# 边坡滑动预测的有限元分析

于玉贞，林鸿州，李广信

（清华大学，北京 100084）

**摘　要**：滑坡发生时间的有效预测，将有助于减少滑坡灾害所造成的损失，因此如何有效预测滑坡的发生时间是坡地地质灾害防灾减灾工作中极为重要的一环。通过非饱和土坡的算例，并结合试验槽试验的试验结果，探讨将边坡稳定分析应用于滑坡发生的时机预测可能面临的问题，结果表明稳定分析所预测的边坡破坏时间与非饱和土的参数、初始基质吸力场的分布和非饱和土的强度准则关系密切，因此仍需进一步研究和讨论，以期能更合理的应用稳定分析方法的结果，并作为边坡灾害预警的理论依据。

**关键词**：非饱和土；边坡稳定分析；滑坡灾害预警

**作者简介**：于玉贞(1966－　)，男，副教授，主要从事高土石坝和岩土灾害等方面的研究工作。

## 0　引　　言

滑坡灾害常造成大量的人员伤亡和经济财产的损失，为了减少滑坡灾害对社会和经济的危害，需揭示滑坡的机理，并从中提出可行的防灾减灾策略。简单来说，滑坡灾害的防灾减灾工作，就是要了解滑坡灾害完整的发生过程，并在这个过程中对可能导致的灾害提出有效的减灾策略。

一般来说滑坡灾害的防灾减灾策略主要关心“何时发生滑坡”、“滑坡的影响范围”与“滑坡后是否产生次生灾害”等三个主要问题，并针对这些问题采取合适的防灾减灾策略。何时发生滑坡即是预测滑坡灾害发生的时间，在灾害发生前对可能的受灾范围进行疏散避难，以避免人员伤亡和财产的重大损失；滑坡的影响范围则是考虑滑坡岩土体可能的运动范围，来决定受灾范围，其中流动型滑坡由于滑动的速度快、影响长度长常造成较严重的灾害；滑坡后所产生的次生灾害包括堵塞河道形成堰塞湖或与大量的水混合导致可能的泥石流灾害等。近年来为了了解滑坡过程的机理，足尺试验与现场试验来模拟滑坡的试验逐渐展开，通过这些试验的结果来探讨滑坡破坏的过程和机理，特别是流动型滑坡机理的讨论[1-3]。Okura 等人[1]和 Moriwaki 等人[3]的研究均表明边坡孔隙水压的上升是诱发滑坡的重要原因，而滑动后土体挤压边坡下方土体，使土骨架压缩，产生超静孔隙水压力。完整的力学与渗流耦合分析来评价边坡稳定性相当困难且不易实现，因此采用准耦合型式来评价边坡的稳定性不啻是一种简化的方法，Cai 和 Ugai 等人便是利用有限元渗流分析与基于 Bishop 非饱和土抗剪强度公式的强度折减有限元法相结合来进行非饱和土边坡的稳定分析[4]，但这种简化方法对滑坡发生时间的预测是否合宜，仍需进一步讨论。本文通过分析 Okura 等人[1]的研究结果，并结合有限元渗流分析与基于 Bishop 非饱和土抗剪强度公式的强度折减有限元法来评价该试验边坡的稳定性，以此来探讨将边坡稳定分析应用于滑坡发生的时机预测可能面临的问题。

## 1　理论方法简介

### 1.1　有限元渗流分析

Richards 提出非饱和土水分运动的基本方程[5]。即

$$\frac{\partial}{\partial x}[k_x(\theta)\frac{\partial h}{\partial x}]+\frac{\partial}{\partial y}[k_y(\theta)\frac{\partial h}{\partial y}]+\frac{\partial}{\partial z}[k_z(\theta)\frac{\partial h}{\partial z}]=C(\theta)\frac{\partial(h-z)}{\partial t} \quad , \tag{1}$$

式中　$\theta$ 为体积含水量；$k_x$、$k_y$、$k_z$ 为各方向的渗透系数；$h$ 为总水头；$C(\theta)$为比水容量，其物理意义是指由压力变化所引起土中含水率的变化。

为了求解式（1），本文采用 van Genuchen 拟合方程[6]来的决定 $C(\theta)$和 $k(\theta)$，并通过式（1）推导有限元格式再配合边界条件求解。其中相对饱和度 $S_e$、比水容量 $C(\theta)$与渗透系数 $k(\theta)$可表示为

$$S_e=\frac{\theta-\theta_r}{\theta_s-\theta_r}=\frac{1}{(1+|\alpha\cdot\Phi|^n)^m} \quad , \tag{2}$$

$$C(\theta)=\alpha(n-1)(\theta_s-\theta_r)S_e^{1/m}(1-S_e^{1/m})^m \quad , \tag{3}$$

$$k(\theta)=k_s S_e^{0.5}[1-(1-S_e^{1/m})^m]^2 \quad , \tag{4}$$

式中　$n$ 为经验系数，$n>1$；$m=1-1/n$；$\alpha$ 为经验系数；$\Phi$ 为负值压力水头；$\theta_r$ 为残余体积含水量；$\theta_s$ 为饱和体积含水量；$k_s$ 为饱和渗透系数。

### 1.2　强度折减有限元法简介

强度折减有限元法分析边坡稳定性最早由 Zienkiewicz 等人于 1975 年提出[7]，文献[4]和[8]对此法有较详细的介绍，该法首先计算边坡的初始有效应力场（先求出总应力场再减去水压力的作用，水压力则由 1.1 节介绍的方法求得），再将土坡中每个单元的强度参数依选定的折减系数折减，进行弹塑性有限元计算，若计算结果收敛，表示土坡在该折减系数下处于稳定状态，然后再增加折减系数直至不收敛为止，此时前一步骤的折减系数即为边坡的安全系数。

### 1.3　非饱和土的抗剪强度

本文采用的非饱和土抗剪强度公式是 Vanapalli 等人在非饱和土微观分析的基础上所提出[9]。其将非饱和土抗

收稿日期：2006－07－30

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

剪强度表示为

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a)\tan\varphi' + (u_a - u_w)[(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r})\tan\varphi'], \quad (5)$$

式中　$c'$为有效粘聚力；$\sigma$ 为正应力；$u_a$为孔隙气压力；$u_w$ 为孔隙水压力；$\varphi'$为有效摩擦角。

## 2　算例分析与讨论

### 2.1　分析模型与土性参数

采用文献[1]的试验模型作为分析模型，分析模型见图 1，其中试验土槽为 *ABCDHGFE*，并依据土层厚度的不同进行四种试验。试验一(E1)上下边坡的土层厚度均为 0.5 m；试验二(E2)上边坡的土层厚度为 0.5 m，而下边坡土层厚度为 0.7 m；试验三(E3)上边坡的土层厚度为 0.7 m，而下边坡土层厚度为 0.5 m；试验四(E4)上下边坡的土层厚度均为 0.7 m。土性参数见表 1，其中，原文献的 $c'$为 0.75 kPa，$\varphi'$为 30.6°，在数值计算则考虑该试验用土为砂土，因此改取 $c'$为 0 kPa，$\varphi'$为 30.9°；此外，由于文献[1]没有该试验用土的非饱和土参数，因此参考文献[10]中砂土的结果（该砂土的渗透系数为 $1\times10^{-4}$ m/s，与文献[1]的试验用土相近，其土水特征曲线与非饱和渗透系数的关系见图 2）作为本文数值分析使用的非饱和土参数。

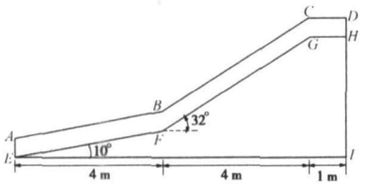



图 1　分析模型

表 1　土性参数

| $\gamma_{sat}$/(kN·m$^{-3}$) | $w_{sat}$/% | $c'$/kPa | $\varphi'$/(°) | α/(m$^{-1}$) | $n$ | $\theta_s$ | $\theta_r$ | $k_s$/(10$^{-5}$m·s$^{-1}$) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 17.2 | 32 | 0 | 30.9 | 1.54 | 2.61 | 0.422 | 0.068 | 1.2 |

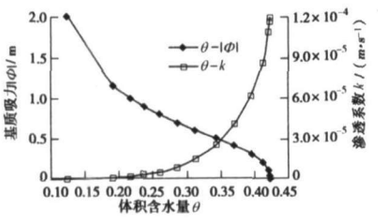



图 2　土水特征曲线与非饱和渗透系数的关系

有限元渗流计算的分析域为 *ABCDHGFE*，其中 $\overline{AE}$ 允许土中水的渗出，$\overline{EFGHD}$ 为不透水边界，$\overline{ABCD}$ 为入渗边界，分析的降雨量为 100 mm/hr，计算用土层的初始基质吸力场分别考虑与地下水位平衡的线性分布（工况 1）以及均匀分布（工况 2）两种工况，线性分布的吸力场是假设吸力分布与地下水位相平衡，所分析的地下水位假定为 $\overline{EFGH}$，即对试验一来说，槽底部吸力水头为 0 m，而在槽顶部的吸力水头则为 0.5 m，以此类推；均布的基质吸力水头场取 0.5 m，此吸力值在所选定的非饱和土参数下约为饱和度 80%，与文献[1]中上边坡的含水率相当。边坡稳定分析的域为 *ABCDIE*，其中 *EFGHI* 假设为强度很高的块体，确保滑动带在土层内发生。

### 2.2　分析结果与讨论

对不同时段土坡的稳定性进行评价，其结果见图 3，各种工况条件下稳定分析破坏时刻与试验破坏时刻见表 2，破坏前有限元渗流分析计算的水位线与试验槽测得的饱和区的结果见图 4。

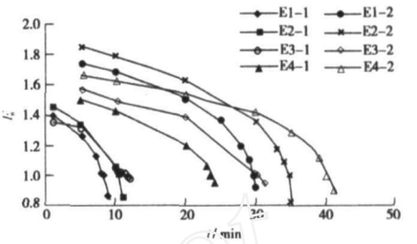



图 3　各种工况条件下边坡稳定安全系数与时间的关系

表 2　各种工况条件下稳定分析破坏时刻与试验破坏时刻

| 试验编号 | 稳定分析破坏时刻/min | | 试验破坏时刻/min |
|---|---|---|---|
| | 工况 1 | 工况 2 | |
| E1 | 8.4 | 29.6 | 48.8 |
| E2 | 10.3 | 34.6 | 43.3 |
| E3 | 11.5 | 30.2 | 64.9 |
| E4 | 23.6 | 40.0 | 66.7 |

从表 2、图 3、4 可见，数值分析计算所得的结果与试验槽的试验结果有很大的差异，甚至在稳定性评价的趋势也不相同。从结果来看，破坏时间是 E2<E1<E3<E4，但对吸力场为线性分布的分析结果为 E1<E2<E3<E4，而吸力场均布的结果却是 E1<E3<E2<E4，特别是 E2 数值分析的结果与试验槽试验的结果有较大的差异。会导致这些差异除了降雨分布与制样过程的不均匀性、土性参数的不确定性、降雨入渗的损失和土槽之间的边壁摩擦效应等因素有关以外，可以从以下几点方向进行讨论：

(1) 非饱和土的基本参数：由于非饱和土的基本参数关系到非饱和土中水的运动特性，从而影响数值计算中，土中水势的变化。由于文献[1]并没有测定该试验用土的非饱和土参数，因此本文采用文献[10]的结果，这使得土中水势变化的趋势和时间特性，将与实际的情况有所不同。

(2) 初始基质吸力场的分布特性：初始基质吸力场的分布特性直接影响计算时段内土中水的运动。然而填筑土样至降雨喷头洒水的过程中，试验槽中的土层将发生水分的变化，因此无法较好的预估试验槽中的土壤水势分布，假设初始吸力场随深度呈线性分布与均布分布两种工况进行对比。对吸力场与地下水位平衡的情况下，与槽底部越接近的土层，含水率也越高，因此从边坡表面补充的水会较快的使底部土层饱和，而对吸力场均布的情况下，则随降雨入渗逐渐使下部土层饱和，因此产生滑坡的时间也相对滞后。由图 4，初始基质吸力场与地下水位平衡的情况下，破坏前的土层饱和区较类似于试验结果，但破坏时间则与试验结果相差很多，而初始吸力场为均布的情况下，尽管破坏前的土层饱和区和试验结果差距较大，但破坏时间则相差较小。

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

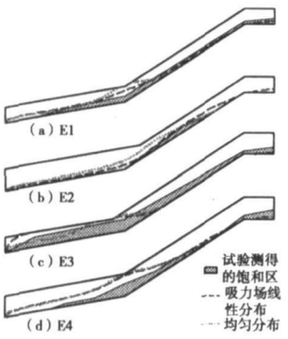



**图 4 破坏前有限元渗流计算的水位线与试验槽测得的饱和区**

(3) 非饱和土的抗剪强度：用式（7）作为非饱和土的抗剪强度公式，能较好的预估粘性土抗剪强度参数，但对非饱和重塑砂土，不能反映出重塑砂土的抗剪强度参数，文献[11]讨论了非饱和重塑土的抗剪强度，指出对粉细砂和砂质粉土，$\varphi^b$ 与吸力的关系无法得出较好的规律。对粉细砂，在正应力为 0 的条件下，将式（7）的计算值与试验值相比，可以看出计算值低于实测值见图 5，因此，如果文献[1]所采用的砂土也有这种现象，则实际发生破坏的时间，会比数值稳定分析的结果还长。

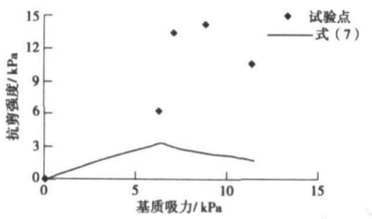



**图 5 潮白河粉细砂在正应力为 0 的条件下，式（7）的计算值与试验值的比较**

由上文来看，非饱和土渗流分析的结果与非饱和土的参数和基质吸力场的初始条件影响很大，由图 4 看，渗流分析的结果与试验结果最大的差异在上边坡的顶部与上下边坡的转折处。对厚度相同的理想均质土坡，由于上边坡水往下边坡运动，将使得转折处是最容易积水的地方，但试验一的试验结果却无法把这一特性突显出来；从试验三来看，上边坡饱和区的测定与渗流分析的数值解差异很大，这是由于试验三下边坡的厚度较小，该区较快饱和，并逐渐使上边坡底部饱和，但当上边坡下部开始饱和时，由于砂土的基质吸力丧失，使得抗剪强度降低，因此上边坡底部大部分地区没饱和时，土坡便开始破坏，但试验的结果却是上边坡饱和度相当高时才导致滑坡；此外，对于土层较薄的试验，在降雨入渗的条件下，将比土层较厚的试验较快的抬升地下水位，因此可能会较快的发生滑坡，但实际的试验槽试验却表现出不同的结果，其中 E2 的破坏时间较 E1 快，这可能是由于下边坡的土层较干，使得非饱和渗透系数较低，表现出不排水的特性，导致上边坡的水位快速抬升而诱发滑坡，因此对试验二而言，将上下边坡的土层均视为有相同的土壤水势可能是不合宜的。

## 3 结 语

从本文的分析案例来看，即使对边界条件相对简单的试验槽试验，由于土性参数和初始基质吸力场的资料不足，仍使得数值分析结果不尽理想，甚至在稳定性评价的趋势也不相同；此外，非饱和土的强度准则，也影响稳定分析的结果。这使得实际应用稳定分析结果作为边坡灾害预警的依据仍有一定的困难，需对此进一步研究和讨论，以了解在降雨条件下，非饱和土边坡土中水势的变化，并建立更合理的抗剪强度准则，以期能较好的应用稳定分析方法的结果，并作为边坡灾害预警的理论依据。

**参考文献：**

[1] OKURA Y, KITAHARA H, OCHIAI H, et al. Landslide fluidization process by flume experiments [J]. Engineering Geology, 2002, **66**(1):65 - 78.

[2] OCHIAI H, OKADA Y, et al. A fluidized landslide on a natural slope by artificial rainfall[J]. Landslides, 2004, **1**(3):211 - 219.

[3] MORIWAKI H, INOKUCHI T, et al. Failure processes in a full-scale landslide experiment using a rainfall simulator [J]. Landslides, 2004, **1**(4):277 - 288.

[4] CAI F, UGAI K. Numerical analysis of rainfall effects on slope stability[J]. International Journal of Geomechanics, 2004,**4**(2): 69 - 78.

[5] RICHARDS LA. Capillary conduction of liquids through porous mediums[J]. Physics, 1931, **1**:318 - 333.

[6] Van Genuchten M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. Soil Science Society of America Journal, 1980, **44**:892 - 898.

[7] ZIENKIEWICZ O C, HUMPHESON C, LEWIS R W. Associated and nonassociated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics[J]. Geotechnique, 1975, **25**(4):691 - 689.

[8] GRIFFTHS D V, LANE P A. Slope stability analysis by finite element [J]. Geotechnique, 1999, **49**(3):387 - 403.

[9] VANAPALLI S K, FREDLUND D G, PUFAHL D E, CLFTON A W. Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1996, **33**: 379 - 392.

[10] SWANSON D. The effects of loading on the moisture characteristic and permeability-suction relationships for unsaturated soils[D]. Saskatoon, Canada. Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan. 1991.

[11] 林鸿州，李广信，于玉贞，等. 基质吸力对非饱和土抗剪强度的影响[J]. 岩土力学.

© 1994-2007 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net