

非饱和土的修正 SFG 模型研究

刘艳^{1,2}, 赵成刚², 韦昌富^{1*}

(1. 中科院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点试验室, 湖北 武汉 430071; 2. 北京交通大学土建学院岩土所, 北京 100044)

摘要: 从非饱和土的有效应力出发, 对 SFG 模型进行了修正, 将饱和度的影响引入到了模型当中, 使得模型在不增加参数的同时可以反映更多的实验现象。首先简单介绍了 SFG 模型。然后以功的表达式推导得到的非饱和土有效应力为基础给出了非饱和土的体变方程, 在饱和阶段该方程可以自动退化为饱和土的体变方程。结合土水特征曲线方程, 推导得到了修正模型的加载湿陷屈服面方程, 由此得到的屈服面方程不仅是吸力的函数, 同时也是饱和度的函数。屈服面可以连续光滑地从饱和状态过渡到非饱和状态, 并可以预测干燥时出现塑性变形的现象。此外它还可以反映 SFG 模型无法反映的现象, 即考虑饱和度的影响, 对于吸力相同饱和度不同的土样, 给出的屈服应力将不同。最后利用已有试验数据对修正模型进行了验证, 说明了修正模型与试验结果是相符的。

关键词: 非饱和土; SFG 模型; 饱和度; 有效应力

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2012)08-1458-06

作者简介: 刘艳(1983-), 女, 博士后, 主要从事非饱和土力学方面的研究工作。E-mail: 05115257@bjtu.edu.cn。

Modified SFG model for unsaturated soils

LIU Yan^{1,2}, ZHAO Cheng-gang², WEI Chang-fu¹

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

Abstract: A modified SFG model is developed based on the principle of effective stress. With the effective stress of unsaturated soils deduced from the expression of input work, the degree of saturation is naturally introduced into the proposed model without any additional parameters. After a simple introduction to the SFG model, the volume-change behaviors and the soil-water characteristics are discussed, and then the loading collapse curve is formulated. The loading collapse yield equation in the modified model is a function not only of suction, but also of the current degree of saturation. The yield surface provides a smooth transition between saturated and unsaturated states, which is convenient for simulating the plastic deformation during drying process. The simulated results of the modified model are compared with the experimental data available in literatures, showing that the modified model agrees well with the experimental results. Compared with the original SFG model, the new model yields better results at different degrees of saturation.

Key words: unsaturated soils; SFG model; degree of saturation; effective stress

1 研究背景

Alonso 等^[1]提出的 BBM 模型促使非饱和土本构模型有了很大的发展, 提出的加载湿陷屈服面 (LC 屈服面) 的概念, 不仅可以反映土体在湿化时出现塑性压缩的现象, 同时还可以描述先期固结压力随着吸力增加而增大的特性, 被广泛的应用到了很多模型当中。由于应力状态变量选择的不同, 虽然 LC 屈服面的形状可能会有所不同^[2], 但它们所描述的非饱和土屈服应力几乎都是随着土体吸力增大而增大的。Sheng 等^[3]对屈服应力随吸力如何变化进行了探讨, 指出对于饱和土在 $s - \bar{p}$ 平面内的屈服线是一条 45° 的斜线。当土体从饱和状态变到非饱和状态时, LC 曲线将偏

离 45° 线, 而这种偏离应该是光滑连续的过渡, 而不是 BBM 模型直接给出的 LC 曲线。此外, 还指出 BBM 模型所给出的 LC 屈服线也无法反映泥浆土在干燥时发生的塑性变形现象, 因为 BBM 模型的 LC 屈服面不会与吸力轴相交, 在非饱和阶段 $\bar{p} = 0$ 条件下干燥的应力路径永远位只能位于 LC 屈服面内, 从而无法预测出泥浆土的塑性变形。

为了解决上述问题, Sheng、Fredlund 和 Gens 共同提出了 SFG 模型^[3]。该模型首先给出了非饱和土的

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51108022, 11072255, 51078019)

收稿日期: 2011-08-26

*通讯作者

体变方程, 然后通过推导得到了可以从饱和状态连续过渡到非饱和状态的 LC 屈服面方程, 使得模型可以反映非饱和阶段 $\bar{p}=0$ 条件下干燥时发生的塑性变形现象。对于饱和土, 他们采用了双对数 $\ln v - \ln p'$ 形式来表示体积变形与有效应力的关系, 即有

$$d\varepsilon_v = \lambda_{vp} \frac{dp'}{p'} = \lambda_{vp} \frac{dp}{(p - u_w)} + \lambda_{vp} \frac{-du_w}{(p - u_w)}, \quad (1)$$

式中, p' 为 Terzaghi 有效应力, p 为总应力, u_w 为孔隙水压力, λ_{vp} 为正常固结土的正常压缩曲线的斜率。

SFG 模型将式 (1) 给出的饱和土的关系扩展到非饱和土, 给出了如下计算非饱和土体变的方程:

$$d\varepsilon_v = -\frac{dv}{v} = \lambda_{vp} \frac{d\bar{p}}{(\bar{p} + s)} + \lambda_{vs} \frac{ds}{(\bar{p} + s)}, \quad (2)$$

式中, $\bar{p} = p - u_a$ 是平均净应力, u_a 是孔隙气压力, $s = u_a - u_w$ 是基质吸力, λ_{vs} 则是一个随吸力变化的参数。Sheng 等^[3]对参数 λ_{vs} 进行了详细的说明, 指出在饱和阶段 λ_{vs} 等于 λ_{vp} , 但进入非饱和阶段 λ_{vs} 将随着吸力的增加而逐渐减小。吸力增加含水率将减小, 当吸力很大的时候, 土体的含水率很小, 低于缩限值, 此后土体的体积将不再随含水率变化而改变, 所以当吸力很大时 λ_{vs} 将趋近于 0。因此给出 λ_{vs} 的表达式: 当 $s \leq s_{sa}$ 时, $\lambda_{vs} = \lambda_{vp}$; 当 $s > s_{sa}$ 时, $\lambda_{vs} = \lambda_{vp} (s_{sa} + 1) / (s + 1)$ 。

SFG 模型给出的弹性应变的表达式为

$$d\varepsilon_v^e = \kappa_{vp} \frac{d\bar{p}}{\bar{p}} + \kappa_{vs} \frac{ds}{\bar{p}}, \quad (3)$$

式中, 类似于 λ_{vs} , κ_{vs} 是一个随吸力变化的参数, 当 $s \leq s_{sa}$ 时, $\kappa_{vs} = \kappa_{vp}$, 当 $s > s_{sa}$ 时, $\kappa_{vs} = \kappa_{vp} (s_{sa} + 1) / (s + 1)$, κ_{vp} 是饱和时回弹曲线的斜率。

总应变式 (1) 减去弹性应变式 (2) 可以得到塑性应变的表达式, 根据初始屈服面上塑性体变等于零这一性质推导出初始 LC 屈服面方程。然后利用从初始屈服面到后继屈服面, 不同应力路径产生的塑性应变相等这一性质, 推导出不同应力路径下的后继 LC 屈服面表达式。由此得到的屈服面可以很好地描述非饱和土屈服面随着基质吸力的演变过程, 对于从未发生超固结的土样, 其屈服应力将会先随吸力的增加而减小, 而对于压实土样其屈服应力则可能随吸力增加而增加。该模型可适用于不同类型的土, 可以很好地反映泥浆土干化过程中的体积收缩现象。

SFG 模型优点在于参数少且适用范围广。虽然 SFG 模型可以预测很多其他模型无法反映的现象, 但仅采用了双应力变量(净应力和吸力)建立模型, 而没有考虑饱和度的影响。Gallipoli 等^[4]指出饱和度直接影响着孔隙水压力和孔隙气压的作用范围, 即使在吸

力相同的条件下, 非饱和土也会因饱和度的不同而使颗粒之间毛细连结的数目和连结强度发生较大的变化, 从而导致非饱和土的强度, 刚度, 甚至渗透性产生较大变化。Jommi^[5]指出对于出现滞后现象的非饱和土, 其土体的行为与交界面的位置有关, 而交界面的分布情况是通过饱和度来反映的。Wheeler 等^[6]也提到饱和度可以直接反映孔隙中流体的变化情况, 它对弯液面的影响有时比吸力更加重要, 而弯液面的数量直接影响了颗粒之间的黏结力, 进而影响到土体强度。孙德安^[7]用试验验证了以上观点, 指出仅用净应力和吸力是不能决定非饱和土的应力 - 应变关系和强度的, 饱和度也起着作用。而仅以净应力和吸力作为状态量建立的非线性弹性本构模型或弹塑性本构模型, 均不能反映这种因饱和度不同而引起的应变和强度的不同。

所以, 在研究非饱和土的强度, 变形或建立其本构模型时, 仅采用吸力和净应力不能完整地描述非饱和土的应力 - 应变关系和强度。ZHAO 等^[8]提出了非饱和土广义有效应力原理, 并对不同非饱和土有效应力变量的优缺点进行了说明, 指出为了更好, 更全面地描述非饱和土的性质, 应选择土骨架变形对偶的平均土骨架应力作为非饱和土有效应力变量。本文将从非饱和土的广义有效应力原理出发, 引入饱和度的影响, 对 SFG 模型进行修正, 使得模型在不增加参数的条件下可以反映饱和度的影响和更多的实验现象。

2 模型建立

2.1 体变方程

用非饱和土的有效应力替代饱和土的有效应力, 可以将式 (1) 给出的饱和土的关系扩展到非饱和土:

$$d\varepsilon_v = \lambda_{vp} \frac{dp'}{p'} \Rightarrow d\varepsilon_v = \lambda'_{vp} \frac{d\bar{p}}{\bar{p}}. \quad (4)$$

文献[8]给出了非饱和土有效压力 \bar{p} 的表达式为

$$\bar{p} = p - [S_r u_w + (1 - S_r) u_a] = \bar{p} + S_r s, \quad (5)$$

式中, S_r 是饱和度, u_w 和 u_a 分别为孔隙水压力和孔隙气压力。把式 (5) 代入式 (4) 中可得

$$d\varepsilon_v = \lambda_{vp} \frac{d\bar{p}}{\bar{p}} + \lambda_{v\xi} \frac{d\xi}{\bar{p}}, \quad (6)$$

式中, $\xi = S_r s$ 代表饱和度和吸力的乘积, 与 Gallipoli 等^[4]引入的反映毛细现象的黏结变量类似, 可以综合的反映毛细作用。 $\lambda_{v\xi}$ 是一个随吸力或饱和度变化的参数, 类似于 SFG 模型^[3], 假设其表达式为

$$\lambda_{v\xi} = \begin{cases} \lambda_{vp} & (s < s_{sa}) \\ \lambda_{vp} \frac{s_{sa} + 1}{\xi + 1} & (s \geq s_{sa}) \end{cases}, \quad (7)$$

式中, s_{sa} 是饱和吸力值。由于 ξ 并不会随着吸力的增加而一直增加, 会出现一个拐点, 达到最大值后会随吸力增加而减小。因此假设随着吸力的不断增大, 当 ξ 达到最大值 ξ_{max} 后, 将保持该值 ξ_{max} 不再变化。由于 ξ_{max} 值比较大, 此后的 $\lambda_{v\xi}$ 保持为一个非常小的值, 这时体积可认为几乎不变。

类似与 SFG 模型^[3], 假设弹性关系为

$$d\varepsilon_v^e = \kappa_{vp} \frac{d\bar{p}}{\bar{p}} + \kappa_{v\xi} \frac{d\xi}{\bar{p}}, \quad (8)$$

式中, κ_{vp} 是与吸力无关的弹性常数, $\kappa_{v\xi}$ 是一个随吸力变化的参数, 可表示为

$$\kappa_{v\xi} = \begin{cases} \kappa_{vp} & (s < s_{sa}) \\ \kappa_{vp} \frac{s_{sa} + 1}{\xi + 1} & (s \geq s_{sa}) \end{cases} \quad (9)$$

利用式 (6) 减去式 (8) 可以得到塑性体变的表达式为

$$d\varepsilon_v^p = (\lambda_{vp} - \kappa_{vp}) \frac{d\bar{p}}{\bar{p}} + (\lambda_{v\xi} - \kappa_{v\xi}) \frac{d\xi}{\bar{p}} \quad (10)$$

此处给出的体变表达式 (6) 实际上把非饱和土的体积变化划分为两部分: ①净应力的改变引起的; ②毛细力的改变引起的。两部分引起的变形会有所不同。本文的体变计算与 SFG 模型给出的表达^[3]有明显的不同, 当土体从非饱和土变为饱和状态时, 式 (6) 可以很自然的退化为饱和土的计算式 (1), 同时可以反映饱和度对体变的影响, 但 SFG 模型却不能做到这一点。

2.2 土水特征曲线

由于在体变方程中考虑了饱和度的影响, 因此求解过程中需要给出土水特征曲线的表达式。这里采用图 1 所示的土水特征曲线形式, 即扫描线上只有弹性变形时的斜率为 κ_w , 边界线上发生弹塑性变形时的斜率为 λ_w 。此外, 根据孙德安^[9]的研究, 孔隙比对土水特征曲线是有影响的, 故可以将饱和度表示成为了体变和吸力的函数, 即

$$dS_r = \lambda_c d\varepsilon_v - \beta \frac{ds}{s} \quad (11)$$

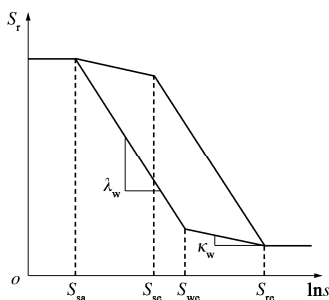


图 1 土水特征曲线示意图

Fig. 1 Soil water characteristic curve

式 (11) 中 β 与应力路径和吸力的大小有关, 在扫描线上其取值为 κ_w , 边界线上取值为 λ_w , 如图 1 示。其中 s_{sa} 为饱和吸力值, s_{sc} 为进气值, s_{re} 为残余吸力值, s_{wc} 是水的进气值。 λ_c 是一个材料常数, 是饱和度和 - 比体积空间中直线的斜率。

2.3 LC 屈服面方程推导

由于初始屈服面上的塑性体应变 $d\varepsilon_v^p = 0$, 利用式 (10) 可得

$$\frac{d\bar{p}}{d\xi} = - \frac{\lambda_{v\xi} - \kappa_{v\xi}}{\lambda_{vp} - \kappa_{vp}} \quad (12)$$

把式 (12) 从完全饱和的初始点 $(\bar{p}_{y0}, 0)$ 到初始屈服点 (\bar{p}_y, ξ) 积分后, 可以得到初始屈服面方程为 (推导过程可参考文献^[10])

$$\bar{p}_y = \begin{cases} \bar{p}_{y0} - s & (s < s_{sa}) \\ \bar{p}_{y0} - s_{sa} - (s_{sa} + 1) \ln \left(\frac{S_r s + 1}{s_{sa} + 1} \right) & (s \geq s_{sa}) \end{cases} \quad (13)$$

式中, \bar{p}_{y0} 是饱和土的屈服应力, \bar{p}_y 是初始屈服应力, 他是的吸力和饱和度的函数。

类似的, 将式 (12) 从 $(0, 0)$ 到 (\bar{p}_0, ξ) 积分可以得到拉伸初始屈服应力 \bar{p}_0 为

$$\bar{p}_0 = \begin{cases} -s & (s < s_{sa}) \\ s_{sa} - (s_{sa} + 1) \ln \left(\frac{S_r s + 1}{s_{sa} + 1} \right) & (s \geq s_{sa}) \end{cases} \quad (14)$$

在恒定吸力条件下加载, 此时 $d\xi = 0$, 由式 (10) 可以得到如下的硬化定律:

$$d\bar{p}_y = \frac{(\bar{p}_y + \xi)}{(\lambda_{vp} - k_{vp})} d\varepsilon_v^p \quad (15)$$

从初始屈服面到后继屈服面上产生的塑性体变应当相同, 所以初始屈服面上应力从 \bar{p}_{y0} 到后继屈服面 \bar{p}_{yn0} 所产生的塑性体变应当等于初始屈服面上任意一点 \bar{p}_y 到后继屈服面 \bar{p}_{yn} 所产生的塑性体变, 因此有

$$\int_{\bar{p}_y}^{\bar{p}_{yn}} \frac{(\lambda_{vp} - k_{vp}) d\bar{p}_y}{(\bar{p}_y + \xi)} = \int_{\bar{p}_{y0}}^{\bar{p}_{yn0}} \frac{(\lambda_{vp} - k_{vp}) d\bar{p}_y}{(\bar{p}_y + \xi_0)} \quad (16)$$

对式 (16) 积分得

$$\bar{p}_{yn} = \begin{cases} \bar{p}_{yn0} - s & (s < s_{sa}) \\ \bar{p}_{yn0} \left[\frac{\bar{p}_{y0} - s_{sa} + S_r s - \left[\frac{\bar{p}_{y0}}{\bar{p}_y} \left((s_{sa} + 1) \ln \left(\frac{S_r s + 1}{s_{sa} + 1} \right) \right) - S_r s \right]}{\left(\frac{S_r s + 1}{s_{sa} + 1} \right)} \right] & (s \geq s_{sa}) \end{cases} \quad (17)$$

式中, \bar{p}_{yn0} 是后继屈服面上饱和阶段的屈服应力, 如果 \bar{p}_{yn0} 已知, 可利用上式得到后继屈服面 \bar{p}_{yn} 。

综上所述, 拉伸屈服面可以通过式 (14) 计算得到, 初始屈服面由方程 (13) 给出。控制吸力不变的等向加载时其后继屈服面可利用式 (17) 计算。对于湿化情形, 采用与 BBM 模型和 SFG 模型相同的做法,

假设此时吸力的变化不会改变屈服面方程, 因此湿化时后继屈服面方程则与式 (17) 相同。对于控制净应力不变的干燥实验其后继屈服面, 可根据硬化方程对相应的应力路径积分得到, 此时只有吸力在变化, 则式 (10) 中 $d\bar{p}=0$, 硬化定律可以表示为

$$d\xi_y = \frac{(\bar{p} + \xi_y)}{(\lambda_{v\xi} - k_{v\xi})} d\varepsilon_v^p \quad (18)$$

类似与式 (17), 对式 (18) 积分可以得到干燥后继屈服的屈服值 ξ_y , 然后结合土水特征曲线的方程 (11), 可以求解得到此时的屈服吸力 s_{y_n} , 具体表达式可见文献[10]。

LC 屈服面方程 (13)、(14)、(17) 表明, 不论是初始屈服应力还是后继屈服应力, 均受到饱和度的影响, 即使吸力相同, 饱和度不同, 计算出的屈服应力也会不同。本文第三部分给出了修正模型 LC 曲线一个示意图 (图 2 (a)), 从图中可以看到, 随着吸力的增加, 屈服应力并不是单调变化的, 它可能增加也可能减小。此外, 对于吸力相同但饱和度不相同的土样, 其屈服应力可能会不同, 如图 2 (a) 中实线是根据湿化土水特征曲线计算得到的饱和度, 而虚线是根据干燥土水特征曲线计算得到的饱和度, 两曲线在饱和和阶段重合, 但当吸力大于饱和吸力值之后, 开始有较大的差别。而 SFG 模型则无法反映这一现象。

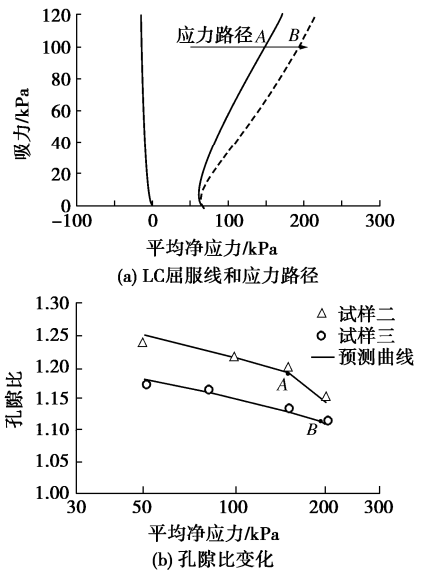


图 2 控制吸力等向加载试验

Fig. 2 Isotropic loading under constant suction

2.4 本构关系

饱和土的屈服方程可以采用修正剑桥模型

$$f = q^2 - M^2 p' (p_{y0} - p') = 0 \quad (19)$$

式中, p' 为平均 Terzaghi 有效应力, q 为偏应力, M 为临界状态线斜率, \bar{p}_{y0} 是饱和土先期固结压力, 即为饱和土的屈服应力。

根据 Jommi^[5], 可以用非饱和土的有效应力替换式 (19) 中的 Terzaghi 有效应力, 给出非饱和状态时的屈服面方程为

$$f = q^2 - M^2 \tilde{p} (p_{y0} - \tilde{p}) = 0 \quad (20)$$

式 (20) 可以展开为

$$f = q^2 - M^2 (\bar{p} + S_r s) (p_{y0} - \bar{p} - S_r s) = q^2 - M^2 (\bar{p} + S_r s) [(p_{y0} - S_r s) - \bar{p}] = 0 \quad (21)$$

根据 LC 屈服式 (14)、(17), 可以将式 (21) 改写得到非饱和土屈服面方程为

$$f = q^2 - M^2 (\bar{p} - \bar{p}_0) (p_{y_n} - \bar{p}) = 0 \quad (22)$$

式中, \bar{p}_0 和 \bar{p}_{y_n} 都是吸力和饱和度的函数, 见式 (14)、(17)。采用相关联流动法则有

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_v^p &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial \bar{p}} \\ d\varepsilon_s^p &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial q} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

将弹性和塑性变形代入下式可以得到总应变增量为

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_v &= \kappa_{vp} \frac{d\bar{p}}{\bar{p} + S_r s} + \kappa_{v\xi} \frac{d(S_r s)}{\bar{p} + S_r s} + \Lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial \bar{p}} \\ d\varepsilon_s &= \frac{1}{3G} dq + \Lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial q} \\ dS_r &= \lambda_c d\varepsilon_v - \beta \frac{ds}{s} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

式 (24) 中 G 为剪切模量, Λ 为流动系数, 可以通过一致性条件求出。修正后的模型与原始 SFG 模型相比, 参数并没有增加。模型中共有 7 个参数, 包括修正剑桥模型中采用参数 λ_{vp} , κ_{vp} , M , G 和 SWCC 参数 λ_w , κ_w , λ_c , 计算时还需给出初始条件包括初始孔隙比 e_0 和初始屈服应力 p_{y0} 。这些参数均可通过室内实验获得, 便于实际应用。

3 模型验证

这部分首先将利用已有试验来验证修正模型可以反映饱和度对土体的影响。孙德安^[7]通过试验证明了饱和度对非饱和土力学性质有重要影响, 本文选择其中的两组数据 (试样二和试样三) 来对修正的 SFG 模型进行检验。试样三初始条件与试样二完全相同, 区别在于试样三在加载前经过了一个湿化干燥循环, 因此其吸力与试样二相同, 但由于土水特征曲线滞后使得其饱和度要大于试样二。此两组试验试验的应力路径完全相同, 即控制吸力为 100 Pa, 等向固结使平均净应力从 50 kPa 增加到 200 kPa。根据该试验结果^[7], 给出模型参数: $\bar{p}_{y0} = 20$ kPa, $\lambda_{vp} = 0.1$, $\kappa_{vp} = 0.04$, $\lambda_w = 0.16$, $\kappa_w = 0.008$, $\lambda_c = 0$, $s_{sa} = 3$ kPa, $s_{sc} = 45$

kPa, $s_{we} = 20$ kPa, $s_{re} = 350$ kPa。等向加载前（此时 $s=100$ kPa, $\bar{p} = 50$ kPa）试样二和试样三的初始孔隙比分别为 1.25 和 1.18, 饱和度分别为 0.57 和 0.76。

图 2 (a) 给出了修正模型的 LC 屈服面的演化情况, 实线代表试样二的屈服面, 虚线代表试样三的屈服面, 屈服点分别为 A 和 B, 两者并不相同。图 2 (b) 给出了利用修正模型计算得到的孔隙比的变化情况, 与试验结果基本吻合。

通过该试验可以看到, 虽然两土样具有相同的吸力, 但是由于加载初始时刻的饱和度不同, 利用修正模型计算得到的屈服应力也不相同。饱和度大的土样, 屈服应力大, 这与图 2 (b) 给出的试验结果相符。但如果采用原始的 SFG 模型, 在未知土样应力历史的情况下, 由于其 LC 屈服面方程中没有考虑饱和度的影响, 计算出两土样的 LC 屈服线将重合在一起, 得到的屈服应力相同, 与试验结果不符。由此说明, 本文模型比 SFG 模型能更好地反映实际情况。

SFG 模型最大的特点在于它可以预测泥浆土干燥时发生的塑性变形现象, 本文修正后的模型同样也可以反映这一现象。Cunningham 等^[11]对重塑粉质黏土进行了一系列试验, 他们将土样等向固结至先期固结压力达到 130 kPa 后, 完全卸载成为饱和的超固结土样, 初始屈服应力为 $\bar{p}_{y0} = 130$ kPa。随后对土样进行干燥, 使土样在不同吸力条件下进行固结剪切实验。根据试验结果^[11], 可以得到模型参数和初始条件: $\lambda_{vp} = 0.03$, $\kappa_{vp} = 0.007$, $\lambda_w = 0.3$, $\kappa_w = 0.05$, $\lambda_e = 0$, $s_{sa} = 250$ kPa, $s_{se} = 400$ kPa, $s_{we} = 5000$, $s_{re} = 8000$ kPa, $\bar{p}_{y0} = 130$ kPa。

利用方程 (11) 可以计算出此时的土水特征曲线, 将预测的土水特征曲线与试验结果进行对比, 见图 3 (a)。简化的土水特征曲线对干燥段拟合结果较好, 而在湿化阶段, 误差较大, 这主要是因为本文采用了简单的线性 SWCC 方程的结果。如果采用更复杂的经验方程如 Van Genuchten 等^[12], 可能会达到更满意的结果。干湿循环过程中的体变预测情况见图 3 (b), 土样干燥至 B 点发生屈服, 产生塑性变形。

式 (7) 表明随着吸力的增大, 斜率 λ_{vs} 逐渐减小, 当吸力增大到 3814 kPa 时饱和度减小到 0.3, 此时 $\xi_{max} = 1144$, λ_{vg} 达到最小值为 0.0066, 假设此后保持为该最小值不变, 继续干燥体变几乎不再变化, 曲线近似为以水平线, 如图 3 (b) 所示。在湿化阶段, 由于应力路径位于 LC 屈服面内, 只有弹性膨胀产生。通过与试验结果对比, 说明模型可以很好地反映土样干湿循环时的体变和饱和度的变化情况。

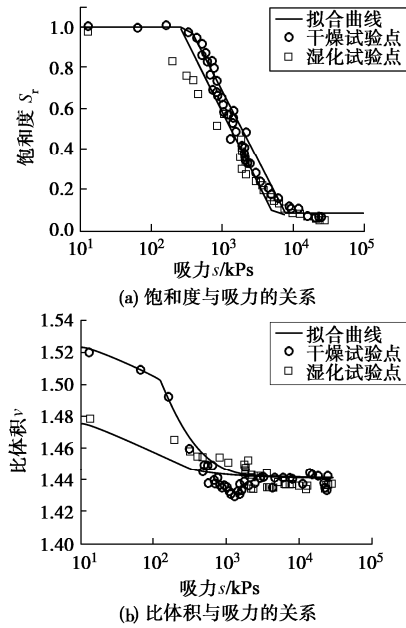


图 3 干湿循环试验

Fig. 3 Drying and wetting cycle under constant net stress

4 结 论

本文利用非饱和土有效应力, 对 SFG 模型进行了修正, 很自然地将饱和度的影响引入到了模型当中, 修正后的模型具有以下特点:

(1) 推导得到的体变计算式 (6), 当土体从非饱和土变为饱和状态时, 它可以很自然的退化为饱和土体变计算式 (1)。说明模型可以很好的描述所有饱和度和范围内土体的体变行为。

(2) 模型给出的 LC 曲线从饱和阶段可以光滑连续的过渡到非饱和阶段, 其屈服应力随着吸力的增加不再是单调增加的, 它可能增加也可能减小。与 SFG 模型一样, 它也可以很好的预测泥浆土干燥时发生的塑性变形。

(3) 本文给出的 LC 屈服方程, 其屈服应力不仅受到吸力的影响, 同时也受到饱和度的影响。即使吸力相同, 屈服应力的大小也会因饱和度不同而不相同。如图 2 (a) 中两 LC 曲线在饱和阶段重合, 但当吸力大于饱和吸力值, 即土体进入非饱和状态后, 两曲线开始有较大的差别, 而 SFG 模型无法反映这一点。通过与试验结果对比, 证明了将饱和度对土体的影响考虑进来以后, 修正模型的预测结果能更好地反映实验现象。

(4) 与 SFG 模型相比, 修正后的模型可以反映更多的实验现象的同时并没有增加新的参数。其主要参数包括修正剑桥模型中采用参数 λ_{vp} , κ_{vp} , M , ν 和 SWCC 参数 λ_w , κ_w , λ_e , 这些参数均可通过常规室内

实验获得, 便于实际应用。

参考文献:

- [1] ALONSO E E, GENS A, JOSA A. A constitutive model for partially saturated soils[J]. *Géotechnique*, 1990, **40**(3): 405 - 430.
- [2] 殷宗泽, 周 建, 赵仲辉, 等. 非饱和土本构关系及变形计算[J]. *岩土工程学报*, 2006, **28**(2): 137 - 146. (YIN Zong-ze, ZHOU Jian, CHIU C F, et al. Constitutive relations and deformation calculation for unsaturated soils[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2006, **28**(2): 137 - 146. (in Chinese))
- [3] SHENG D C, FREDLUND D G, GENS A. A new modelling approach for unsaturated soils using independent stress variables[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2008, **45**: 511 - 534.
- [4] GALLIPOLI D, GENS A, SHARMA R, et al. An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(1): 123 - 135.
- [5] JOMMI C. Remarks on the constitutive modelling of unsaturated soils[C]// *Proceedings of An International Workshop on Unsaturated Soils*. Trento, 2000: 139 - 154.
- [6] WHEELER S J, SHARMA R S, BUISSON M S R. Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(1): 41 - 54.
- [7] 孙德安. 饱和度对非饱和土力学性质的影响[J]. *岩土力学*, 2009, **30**(增刊 2): 13 - 16. (SUN De-an. Effect of saturation degree on mechanical behaviours of unsaturated soils[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, **30**(S2): 13 - 16. (in Chinese))
- [8] ZHAO C G, LIU Y. Work and energy equations and the principle of generalized effective stress for unsaturated soils[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2010, **34**(6): 920 - 936.
- [9] 孙德安. 非饱和土的水力和力学特性及其弹塑性描述[J]. *岩土力学*, 2009, **30**(11): 3217 - 3231. (SUN De-an. Hydro-mechanical behaviours of unsaturated soils and their elastoplastic modeling[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, **30**(11): 3217 - 3231. (in Chinese))
- [10] 刘 艳. 非饱和土的广义有效应力原理及其本构模型研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2010. (LIU Yan. Study on the principle of generalized effective stress and constitutive modeling of unsaturated soils[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2010. (in Chinese))
- [11] CUNNINGHAM M R, RIDLEY A M, DINEEN K, et al. The mechanical behaviour of a reconstituted unsaturated silty clay[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(2): 183 - 194.
- [12] VAN GENUCHTEN M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soil[J]. *Soil Science Society of America Journal*, 1980, **44**: 892 - 898.

第一届全国岩土多场相互作用及环境土工学术研讨会第一号通知

“第一届全国岩土多场相互作用及环境土工学术研讨会”由中国土木工程学会土力学及岩土工程分会环境土工专业委员会、中国城市环境卫生协会、中国土工合成材料协会主办, 浙江大学和软弱土与环境土工教育部重点实验室承办, 将于 2012 年 11 月 24~26 日在浙江杭州召开。

会议专题: ①岩体多场相互作用理论及环境土力学; ②环境土力学试验与地下环境监测; ③城市固体废弃物力学及填埋处置; ④工业固体废弃物工程特性及填埋处置; ⑤废弃泥的工程特性、工程处置及资源化利用; ⑥地下水土污染评价、控制与修复; ⑦矿区环境岩土工程问题及尾矿处置; ⑧土工合成材料在环境土工中应用; ⑨固体废弃物资源化利用; ⑩岩土环

境风险评价、管理和可持续发展。

重要日期: ①论文征稿截止日为 2012 年 9 月 30 日; ②修改稿提交截止日为 2012 年 10 月 30 日。本次研讨会论文篇幅原则上限制在 5 页内 (含图表约 5000 字), 论文格式与要求见《岩土工程学报》征稿启事, 论文将以文集非正式出版。投稿请按要求排版后发至: liyuchao@zju.edu.cn。详情请登陆会议网站 www.ssgeo.zju.edu.cn。

联系方式: “第一届全国岩土多场相互作用及环境土工学术研讨会”组委会, 浙江省杭州市余杭塘路 866 号浙江大学紫金港校区安中大楼 A425, 邮编: 310058。联系人: 李育超, 15067129488, E-mail: liyuchao@zju.edu.cn。

(大会组委会供稿)