

折减吸力在非饱和土土压力和膨胀量 计算中的应用

陈铁林¹, 陈生水², 章为民², 王年香²

(1. 北京交通大学, 北京 100044; 2. 南京水利科学研究院, 江苏 南京 210024)

摘要: 根据变形等效原则介绍确定折减吸力的具体方法, 采用折减吸力代替真实吸力进行非饱和土土压力系数和膨胀量的计算, 计算不同水位条件下非饱和土的静止土压力、主动土压力、被动土压力以及不同水位条件下非饱和土的膨胀量和降雨条件下非饱和土的膨胀量。计算结果合理地反映了非饱和土土压力和膨胀量的分布趋势。将计算结果与离心模型试验和模型槽试验结果进行对比, 两者具有很好的一致性。

关键词: 土力学; 非饱和土; 折减吸力; 土压力; 膨胀量

中图分类号: TU 43

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2008)增 2 - 3341 - 08

APPLICATION OF REDUCED SUCTION TO EARTH PRESSURE CALCULATION OF UNSATURATED SOILS AND SWELL INCREMENT

CHEN Tielin¹, CHEN Shengshui², ZHANG Weimin², WANG Nianxiang²

(1. Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China; 2. Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing, Jiangsu 210024, China)

Abstract: A method of determination of reduced suction based on the principle of equivalence of deformation is introduced; and the reduced suction is used as an essential variable in the earth pressure calculation of unsaturated soils on retaining wall and swell increment. The rest soil pressure, active soil pressure, passive soil pressure of unsaturated soil under different water table conditions, and swell increment of unsaturated soil under different water level conditions and swell increment that are caused by rainfall have been considered. The calculation results have rationally reflected the distribution trend of unsaturated soil pressure and swell increment. Comparing the calculation results with the results of centrifugal model test and the model trough test, it is found that they have very good consistency. Calculation results also verify the proposed formulation.

Key words: soil mechanics; unsaturated soils; reduced suction; earth pressure; swell increment

1 引言

土压力是土力学最基本的问题之一, 著名的朗肯土压力理论建立于 1857 年, 是后来许多土压力理论的基础, 也是目前工程中最常用的理论之一。非

饱和土在世界上分布广泛, 尽管非饱和土土力学的研究已有了很大进展, 但是目前对非饱和土作用于工程结构上的土压力的研究资料还很少。尽管基于非饱和土土力学理论, 得到了扩展的朗肯土压力理论^[1], 但是对于非饱和土的土压力, 人们目前仍然常常使用朗肯土压力理论。这是因为扩展的朗肯土

收稿日期: 2007 - 08 - 27; **修回日期:** 2007 - 11 - 20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50779039); 交通部西部建设资助项目(200231874616); 南京水利科学研究院基金资助项目(Y30401)

作者简介: 陈铁林(1970 -), 男, 博士, 1993 年毕业于淮南矿业学院采矿工程专业, 现任副教授, 主要从事岩土材料本构模型和土工数值计算方面的研究工作。E-mail: egotlchen@163.com

压力理论在研究和工程应用方面主要有以下几个致命弱点^[2]: (1) 非饱和土土力学理论不成熟; (2) 计算参数量测比传统土压力理论参数难度大; (3) 非饱和土的参数测量的费用远高于传统土压力理论参数测量费用; (4) 没有建立起非饱和土土力学计算结果与工程安全的关系, 缺乏足够数量的工程实践。

尽管从 20 世纪 30 年代起人们就开始对非饱和土进行研究, 但由于难度大, 进展缓慢, 在 70 年代以前, 有关非饱和土的研究停留在资料的积累和探索阶段。其中对非饱和土有效应力的研究不能不说是走了一段弯路^[3]。

非饱和土力学的发展是围绕吸力这一基本概念而开展的。首先是 20 世纪 60 年代以 Bishop 为代表的对非饱和土有效应力的研究, 把吸力作为有效应力的一部分。后来, Fredlund 提出净应力和吸力双变量理论, 把吸力看作一个独立变量。经过 30 a 的不懈努力, 确立了吸力是控制非饱和土的强度、变形和渗流过程的一个关键因素的概念, 并且提出了建立在双变量理论基础上的本构模型和非饱和土固结理论。但是, 建立在吸力概念上的非饱和土力学始终停留在学院式研究的阶, 未能在实践中得到广泛的应用, 典型的如非饱和土弹塑性模型。究其根本原因, 在于吸力量测的困难^[4]。虽然吸力量测技术有了很大的发展^[5~7], 但此问题并没有完全解决。

双变量理论最早于 1961 年由 J. Coleman 和 D. Russamk^[8]提出, 可是, 鉴于有效应力理论在饱和土领域取得的成功, 许多人致力于寻找一种单一的有效应力变量。这就导致大量非饱和土有效应力公式的出现, 表 1 总结了一些非饱和土有效应力表达式, 其中最著名的是 Bishop 公式^[9], 即

$$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w) \quad (1)$$

Bishop 是根据混合流体理论提出这个表达式的, 并未充分认识水气界面的表面张力作用, 且其中 χ 值的物理意义没有明确的定义, 因此其后受到了不少同行的质疑和评论。

通过长期的争论, 土力学家已经达成共识, 对非饱和土一般情况下需要用双变量来描述, 但在一定的条件下基于有效应力原理的单变量理论仍有一定的实用价值^[10, 11]。

由于饱和土力学较成熟, 在工程中应用也较成功, 而且已积累了很多经验, 工程师们应用现有的

表 1 一些非饱和土有效应力表达式

Table 1 Expression formulae of certain unsaturated soils

表达式	说明	研究者(时间)
$\sigma' = \sigma - \beta' u_w$	β' 为结合系数	Croney (1952)
$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w)$	χ 为与饱和度有关的参数	Bishop (1959)
$\sigma' = \sigma + \psi p^n$	p^* 为孔隙水压力差值, ψ 为参数	Aitchison (1961)
$\sigma' = \sigma - u_a + \chi_m(h_m + u_a) + \chi_s(h_s + u_a)$	h_m, h_s 分别为基质吸力和溶质吸力; χ_m, χ_s 为对应参数	Richards (1966)
$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w) - R' + \gamma T_s$	R' 为渗析吸力, γT_s 为水气界面应力	Allan, Sridharan (1987)
$\sigma' = \sigma - u_a + \int_{\theta}^{\theta_s} \left(\frac{\theta - \theta_r}{1 - \theta_r} \right)^p du_s$	u_s 为基质吸力; θ, θ_r 分别为体积含水量和残余含水量; p 为常数	Fredlund (1995)

土力学已十分习惯, 因此在饱和土力学基础上建立的非饱和土力学, 易于被工程界接受, 并在工程中推广应用。把非饱和土的研究尽量与现有的饱和土力学的原理、方法和成果联系起来, 即在现有饱和土的有关原理的基础上考虑一定的非饱和土特性指标, 形成修正的新公式, 以便尽快在工程实际问题中得到应用, 也已经成为了非饱和土的一种研究方法^[12]。

另外, 非饱和土测试技术, 尤其是可靠与简便的吸力测试技术是至关重要的, 由于非饱和土性质的复杂性, 要完全从理论上探究, 有时是十分困难的。根据试验成果发现规律性的东西, 然后通过理论加以解释, 这是必要的途径。非饱和土的核心变量——吸力的测试技术和预测方法不解决好, 非饱和土在实际中的应用就会受到影响。鉴于非饱和土力学发展的困难, 一些学者^[4, 12]也在思索非饱和土力学的实用化之路。

为了避免真实吸力量测的困难, 本文采用折减吸力代替真实吸力进行非饱和土土压力系数和膨胀量的计算。

2 有效应力与折减吸力

非饱和土的有效应力一般采用式(1)进行计算。定义折减吸力的表达式^[10, 13]如下:

$$\bar{s} = \chi(u_a - u_w) \quad (2)$$

则折减系数的表达式为

$$\chi = \frac{\bar{s}}{s} \tag{3}$$

式中: s 为实际的基质吸力, $s = u_a - u_w$ 。

折减系数 χ 随吸力或饱和度的变化规律可以通过饱和土的压缩 - 回弹曲线与非饱和土的干缩 - 湿胀曲线的对比试验求得(见图 1)。设 p 和 s 分别为同一孔隙比下饱和土所受的压力和非饱和土所受的吸力, 则折减系数将为 $\chi = p/s$, 或写成一般形式:

$$\chi = f(s) \tag{4}$$

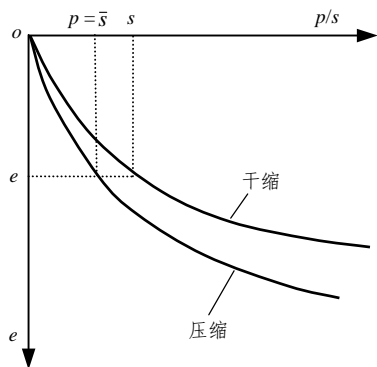


图 1 折减吸力的确定

Fig.1 Determination of reduced suction

当 s 与饱和度 S_r 的关系已知时, χ 也可以表示为 S_r 的函数。或者, 在试验中直接量测饱和度^[14], 就可以避免直接量测吸力。

但是, 正像 s - S_r 曲线在失水阶段和吸水阶段可能不同一样, χ 的变化规律对 2 个阶段也可能是不同的。折减吸力的物理意义是对变形有效的那部分基质吸力。折减系数的物理意义是对变形有效的基质吸力占总基质吸力的比值。

3 非饱和土静止土压力系数

假设吸力在各个方向上产生的变形是一样的, 根据广义虎克定律采用净应力 $(\sigma - u_a)$ 和基质吸力 $(u_a - u_w)$, 得出非饱和土的弹性本构表达式如下:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_x - u_a}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_y + \sigma_z - 2u_a) + \frac{u_a - u_w}{H} \\ \varepsilon_y &= \frac{\sigma_y - u_a}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_x + \sigma_z - 2u_a) + \frac{u_a - u_w}{H} \\ \varepsilon_z &= \frac{\sigma_z - u_a}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_y + \sigma_x - 2u_a) + \frac{u_a - u_w}{H} \end{aligned} \right\} \tag{5}$$

式中: H 为与基质吸力 $(u_a - u_w)$ 有关的弹性模量, E 为与净应力 $(\sigma - u_a)$ 有关的弹性模量。

根据非饱和土弹性本构关系, 水平向的应力 - 应变关系可表示为

$$\varepsilon_h = \frac{\sigma_h - u_a}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_v + \sigma_h - 2u_a) + \frac{u_a - u_w}{H} \tag{6a}$$

假设水平向的应变为 0, 由式(6)可以得出净水平应力和竖向应力的关系:

$$u_h - u_a = \frac{\mu}{1 - \mu}(\sigma_v - u_a) - \frac{E}{(1 - \mu)H}(u_a - u_w) \tag{6b}$$

根据非饱和土静止土压力系数的定义^[11], 由式(6b)可求出静止土压力系数为

$$K_0 = \frac{\mu}{1 - \mu} - \frac{E}{(1 - \mu)H} \frac{u_a - u_w}{u_v - u_a} \tag{6c}$$

当基质吸力为 0 时, 式(6c)就变为饱和土的静止土压力公式。饱和土的静止土压力系数只与泊松比有关, 式(6c)表明非饱和土的静止土压力不仅与泊松比有关, 还与变形模量以及吸力和垂直向的净应力的比值有关。

以上是采用双变量推导的非饱和土静止土压力公式, 由于 E 和 H 难于量测和吸力量测的困难, 上式不便采用。下面采用折减吸力推导非饱和土的静止土压力表达式。因为吸力只产生球应变, 用折减吸力表示的非饱和土的弹性本构表达式如下:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_x - u_a + \bar{s}}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_y + \sigma_z - 2u_a) \\ \varepsilon_y &= \frac{\sigma_y - u_a + \bar{s}}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_x + \sigma_z - 2u_a) \\ \varepsilon_z &= \frac{\sigma_z - u_a + \bar{s}}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_y + \sigma_x - 2u_a) \end{aligned} \right\} \tag{7}$$

式中: E 为与有效应力有关的弹性模量, 而不再是与净应力有关的弹性模量。

根据式(7), 水平向的应力 - 应变关系可表示为

$$\varepsilon_h = \frac{\sigma_h - u_a + \bar{s}}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_v + \sigma_h - 2u_a) \tag{8a}$$

由式(8a)可以得出净水平应力和竖向应力的关系:

$$u_h - u_a = \frac{\mu}{1 - \mu}(\sigma_v - u_a) - \frac{\bar{s}}{1 - \mu} \tag{8b}$$

静止土压力系数为

$$K_0 = \frac{\mu}{1 - \mu} - \frac{1}{1 - \mu} \frac{\bar{s}}{u_v - u_a} \tag{8c}$$

式(8c)表明, 非饱和土的静止土压力系数和折减吸力有关。

对比式(6)和(8), 考虑到 $\bar{s} = \chi(u_a - u_w)$, 可得

$$\chi = \frac{E}{H}$$

即

$$s/H = \bar{s}/E \tag{9}$$

式(9)左边为吸力产生的变形, 右边为折减吸力产生的变形, 当 E 为饱和土的弹性模量时, \bar{s} 就等于饱和土承受的相应有效应力 p 。式(9)也表明折减系数的大小可以通过变形等效原理来测量。

用变形等效的方法, 对某非饱和土进行试验,

获得 χ 的具体表达式为 $\chi = \left(\frac{s}{s_e}\right)^{-m}$, $s_e = 0.2 \text{ kPa}$,

$m = 0.5$, $\mu = 0.35$, $\rho = 1886 \text{ kg/m}^3$ 。另外, 采用 $E/H = 0.17$, 进行对比计算。

根据地下水位的不同, 假定负孔隙水压力与地下水位以上的距离呈线性变化。采用变量 f_w 使孔隙水压力能够用静水压力的倍数表示, $f_w > 1$ 表示负孔隙水压力大于负静水压力。土中任意深度处的吸力^[1]可以表示为

$$(u_w - u_a)_z = f_w \rho_w g (D - z) \tag{10}$$

式中: D 为地下水深度, z 为距地面距离。本文计算中取 $f_w = 1$ 。

图2给出了静止土压力系数与深度的关系, 随

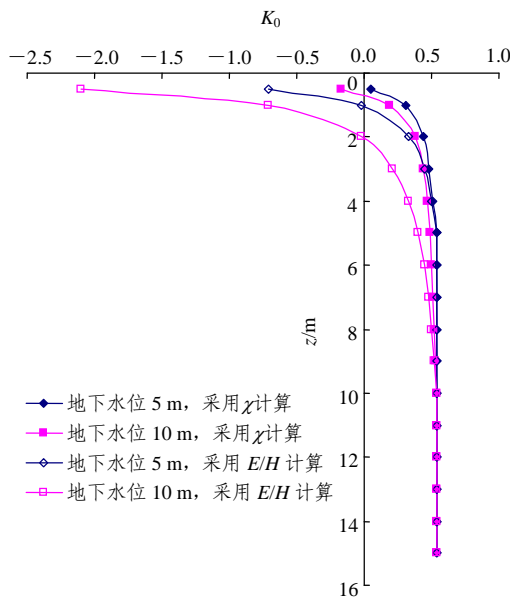


图2 静止土压力系数与深度的关系

Fig.2 Relationship between rest earth pressure coefficient and depth

着深度的增加, 非饱和土的静止土压力系数逐渐趋向饱和土的静止土压力系数。2种计算方法得出的结果在土层的浅部相差较大。

当土中存在基质吸力时, 水平应力会减小, 并和深度有关。在较浅处, 不大的基质吸力就可以使水平净应力变为 0, 甚至于变为负。如果土体承受不了拉应力, 便会从地面开始产生裂缝。

图3给出了开裂深度与地下水位的关系, 采用 E/H 时开裂深度随地下水位的下降而直线上升, 显然与实际情况不符合。当地下水位为 10 m 时, 开裂深度达到 2 m 以上。采用折减吸力计算时, 随着深度的增加, 吸力的影响逐渐减小, 开裂深度增加的趋势也逐渐减缓。

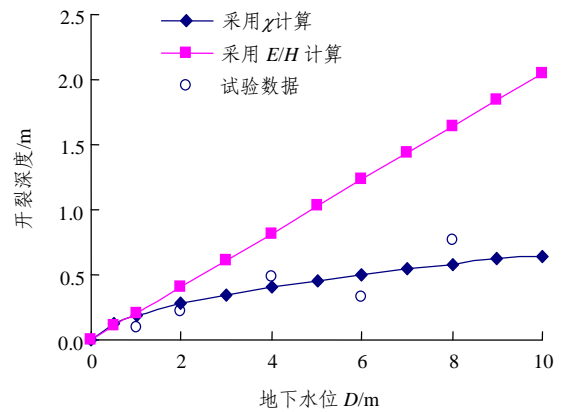


图3 开裂深度与地下水位的关系

Fig.3 Relationship between fracture depth and groundwater level

对上述试验中采用的非饱和土进行离心模型试验, 测定裂缝深度和地下水位的关系。计算结果与采用离心模型试验所获得的结果比较一致(见图3), 显然比较符合实际情况。图4给出了离心模型试验照片。

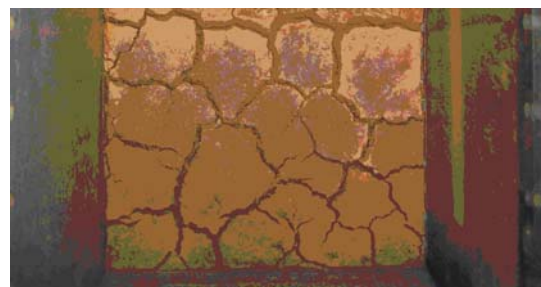


图4 离心模型试验照片

Fig.4 Photo of centrifugal model test

4 非饱和土主动与被动土压力系数

4.1 非饱和土强度公式

非饱和土强度公式:

$$\tau = c' + \sigma' \tan \varphi' \tag{11}$$

折减吸力表示的非饱和土有效应力公式:

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \bar{s} \tag{12}$$

将式(12)代入式(11), 可得

$$\tau = c' + (\sigma - u_a + \bar{s}) \tan \varphi' \tag{13}$$

式(13)可以写为

$$\tau = c + (\sigma - u_a) \tan \varphi' \tag{14}$$

其中,

$$c = c' + \bar{s} \tan \varphi' \tag{15}$$

将非饱和土主动土压力和被动土压力公式^[1]中的中黏聚力采用式(15), 即可以获得采用折减吸力表示的非饱和土主动土压力和被动土压力公式。

式(14)实际上是假定吸力对土体抗剪强度有贡献全部体现在表观黏聚力的增加, 这样土压力系数的计算公式的形式与饱和土是一致的^[9]。

4.2 非饱和土主动土压力系数

采用折减吸力表示的非饱和土主动土压力公式为

$$\sigma_h - u_a = (\sigma_v - u_a) \frac{1}{N_\varphi} - 2c \frac{1}{\sqrt{N_\varphi}} \tag{16}$$

采用折减吸力表示的非饱和土主动土压力系数公式为

$$K_a = N_\varphi - \frac{2c}{\sigma_v - u_a} \sqrt{N_\varphi} \tag{17}$$

其中,

$$N_\varphi = \tan^2 \left(45 - \frac{\varphi'}{2} \right)$$

4.3 非饱和土被动土压力系数

采用折减吸力表示的非饱和土被动土压力公式:

$$\sigma_h - u_a = (\sigma_v - u_a) N_\varphi + 2c \sqrt{N_\varphi} \tag{18}$$

采用折减吸力表示的非饱和土被动土压力系数公式:

$$K_p = N_\varphi + \frac{2c}{\sigma_h - u_a} \sqrt{N_\varphi} \tag{19}$$

其中,

$$N_\varphi = \tan^2 \left(45 + \frac{\varphi'}{2} \right)$$

取 $c' = 6 \text{ kPa}$, $\varphi' = 22^\circ$, 其他参数与上例相同, 采用式(17), (19)计算。图 5, 6 分别为计算所得非饱和土主动和被动土压力系数与深度关系。

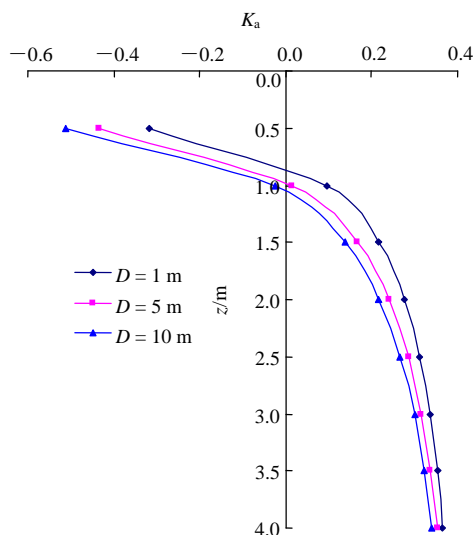


图 5 主动土压力系数与深度关系

Fig.5 Relationship between active earth pressure coefficient and depth

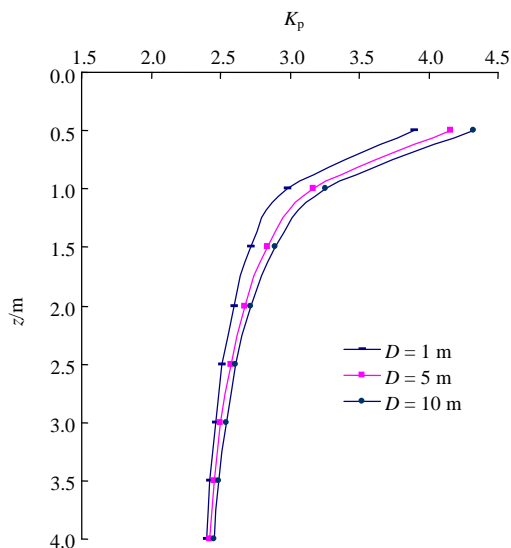


图 6 被动土压力系数与深度关系

Fig.6 Relationship between passive earth pressure coefficient and depth

从图 5, 6 中可以看出, 地下水位对非饱和土的主动土压力系数和被动土压力系数的影响主要表现在土层的浅部的部位, 在土层的深部产生的影响较

小。吸力影响较为显著的部位处于距地表 2 m 以内的范围。非饱和土层中吸力增大，主动土压力系数降低，而被动土压力系数增加。

在土的表层，主动土压力系数为负值，当地下水位从 5 m 变到 10 m 时，在地表 0.5 m 处主动土压力系数由 -0.434 变到 -0.512；被动土压力系数变化比较大的部位也是在地表的表层，最大值达到 4 以上。

总的来说，吸力对非饱和土土压力系数的影响主要表现在土的表层；相对来说地下水位对非饱和土静止土压力系数的影响较大，而对非饱和土主、被动土压力的影响较小。

5 采用折减吸力对膨胀量的预测

图 7 给出了膨胀量预测示意图。在应力历史上土体首先沉积($o \rightarrow a$)，然后经历侵蚀作用($a \rightarrow b$)，再经历干缩作用($b \rightarrow c$)。在实际中，以上过程可能是多次发生的。为表达方便，图 7 中假设干缩和湿胀曲线重合。

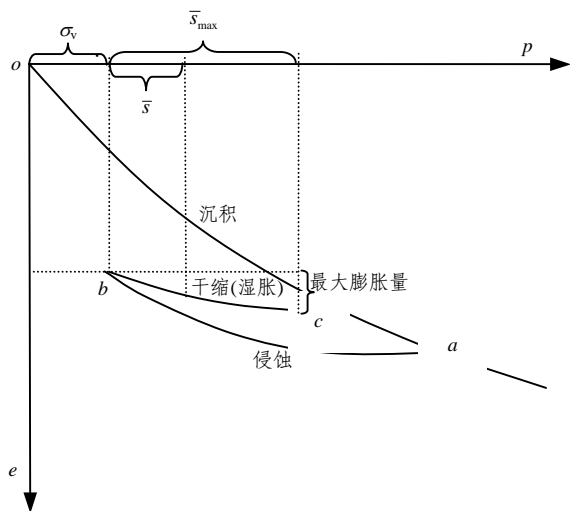


图 7 膨胀量预测示意图

Fig.7 Scheme of swell increment prediction

求出和干缩吸力 s_{max} 相对应的折减吸力 \bar{s}_{max} ，就可以求非饱和土吸力丧失后最大膨胀。也就是把干缩吸力 s_{max} 的作用转化为与之等价的上覆压力的作用，求出吸力丧失后能达到的最大膨胀量。

每一分层的最大膨胀量：

$$d_i = \frac{C_s}{1+e_0} h_i \lg \frac{\sigma_v + \bar{s}_{max}}{\sigma_v} \quad (20)$$

式中： C_s 为膨胀指数， h_i 为土层分层厚度， e_0 为初始孔隙比， σ_v 为上覆压力。总最大膨胀量可表示为

$$d = \sum d_i \quad (21)$$

确定 \bar{s}_{max} 的大小以后就可进行膨胀量的计算。如果土体中仍保持一定吸力的，则其膨胀量还未达到最大膨胀量，这时可以采用下式计算：

$$d_i = \frac{C_s}{1+e_0} h_i \lg \frac{\sigma_v + \bar{s}}{\sigma_v + \bar{s}_{max}} \quad (22)$$

假设最大吸力 $s_{max}=100$ kPa，分层厚度为 0.5 m， $C_s=0.1$ ， $e_0=1.0$ ，土体完全饱和后，图 8 给出了分层膨胀量与深度的关系。地表 0.5 m 处总膨胀量为 8.86 cm。从图 8 中可以看出，膨胀主要发生在地表 4 m，特别是地表 2 m 以内的部位。随着深度的增加，在上覆压力的作用下，膨胀量逐渐减小。

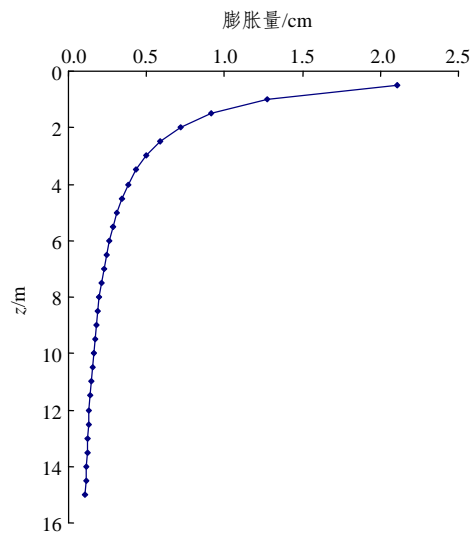


图 8 分层膨胀量与深度的关系

Fig.8 Relationship between laminar swell increment and depth

对非饱和土浸水膨胀变形进行大型模型槽试验^[15]。该模型槽的内部尺寸为 10.0 m×2.5 m×4.1 m (长×宽×高)。分别进行了浸水以后土体完全饱和、表面降雨、地下水位上升试验。图 9 给出了模型槽试验照片。

对试验采用的非饱和土进行测定，获得 χ 的具体表达式为 $\chi = \left(\frac{s}{s_e} \right)^{-m}$ ， $s_e=0.2$ kPa， $m=0.3$ ， $\rho=1800$ kg/m³， $C_s=0.1$ ， $e_0=1.0$ 。采用以上参数和本



图 9 模型槽试验照片
Fig.9 Photo of model trough test

文提出的方法进行计算。图 10 给出了土体浸水后完全饱和的计算值和试验值对比, 可以看出, 计算值和试验值较为吻合。

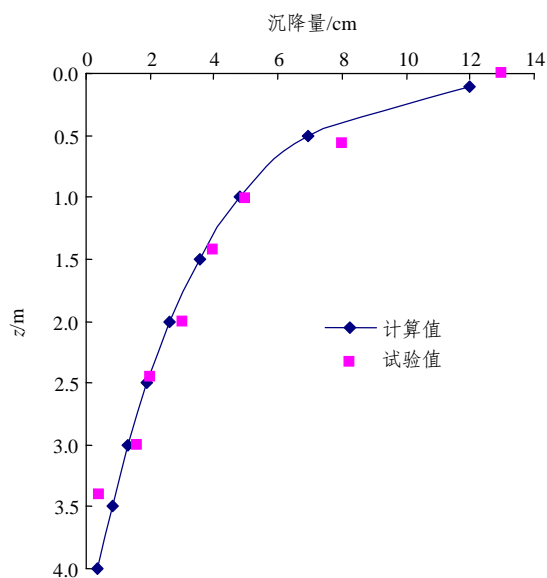


图 10 完全饱和后沉降量与深度的关系
Fig.10 Relationship between settlement and depth caused by saturation

图 11 给出了地下水位由 4 m 上升到 3 m 造成的沉降量随深度的关系。试验中在地表 1 m 的范围内, 土层表现为整体的抬升。这一点与计算规律不相同, 主要是因为计算中假定吸力随地层深度呈线性变化所致, 也表明了地下水位上升的过程中吸力的变化可能不是线性的。

降雨试验中, 降雨以后土体表面 1 m 范围内完全饱和, 吸力为 0, 在此深度一下按式(10)计算吸力。图 12 给出了降雨造成的膨胀量与深度的关系, 可以

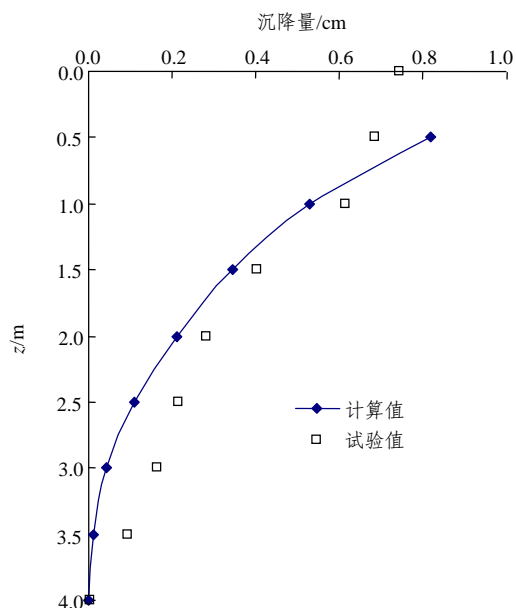


图 11 地下水位上升造成的沉降量与深度的关系
Fig.11 Relationship between settlement and depth caused by rise of groundwater level

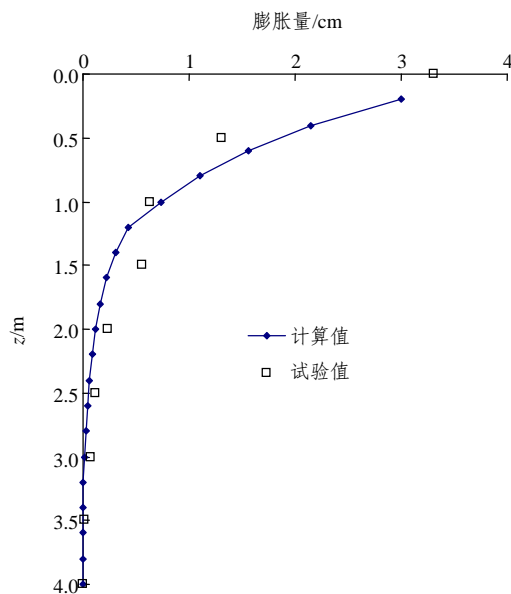


图 12 降雨造成的膨胀量与深度的关系
Fig.12 Relationship between swell increment and depth caused by rainfall

看出其计算值与试验值也较为吻合。

6 结 论

鉴于非饱和土研究中遇到的困难, 为了避免吸力量测的困难, 本文尝试采用折减吸力代替真实吸力进行非饱和土土压力系数和膨胀量的计算。计算

了不同条件下非饱和土的静止土压力、主动土压力、被动土压力以及不同条件下非饱和土的膨胀量。计算结果合理地反映了非饱和土土压力和膨胀量的分布趋势。将计算结果与离心模型试验和模型槽试验结果进行对比发现,两者具有很好的一致性。

参考文献(References):

- [1] FREDLUND D G, RAHARDJO H. 非饱和土土力学[M]. 陈仲颐, 张在明, 陈愈炯, 等译. 北京: 中国建筑工业出版社, 1993. (FREDLUND D G, RAHARDJO H. Soil mechanics for unsaturated soils[M]. Translated by CHEN Zhongyi, ZHANG Zaiming, CHEN Yujong, et al. Beijing: China Architecture and Building Press, 1993.(in Chinese))
- [2] 姚攀峰, 张明, 戴荣, 等. 非饱和土的广义朗肯土压力[J]. 工程地质学报, 2004, 12(3): 285 - 291.(YAO Panfeng, ZHANG Ming, DAI Rong, et al. Generic Rankine theory for unsaturated soils[J]. Journal of Engineering Geology, 2004, 12(3): 285 - 291.(in Chinese))
- [3] 蒋彭年. 非饱和土工程性质简论[J]. 岩土工程学报, 1989, 11(6): 39 - 59.(JIANG Pengnian. On the engineering properties of unsaturated soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1989, 11(6): 39 - 59.(in Chinese))
- [4] 沈珠江. 非饱和土力学实用化之路探索[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(2): 256 - 259.(SHEN Zhujiang. Exploitation of practical use of unsaturated soil mechanics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(2): 256 - 259.(in Chinese))
- [5] 王钊, 邹维列, 李侠. 非饱和土吸力测量及应用[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2004, 36(2): 1 - 6.(WANG Zhao, ZOU Weilie, LI Xia. Measurement and application of suction in unsaturated soils[J]. Journal of Sichuan University(Engineering Science), 2004, 36(2): 1 - 6.(in Chinese))
- [6] 龚壁卫, 宋建平, 周武华. 非饱和土的吸力测试与现场观测技术[J]. 地下空间与工程学报, 2006, 2(6): 1 020 - 1 024.(GONG Biwei, SONG Jianping, ZHOU Wuhua. Observation and measurement technology of matrix suction of unsaturated soils in situ[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, 2(6): 1 020 - 1 024.(in Chinese))
- [7] RIDLEY A M, BURLAND J B. A new instrument for the measurement of soil moisture suction[J]. Geotechnique, 1993, 43(2), 321 - 324.
- [8] COLEMAN J, RUSSAMK D. Some uses of stress and strain invariants in the thermodynamic study of soils[J]. Geotechnique, 1961, 11(1): 29 - 36.
- [9] BISHOP A W, BLIGHT G E. Some aspects of effective stress in saturated and unsaturated soils[J]. Geotechnique, 1963, 13(3): 177 - 197.
- [10] SHEN Z J. Reduced Suction and simplified consolidation theory for expansive soils[C]// Proc. First Int. Conf. on Unsaturated Soils. Rotterdam: A. A. Balkema, 1995: 1 533 - 1 540.
- [11] 沈珠江. 理论土力学[M]. 北京: 水利水电出版社, 2000.(SHEN Zhujiang. Theoretical soil mechanics[M]. Beijing: China Water Power Press, 2000.(in Chinese))
- [12] 包承纲, 詹良通. 非饱和土性状及其与工程问题的联系[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(2): 130 - 136.(BAO Chenggang, ZHAN Liangtong. Relationship between unsaturated soil behavior and engineering problems[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(2): 130 - 136.(in Chinese))
- [13] 沈珠江. 非饱和土简化固结理论及其应用[J]. 水利水运工程学报, 2003, (4): 1 - 6.(SHEN Zhujiang. Simplified consolidation theory for unsaturated soils and its application[J]. Hydro-science and Engineering, 2003, (4): 1 - 6.(in Chinese))
- [14] 沈珠江, 孙大伟. 超固结土变形和稳定的折减吸力算法[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(1): 105 - 109.(SHEN Zhujiang, SUN Dawei. Deformation and stability analysis of over-consolidated soils based on reduced suction concept[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(1): 105 - 109.(in Chinese))
- [15] 王年香, 章为民, 顾行文. 膨胀土公路构造物地基与基础相互作用大型物理模型试验研究[R]. 南京: 南京水利科学研究所, 2006.(WANG Nianxiang, ZHANG Weimin, GU Xingwen. The large-scale physical model experimental study on interaction of ground and basic of expansive soil highway construct[R]. Nanjing: Nanjing Hydraulic Research Institute, 2006.(in Chinese))