间的湿润峰面非常明显。降雨持续时间越长，形成的暂态饱和区深度越大。在降雨间歇期，表层土的饱和度反而略有降低，受深层土体吸力的作用，水分继续向下入渗，水力梯度减缓，湿润锋被均化。

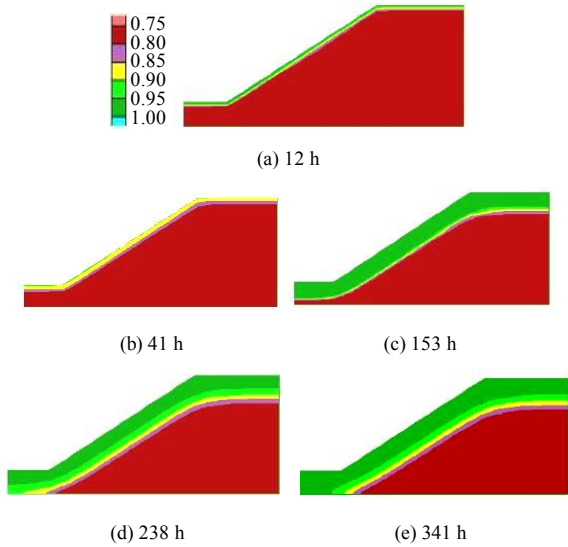


图 7 不同雨时的湿度场分布状态
Fig.7 Distribution of moisture fields at different times

4.2 应力、应变场分析

4.2.1 边界条件和计算参数

耦合计算力学模型网格剖分与二相流模型完全

相同，如图 5 所示。左右边界设定为 X 方向位移约束，底部边界为 X - Y 双向约束。土体采用摩尔-库仑模型（M-C 模型），不考虑土的剪胀性。根据室内物理力学试验结果，概化确定计算参数见表 4。对饱和度达到 95%以上的土体，考虑应变软化效应，根据模型试验滑坡后滑带土的力学试验结果，降低其 M-C 模型参数。

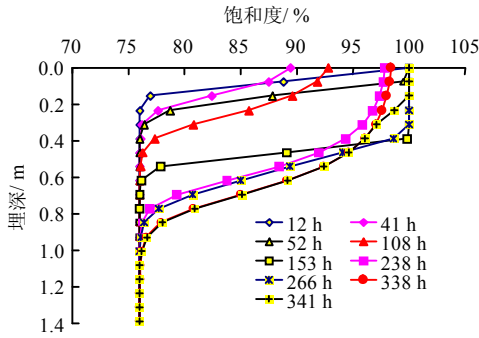


图 8 非饱和浸润峰面随降雨历时的演进过程（边坡中部）
Fig.8 Unsaturated infiltration peak at different times

表 4 数值计算采用的强膨胀土力学强度参数
Table 4 Mechanical strength parameters of expansive soil for numerical analysis

	干密度 ρ_d /(kg/cm^3)	杨氏模量 E/MPa	泊松比 ν	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	剪胀角 $\psi/(^\circ)$	拉伸强度 /kPa
初始	1.60	30	0.3	30	10	0	0
饱和	1.40	10	0.4	20	6	0	0

根据多场耦合分析流程，需要根据式（1）的饱和度和-温度关系将边坡初始含水率场转化为初始温度场，作为耦合力学模型计算的初始条件。

4.2.2 膨胀变形

为便于与模型试验 LVDT 实测得到的典型测点坡面法向膨胀量进行对比，将数值计算得到的相应节点水平/垂直位移根据坡比转换为法向变形量，绘出其变化时程曲线如图 9 所示。由此可见，耦合数值分析得到的边坡膨胀变形量及其发展过程与模型试验测量结果基本一致。在试验初期（0~153 h），计算位移和实测位移的误差小于 8%，到降雨后期，误差有所增大。分析原因是，（1）在于耦合计算的位移精度与非饱和渗流计算时步大小密切相关，误差存在累积效应；（2）模型试验中边坡地基侧边界并非完全刚性约束，而数值分析采用完全位移约束；（3）将数值计算得到的位移分量转化为法向总变形时，没有考虑边坡坡比随变形发展而实际发生变化所带来的计算误差，这种误差在坡脚处更为明显。

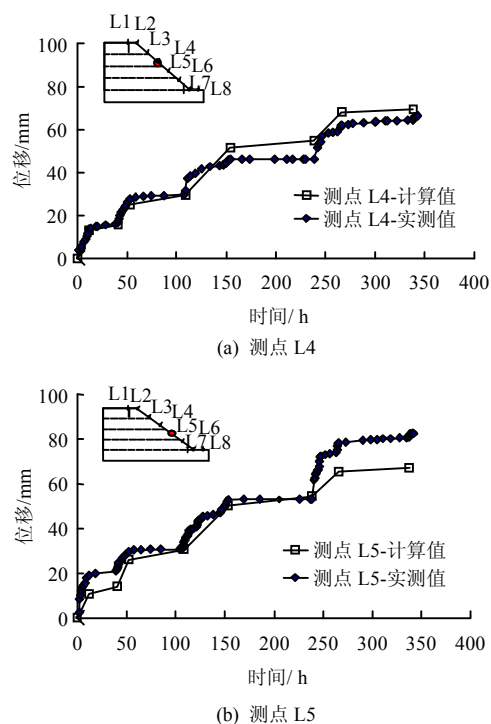
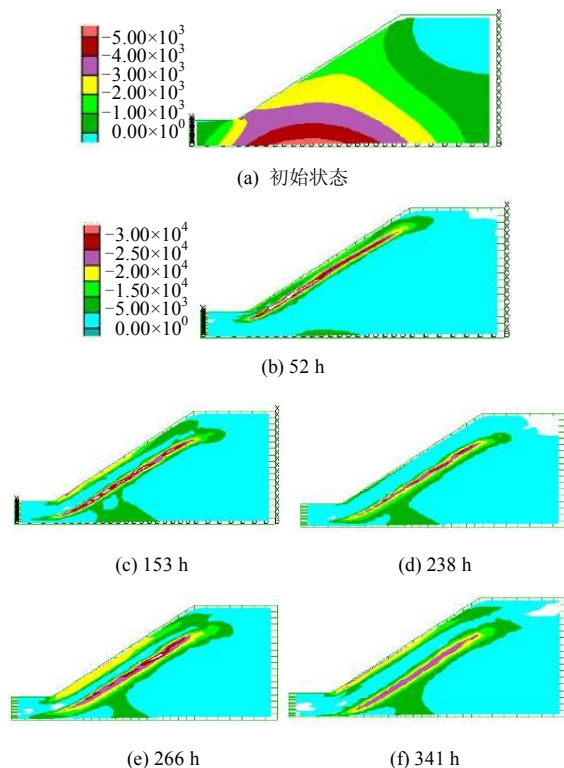


图9 典型部位膨胀变形数值分析与模型试验实测值对比

Fig.9 Comparison of swelling deformations between measurements and simulations typical measurement points

图10 膨胀土边坡的剪应力场 τ_{xy} 分布(单位: Pa)Fig.10 Shear stress field τ_{xy} of expansive soil slope(unit: Pa)

计算位移与实测位移规律的基本一致性,说明本文提出的多场耦合数值分析方法可以准确地模拟

降雨作用下膨胀土边坡性态的变化,可以用来进一步分析并评价边坡的失稳破坏过程。

4.2.3 应力场分布

计算表明,考虑湿度场及膨胀变形耦合后边坡的应力应变场发生重分布。限于篇幅,图10仅绘出典型时段的剪应力分布云图。从计算结果可以看出,

(1) 竖向自重应力变化不大,整体分布状态变化不明显,仅在近坡面附近由于暂态饱和区的扩展,而使局部范围内的竖向应力略有所增大;(2) 大主应力方向发生偏转,基本与坡面平行,且随降雨时段发展,在非饱和-饱和交界区域形成大主应力集中区;(3) 水平应力分布状态明显改变,浅表层饱和区的水平应力迅速增大,并在边坡顶部、坡脚附近形成沿非饱和-饱和交界处的应力集中区,随非饱和浸润峰的推进,水平应力集中区也进一步扩展至相互贯通,最后形成明显的贯穿全坡的集中带;(4) 剪应力集中区首先在边坡中下部、坡脚附近区域形成,降雨期剪应力不仅明显增大(其最大值可增大至初始状态的5倍以上),且在边坡表面和埋深较深处形成2个剪应力集中区,以边坡中部典型部位为例,图11为剪应力随埋深的分布。随非饱和-饱和区的扩展,剪应力集中带也向深部上部扩大,但其峰值略有均化的趋势。边坡下部剪应力明显大于边坡中部。降雨间歇期由于表层土饱和度降低,深部土体饱和度增大,使得剪应力集中区向深部发展,但其最大值较之降雨期有所减小。

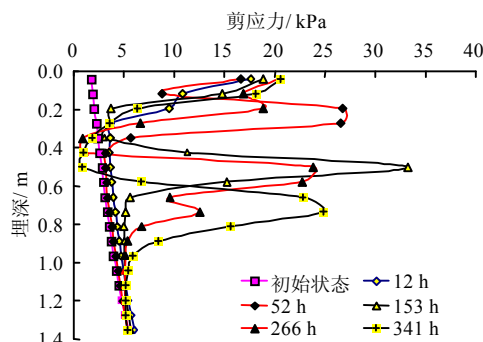


图11 剪应力沿深度的分布(边坡中部)

Fig.11 Distribution of shearing stress along depth (at middle of slope)

4.2.4 边坡稳定性

本文耦合计算时段只模拟到模型试验进行341 h,对应边坡产生较大变形,尚处于临界状态时刻,因此对于边坡稳定性采用应力水平来进行初步判断。图12为若干典型时刻应力水平小于1的区域分布。从图中可以看出,降雨初期边坡下部近坡脚附近首先出现应力水平小于1的局部区域,然后逐

渐向两方延伸, 到 226 h 以后, 临界区已逐渐扩展到从坡脚到边坡中部, 坡面以下埋深约 0.2 m 内范围, 这与模型试验观测到的该时刻边坡浅层出现大量拉裂隙的现象是非常吻合的。降雨间歇期内边坡表层的含水率略有降低, 应力重新调整分布后, 临界区范围有所减小 (341 h 时), 说明边坡的稳定性尚处于动态变化过程中。

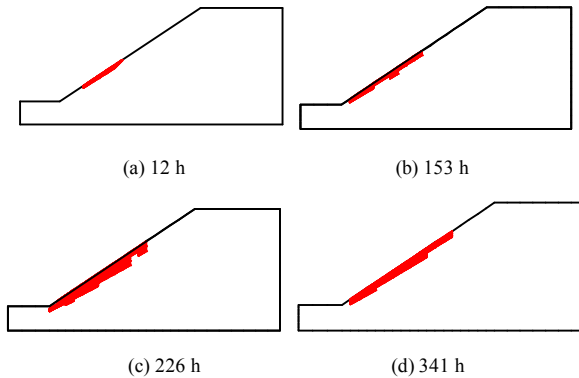


图 12 耦合数值分析的边坡应力水平临界区域分布

Fig.12 Critical zone (stress level less than 1) of expansive soil slope based on multifield coupling numerical analysis

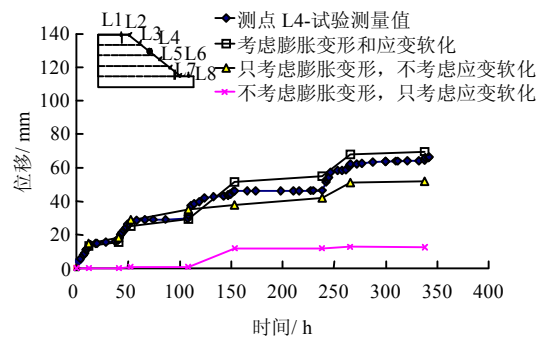
4.3 不同计算模式的对比

实际工况中非饱和膨胀土边坡稳定受多种因素交叉影响, 是典型的多场耦合作用问题。本文提出的湿度场-变形场-应力场耦合分析方法重点考虑了由于湿度变化引起的膨胀变形和土的强度软化效应。通过前述的数值分析与模型试验实测结果对比, 已论证了该方法对膨胀土边坡稳定分析是基本合理准确的。

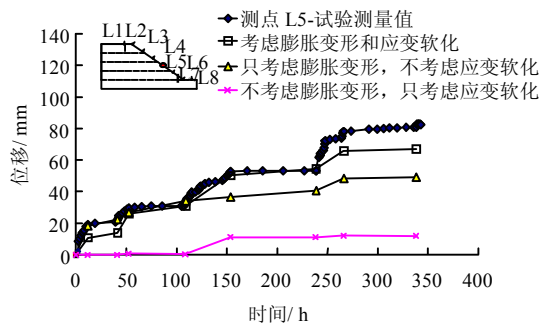
为了进一步比较膨胀变形对膨胀土边坡稳定的重要性, 本文进行了另外两种计算模式的敏感性分析: (1) 不考虑土体应变软化, 仅采用膨胀系数反映膨胀变形; (2) 忽略膨胀变形, 仅考虑土体应变软化效应。由于膨胀变形依托热力学模块进行耦合分析, 因此该模式只采用二相流模型的流-固耦合方式进行计算。

图 13 为不同计算模式下得到的边坡典型测点位移。与实测结果相比可知, 吸湿膨胀变形以及应变软化都对膨胀土边坡稳定分析的准确性具有重要影响, 但二者的影响程度和影响方式略有不同: (1) 忽略膨胀土的吸湿膨胀变形, 仅考虑土强度的降低, 计算得到的边坡变形很小, 这与普通黏土边坡在降雨作用下的力学响应相似, 完全无法模拟出膨胀土边坡在降水作用下变形破坏的逐渐发展过程, 最终导致大大高估边坡稳定性。因此, 对于膨胀土边坡这种浅层渐进性的滑坡, 必须考虑吸湿膨胀变形的

影响。(2) 在降雨初期水分对土体强度特性的影响还不明显的情况下, 不考虑土体强度的软化效应, 仅采用湿度场耦合膨胀变形的计算方法可以基本反映膨胀土边坡变形的发展趋势, 但随着水的影响的进一步加剧, 土体软化效应的重要性逐渐明显, 不考虑土强度的软化就很难如实反映边坡的长期变形和稳定状态。



(a) 测点 L4



(b) 测点 L5

图 13 不同计算模式得到的边坡变形对比

Fig.13 Comparison of swelling deformation of different analysis methods

5 膨胀变形控制下的膨胀土边坡浅层失稳破坏机制

通过膨胀土边坡的大型静力物理模型试验及湿度场-膨胀变形场-应力场多场耦合数值分析, 揭示和阐明了膨胀变形作用是影响膨胀土边坡浅层稳定的制约性因素, 其渐进性失稳破坏机制可阐述如下:

(1) 膨胀土边坡浅层失稳破坏主要受膨胀变形控制, 是膨胀土膨胀性和环境条件综合作用的结果。即便是均质的膨胀土边坡 (不考虑超固结性, 裂隙, 干湿循环等因素), 降雨入渗就可能引起膨胀土边坡的浅表层剪切破坏, 且这种浅层失稳形式具有明显的牵引性和多重滑动性。(2) 水力边界条件变化会引起边坡含水率场发生不均匀分布, 继而引起土体膨胀变形, 边坡内应力应变场重分布, 在非饱和-

饱和和交界区域形成应力集中区,产生局部剪切破坏,并逐渐向边坡深部扩展,最终形成多重剪切面,边坡发生失稳破坏。因此,吸水膨胀性是膨胀土边坡发生浅层滑动的最本质原因,而降雨等因素是提供土体水分发生变化的外部条件。(3) 膨胀土边坡浅层一定范围内土体含水率场分布具有明显的时空不均匀性。降雨导致边坡浅层形成明显的暂态饱和区,降雨持续时间越长,暂态饱和区范围越大。降雨间歇期,暂态饱和区土体的饱和度略有降低,孔隙水压力消散,受深层土体吸力的作用,水分会逐渐向坡体深部和上部扩展,但深部土体含水率的变化较为缓慢。(4) 膨胀土边坡的膨胀变形过程受土体含水率分布的控制,也具有明显的时空不均匀性。不同部位膨胀变形的发生发展过程不同步,且膨胀量大小差异幅度也较大。含水率首先发生变化的边坡中下部土体其膨胀变形量率先增大,导致非饱和-饱和和交界处产生明显的剪切变形,边坡局部产生张拉裂隙,但一段时间内仍可保持边坡的整体稳定。随降雨持续,膨胀变形继续发展,非饱和-饱和和浸润区向边坡深部扩展,交界处的剪切变形进一步增大。

(5) 边坡湿度场变化导致应力-应变场发生重分布,表现为竖向自重应力的整体分布状态变化不大,但边坡内水平应力及剪应力会显著增大,并在边坡内发生重分布,特别会导致边坡坡脚附近首先形成沿饱和-非饱和交界处的应力集中区,发生局部剪切滑动,但一段时间内仍可保持边坡的整体稳定。随非饱和和浸润峰的推进,水平应力集中区和剪应力集中区也进一步扩展至相互贯通,最后形成明显的贯穿全坡的集中带,在坡顶/坡肩附近产生张拉裂隙,最终导致边坡整体滑动,形成多重剪切破坏面,具有明显的牵引式滑动特点。

6 结 论

(1) 膨胀土边坡浅层破坏具有明显的牵引性和多重滑动性,其失稳主要受膨胀变形控制,是膨胀土膨胀性和环境条件综合作用的结果,超固结性、裂隙、干湿循环等因素仅起到一定的促进作用。

(2) 对于膨胀土边坡浅层渐进性失稳破坏,极限平衡分析是无法准确反映其失稳机制的。只有采用考虑湿度场-膨胀变形场-应力场多场耦合作用的数值分析方法,才能合理准确地模拟边坡在水分入渗作用下的变形破坏过程。

(3) 在传统饱和土本构模型基础上,借鉴目前较为成熟的温度应力场数值处理方法,将非饱和和渗流场和膨胀变形场及应力场进行了初步耦合计算,

物理概念清晰、参数易于确定,是一种便于解决工程实践需要的实用数值模型和计算方法。通过对模型试验的仿真模拟,证明这种多场耦合分析模型和方法的可信性和可行性,为深入理解膨胀土边坡浅层失稳破坏机制和稳定性分析提供了理论依据和有效分析手段。

(4) 多场耦合数值分析的关键在于确定湿度场和膨胀变形场之间的关系。基于温度膨胀和湿度膨胀的相似性,借鉴温度应力场的数值处理方法,根据室内无荷/有荷膨胀试验成果,反演得到不同含水率、干密度和荷载作用下的膨胀系数变化规律。在耦合数值计算中采用了低荷载条件下对应的含水率-膨胀系数的线性关系来反映边坡浅层湿度变化引起的膨胀系数的变化规律。

参 考 文 献

- [1] 李青云, 程展林, 龚壁卫, 等. 南水北调中线膨胀土岩地段渠道破坏机制和处理技术研究[J]. 长江科学院院报, 2009, 26(11): 1-9.
LI Qing-yun, CHENG Zhan-lin, GONG Bi-wei, et al. Failure mechanism and treatment technology of expansive soil slope of middle route project of South-North Water diversion[J]. **Journal of Yangtze River Scientific Research Institute**, 2009, 26(11): 1-9.
- [2] 程展林, 李青云, 郭熙灵, 等. 膨胀土边坡稳定性研究[J]. 长江科学院院报, 2011, 28(10): 102-111.
CHENG Zhan-lin, LI Qing-yun, GUO Xi-lin, et al. Study on the stability of expansive soil slope[J]. **Journal of Yangtze River Scientific Research Institute**, 2011, 28(10): 102-111.
- [3] FREDLUND D G, MORGENSTERN N R, WIDGER R A. The shear strength of unsaturated soils[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1978, 15(3): 313-321.
- [4] 袁俊平. 非饱和膨胀土的裂隙概化模型与边坡稳定研究[D]. 南京: 河海大学, 2003.
- [5] 沈珠江, 米占宽. 膨胀土渠道边坡降雨入渗和变形耦合分析[J]. 水利水运工程学报, 2004, 26(3): 7-11.
SHEN Zhu-jiang, MI Zhan-kuan. Coupled analyses of seepage and deformation of expansive soil slopes during rainfall[J]. **Hydro-Science and Engineering**, 2004, 26(3): 7-11.
- [6] 刘华强, 殷宗泽. 膨胀土边坡稳定分析方法研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(5): 1545-1549.
LIU Hua-qiang, YIN Zong-ze. Research on analytical method of stability of expansive soil slope[J]. **Rock and**

- Soil Mechanics**, 2010, 31(5): 1545—1549.
- [7] NG C W W, SHI Q. A numerical investigation of the stability of unsaturated soil slopes subjected to transient seepage[J]. **Computers and Geotechnics**, 1998, 22(1): 1—28.
- [8] CHO S E, LEE S R. Instability of unsaturated soil slopes due to infiltration[J]. **Computers and Geotechnics**, 2001, 28(3): 185—208.
- [9] 陈善雄, 陈守义. 考虑降雨的非饱和土边坡稳定性分析方法[J]. 岩土力学, 2001, 22(4): 447—450.
CHEN Shan-xiong, CHEN Shou-yi. Analysis of stability of unsaturated soil slope due to permeation of rainwater[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2001, 22(4): 447—450.
- [10] 姚海林, 郑少河, 李文斌, 等. 降雨入渗对非饱和膨胀土边坡稳定性影响的参数研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(7): 1034—1039.
YAO Hai-lin, ZHENG Shao-he, LI Wen-bin, et al. Parametric study on the effect of rain infiltration on stability of unsaturated expansive soil slope[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2002, 21(7): 1034—1039.
- [11] 刘义高, 周玉峰, 郑健龙, 等. 增湿条件下膨胀土路堑边坡稳定性数值分析[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(12): 1870—1875.
LIU Yi-gao, ZHOU Yu-feng, ZHENG Jian-long, et al. Numerical analysis of cutting slope stability in expansive soils considering water-increased state[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2007, 29(12): 1870—1875.
- [12] DYE H B, HOUSTON S L, WELFERT B D. Influence of unsaturated soil properties uncertainty on moisture flow modeling[J]. **Geotechnical and Geological Engineering**, 2011, 29(2): 161—169.
- [13] HOSSAIN J. Geohazard potential of rainfall induced slope failure on expansive clay[D]. Texa: The University of Texas, 2012.
- [14] 陈铁林, 周成, 沈珠江. 黏土变形特性分析[J]. 岩土力学, 2004, 25(4): 522—528.
CHEN Tie-lin, ZHOU Cheng, SHEN Zhu-jiang. Analysis of deformation characteristics of clay[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(4): 522—528.
- [15] 王铁行, 李宁, 谢定义, 等. 土体水热力耦合问题研究意义、现状及建议[J]. 岩土力学, 2005, 26(3): 488—493.
WANG Tie-hang, LI Ning, XIE Ding-yi, et al. Necessity and means in research on soil coupled heat-moisture-stress issues[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(3): 488—493.
- [16] 詹良通. 非饱和膨胀土边坡中土水相互作用机制[J]. 浙江大学学报(工学版), 2006, 40(3): 494—500.
ZHAN Liang-tong. Study on soil-water interaction in unsaturated expansive soil slope[J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2006, 40(3): 494—500.
- [17] ALONSO E E, VAUNAT J, GENS A. Modelling the mechanical behaviour of expansive clays[J]. **Engineering Geology**, 1999, 54(1): 173—183.
- [18] 卢再华, 陈正汉, 方祥位, 等. 非饱和膨胀土的结构损伤模型及其在土坡多场耦合分析中的应用[J]. 应用数学和力学, 2006, 27(7): 781—788.
LU Zai-hua, CHEN Zheng-han, FANG Xiang-wei, et al. Structural damage model of unsaturated expansive soil and its application in multi-field couple analysis on expansive soil slope[J]. **Applied Mathematics and Mechanics**, 2006, 27(7): 781—788.
- [19] 缪协兴, 杨成永, 陈至达. 膨胀岩体中的湿度应力场理论[J]. 岩土力学, 1993, 14(4): 49—55.
MIAO Xie-xing, YANG Cheng-yong, CHEN Zhi-da. Humidity stress field theory in swelling rock mass[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 1993, 14(4): 49—55.
- [20] CHENG Zhan-lin, DING Jin-hua, RAO Xi-bao, et al. Physical model tests of expansive soil slope[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(4): 716—723.