

黄河下游堤防非饱和土边坡稳定性分析

刘海宁¹, 刘汉东², 王思敬¹

(1. 中国科学院 工程地质力学重点实验室, 北京 100029; 2. 华北水利水电学院 岩土工程系, 河南 郑州 450008)

摘要: 利用应力应变控制式非饱和土三轴仪进行了室内非饱和土的渗透试验和强度试验, 并得出了非饱和土的渗透参数和强度参数。针对黄河下游堤防这一典型的非饱和土边坡, 采用有限单元法系统地分析了堤防非饱和土边坡在降雨和洪水作用下的非饱和和渗流场特征; 在此基础上应用非饱和土坡的刚体极限平衡理论中的普通条分法对堤防边坡稳定性受非饱和和渗流场变化影响的大小进行了分析与计算。结果表明, 对黄河下游堤防的非饱和土边坡在降雨和洪水条件下的分析研究具有实际意义。

关键词: 土力学; 非饱和土边坡; 渗透性; 强度; 极限平衡

中图分类号: TU 441

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2005)20 - 3788 - 08

STABILITY ANALYSIS OF UNSATURATED SOIL SLOPE OF LEVEE FOR THE YELLOW RIVER LOWER REACHES

LIU Hai-ning¹, LIU Han-dong², WANG Si-jing¹

(1. *Key Laboratory of Engineering Geomechanics, Institute of Geology and Geophysics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100029, China*; 2. *Department of Geotechnical Engineering, North China Institute of Water Conservancy and Hydroelectric Power, Zhengzhou 450008, China*)

Abstract: The triaxial test instrument for unsaturated soil controlled by stress and strain is used to measure the substrate suction and volumetric water content of unsaturated soil. The permeability coefficient of the unsaturated soil can be got from the concrete form of the Mualem equation which is deduced based on the relation between the soil-water characteristic curve equation and the permeability. The cohesive strength, internal friction angle and the internal friction angle changing with suction can be also got from the triaxial test on unsaturated soil in the laboratory. With the finite element method, the characteristics of the seepage field in the Yellow River lower reaches which is a representative unsaturated slope under the rainfall and flood condition are analyzed systematically. Also the safety factors influenced by the seepage field of unsaturated soils under the rainfall and flood are analyzed with the method of GLE which is a kind of limit equilibrium method not considering the effect of scour. The factors including the intensity of the rainfall, the permeability coefficient and the duration of rainfall and flood and the relationship between them are significant for the computation. By analyzing, the corporate influences of rainfall and flood infiltration on the safety of slope stability are analyzed; and the results show that the effect of rainfall and flood is complex and important for the safety of the river levee. The conclusions drawn from the study on the Yellow River lower levee during the rain and flood have practical significances for the hydraulic engineering.

Key words: soil mechanics; unsaturated soil slope; permeability; strength; limit equilibrium

收稿日期: 2005 - 06 - 14; **修回日期:** 2005 - 09 - 06

作者简介: 刘海宁(1977 -), 男, 2001年毕业于华北水利水电学院岩土工程系地质工程专业, 现为博士研究生, 主要从事岩土力学方面的研究工作。
E-mail: liuhaining78@163.com。

1 引言

黄河下游自孟津出峡谷入平原，由桃花峪到清水沟入海口全长 786 km，临黄大堤长 1 324 km，堤线很多段是自明清以来断续修建，经过多次加高培厚而成的，是一种典型的重塑土。黄河下游大堤平时不临水，一旦临水就是高水位，这种情况决定了黄河大堤是一种典型的非饱和土堤防。黄河大堤受到洪水和降雨的影响时，就是一个典型的非饱和土变为饱和土然后随着降雨的完成和洪水的消退再变为非饱和土的过程。在这个过程中考虑降雨和洪水对非饱和土边坡的稳定性影响是一个崭新而又重要，并且非常有实际价值的课题。

文[1]对雨水入渗对非饱和土坡稳定性影响的参数敏感性进行了研究；文[2~4]分别就本构模型的引入和基质吸力的影响等进行了相关研究；文[5]也对雨水、洪水渗透时河堤的稳定性从模型试验上进行了分析研究。本文在室内非饱和土的渗透试验和强度试验的基础上从数值模拟方面着手，研究了在暴雨和洪水作用下，黄河下游典型堤段非饱和土边坡稳定性问题。

2 非饱和土的强度理论与强度试验

2.1 非饱和土的强度理论

非饱和土的抗剪强度理论研究已有近 40 a 的历史，以 Mohr-Conlomb 准则为基础，目前有 2 类抗剪强度公式被广泛接受。

(1) Bishop 公式，即

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a) \tan \varphi' + \chi(u_a - u_w) \tan \varphi' \quad (1)$$

式中： c' 、 φ' 分别为有效粘聚力和有效内摩擦角； u_a 和 u_w 分别为孔隙气压力和孔隙水压力； χ 为与饱和度有关的参数，还与土类、干湿循环及加载的应力与路径有关，当饱和度为 0 时， $\chi=0$ ；当饱和度为 1 时， $\chi=1$ 。

Bishop 理论已为许多学者接受，但由于吸力及参数 χ 不易测定，所以未能大量应用。

(2) Fredlund 的双变量公式，即

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a) \tan \varphi' + (u_a - u_w) \tan \varphi^b \quad (2)$$

式中： φ^b 为随吸力变化的内摩擦角，Gan 等学者研究表明 φ^b 不是常数，与吸力有关。

Fredlund 理论虽然同样得到国际的公认和局部

采用，但由于基质吸力 $u_a - u_w$ 和 φ^b 的测定技术相当繁杂，因而未能在工程中大量应用。

2.2 非饱和土的强度试验

(1) 非饱和土的三轴固结排水强度试验

三轴试验是室内量测土抗剪强度最常用的试验之一，非饱和土三轴压力室如图 1 所示。固结排水 (CD) 试验中的试样先行固结，然后在允许孔隙水和孔隙气外排的条件下进行剪切。试件一般是在围压相同的情况下进行固结，而孔隙气压力和孔隙水压力则分别控制为 u_a 和 u_w 。在剪切过程中，缓慢地施加轴向主应力差 (即 $\sigma_1 - \sigma_3$) 使试件压缩，同时打开孔隙气和孔隙水的排水阀门，使之处于排水状态。在整个试验过程中以及在破坏时的净周围压力 $\sigma_3 - u_a$ 和基质吸力都保持恒定，在剪切期间只有主应力差 $\sigma_1 - \sigma_3$ 不断增加直到最大主应力达到破坏值 $(\sigma_1 - u_a)_f$ 。

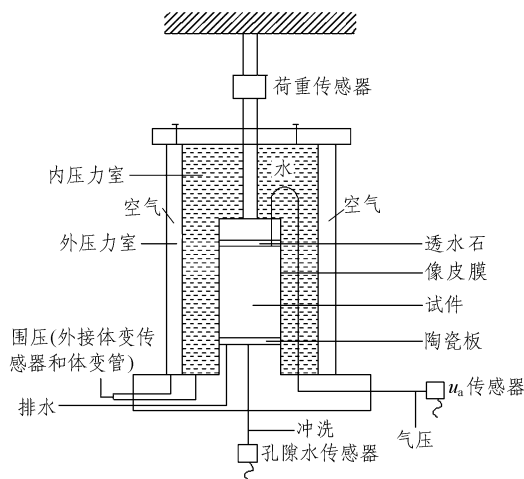


图 1 非饱和土三轴试验压力室

Fig.1 Pressure chamber of triaxial test for the unsaturated soil

(2) 试件的制备

黄河大堤土体为一典型的重塑土，为了使室内试验用的重塑土尽可能地接近于大堤原状土体，控制试件的干密度等于原状土体的干密度，即 1.51 g/cm^3 ，并分别配制含水量为 5%，8%，10%，15% 和 20% 的试件，试件直径为 6.18 cm，高 12.5 cm。

(3) 试验过程

首先根据试验要求，在不安装试样的情况下饱和和陶瓷板，关闭压力室各个阀门，给压力室充满无气水。然后打开压力室底部陶瓷板下的排水阀门，施加 300~400 kPa 的压力，直到排水阀有连续的水流排出，说明此时陶瓷板饱和。排出陶瓷板下可能聚集的气泡，打开冲水阀门，让无气水流过陶瓷板

下面的螺旋槽，冲洗 30 s 并保证有连续的水流流出，此时陶瓷板下的气泡冲洗干净，关闭冲水阀门。装入含水量为 5% 的试件，开启计算机，打开排水阀门，施加 5 kPa 围压(σ_3)，待试验变形和排水稳定后记录相应数值，并以其为变形和排水的零点。同步缓慢施加等量围压和气压到预定的吸力值，使二者差保持 5 kPa，直到变形和排水量稳定。稳定的标准是：体变连续 2 h 不超过 0.01 cm^3 ，排水连续 2 h 不超过 0.01 cm^3 ，且历时不少于 48 h。施加第一级围压使($\sigma_3 - u_a$)等于预定值，直到排水和变形稳定。试件固结完毕后，开始进行剪切，选好剪切速度，轴向应变率一般为(0.002 2~0.003 0) mm/min，直到($\sigma_1 - \sigma_3$)- ε_a 曲线出现峰值。剪切过程中，每隔 8~10 h 冲洗陶瓷板底部空气一次。试件变形稳定后，再施加下一级荷载。在研究黄河大堤非饱和土的强度特征时，笔者使用改进的非饱和土三轴仪，在围压分别为 100, 200, 300, 400 kPa 下，进行固结排水试验，控制测量基质吸力，得到了非饱和土的吸附强度与基质吸力、含水量、饱和度的关系。

(4) 试验结果

非饱和土固结排水三轴试验的典型试验结果如图 2 所示。

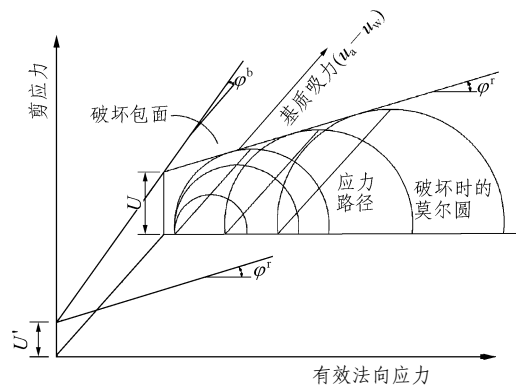


图 2 非饱和土固结排水三轴试验的典型试验结果
Fig.2 Results of consolidated drained triaxial test for the unsaturated soil

从图中可以看出，非饱和土的抗剪强度均高于

饱和土的抗剪强度。由于非饱和和粘性土骨架中存在有吸附摩擦力 $\tau_s = (\sigma_a - u_w)_f \tan \phi^b$ ，其值不受外加应力的影响，但受土体基质吸力影响较大。且随着基质吸力的增大而增大。对于不同含水量的非饱和土体而言，虽然土体的内摩擦角相差无几，但粘聚力却有很大的差别。也就是说土体的抗剪强度随着含水量的不同而不同，含水量越小，土体的基质吸力就越大，抗剪强度亦越大。反之含水量越大，土体的基质吸力就越小，抗剪强度亦越小。含水量趋于饱和时，其值迅速减小，并逐渐接近饱和土的强度值。

3 黄河下游堤防边坡计算模型的建立

3.1 黄河下游典型堤段计算模型的工程地质概况

计算模型取自黄河下游一种典型的堤防结构，即双层结构：上部为透水性较小的粘土或者粉质粘土，下部为透水性较大的砂土或砂壤土。在选取计算的堤防中，堤身为粉质粘土，堤基为砂壤土，其物理力学指标如表 1 所示。

3.2 黄河下游典型堤段非饱和土渗透参数的选取

堤身粉质粘土作为本次研究的主要土层，由文[6]可知，其渗透系数不是一个恒定的数值，而是随着孔隙水压力的变化而变化的。参考文[7]中的式(4)得出该层土体渗透系数的变化情况，其取值参见图 3。第二层砂壤土，处于水面以下，因此计算时取其饱和和渗透系数，数值为 $2 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 。

3.3 非饱和土强度参数的选取

本次计算以 Fredlund 的双变量公式为基础进行计算，土体的强度参数选取见表 2。其中， ϕ^b 表示抗剪强度随基质吸力增加而增加的情况，近来研究表明 ϕ^b 是随着基质吸力的变化而变化的，但是本次研究 ϕ^b 为了简化计算将 ϕ^b 视为一常数，不随基质吸力的变化而变化，其数值为室内非饱和土强度试验结果。

表 1 黄河下游大堤粉质粘土物理力学指标

Table 1 Physico-mechanical properties of silty clay in the Yellow River lower levee

取样深度/m	颗粒组成/%					有效粒径 d_{10} /(10^{-4} mm)	限制粒径/mm		不均匀系数 C_u	曲率系数 C_c	湿密度 ρ /($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	干密度 ρ_d /($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	含水量 w /%	比重 G_s	孔隙比 e_0	饱和度 S_r /%	液限 W_L /%	塑限 W_P /%	塑性指数 I_p /%
	2~0.5	0.25~0.1	0.075~0.05	0.005	<0.005		d_{50}	d_{60}											
8.00~8.25	3.0	1.2	8.5	52.1	35.2	7	0.003 4	0.017 6	22.1	0.81	1.92	1.52	26.1	2.71	0.762	91.9	40.1	22.5	17.6
10.15~10.40	2.8	1.4	7.2	46.8	41.8	8	0.002 9	0.009 5	10.2	0.95	1.88	1.47	27.8	2.73	0.843	89.9	51.2	25.1	26.1

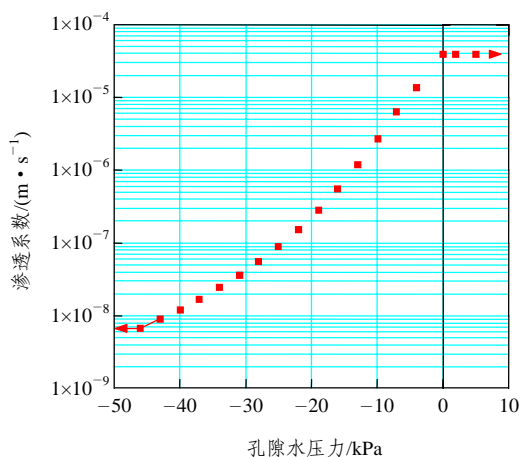


图 3 粉质粘土的渗透系数与孔隙水压力的关系图

Fig.3 Permeability vs. pore water pressure for the silty clay

表 2 黄河下游堤防典型堤段土体的强度参数

Table 2 Mechanical properties of the silty clay of levee of the Yellow River lower reaches

岩性	有效粘聚力/kPa	有效内摩擦角/(°)	容重/(kN·m ⁻³)	φ ^b /(°)
粉质粘土	8	33.2	19.3	15
砂壤土	10	35.0	22.0	-

3.4 黄河下游典型堤段洪水位和降雨强度的选取

黄河大堤的特点是平时不临水，临水就是高水位，这决定了其有意义的研究就是在特定条件下(如暴雨或者洪水)展开。根据建国以来黄河几次较大洪水(如 1958 和 1982 年)的资料显示，黄河发生大洪水之前，黄河流域几乎都发生了大规模的降雨^[8]。另外，根据气象部门综合分析，黄河下游有发生 30 000 m³/s 以上大洪水的可能^[9]。故本次计算考虑暴雨和洪水的共同作用对黄河下游堤防安全性的影响。

黄河下游的洪水具有水位高、流量大、来势猛、持续时间长等特点(参见图 4 花园口站“82.8”水位关系及流量测次分布图^[10])。而该地区的暴雨则有持续时间长、中心强度大、分布不均匀等特点。限于资料原因，本次计算取该堤段 2000 年设防水位作为计算洪水水位。参考该地区百年一遇的降雨量，按照降雨强度和土体的渗透系数的大小关系，在降雨强度大于或等于土体的渗透系数时取降雨强度为 3.84×10⁻⁵ m/s，此时不考虑雨水的冲刷作用；降雨强度小于土体的渗透系数时，取降雨强度为 3.84×10⁻⁶ m/s，降雨类型均为持续降雨。为研究降雨导致的堤身饱和这一极限情况，降雨时间持续到堤身饱和时为止。把该堤段现场取样时测得的不同深度处

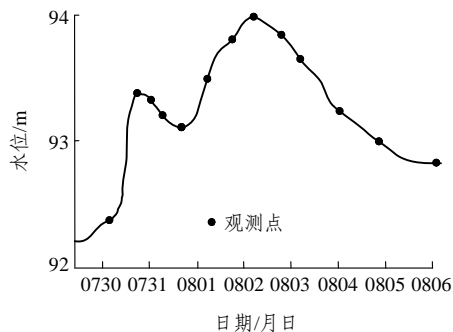


图 4 花园口站“82.8”水位历时图(1982 年)

Fig.4 Duration curve at Huanyuankou Hydrometric Station in August, 1982

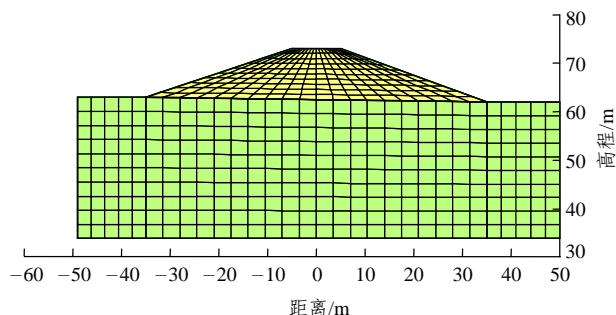


图 5 黄河下游堤防典型堤段的计算模型图

Fig.5 Model of the levee of the Yellow River lower reaches

的含水量作为模型计算的初始含水量。

3.5 黄河下游堤防典型堤段的计算模型

以黄河下游濮阳段的堤坝作为本次研究的模型基础，其尺寸如图 5 所示。该模型共有两层土，堤身为粉质粘土，堤基为砂壤土，砂壤土下面是相对隔水的粘土层，可将该层作为隔水层。各层土均不考虑各向异性。

4 非饱和土边坡刚体极限平衡理论

根据非饱和土的剪切强度方程来推导其安全系数方程。条块底部的抗滑剪切力 S_m 可以写成

$$S_m = \frac{\beta}{F} [c' + (\sigma_n - u_a) \tan \varphi' + (u_a - u_w) \tan \varphi^b] \quad (3)$$

式中： β 为条块底部的长度， F 为安全系数。

条块底部的正应力 N ，可以根据垂直方向的合力来推导：

$$N = \left[W + (X_R - X_L) - \frac{c' \beta \sin \alpha}{F} + \frac{u_a \beta \sin \alpha (\tan \varphi' - \tan \varphi^b)}{F} + \frac{u_w \beta \sin \alpha \tan \varphi^b}{F} \right] /$$

$$\left(\cos \alpha + \frac{\sin \alpha \tan \varphi'}{F} \right) \quad (4)$$

式中： N 为条块底部的正应力； W 为条块的重量； X_L ， X_R 分别为两侧条块在垂直方向的条间剪切力； α 为条块底部中心点的切向与水平向的夹角。

在很多情况下，孔隙气压力可以假定为 0，则式(4)可变为

$$N = \frac{W + (X_R - X_L) - \frac{c'\beta \sin \alpha}{F} + \frac{u_w \beta \sin \alpha \tan \varphi^b}{F}}{\cos \alpha + \frac{\sin \alpha \tan \varphi'}{F}} \quad (5)$$

当土体变为饱和土体时， φ^b 就相应的变为 φ' ，因而式(5)即可用于饱和土体，也可用于非饱和土体。当孔隙水压力为负值时，采用 φ^b ，当孔隙水压力为正值时，采用 φ' 。

当只满足力矩平衡方程时，安全系数方程可以写为

$$F_m = \frac{\sum \left\{ c'\beta R + \left[N - u_w \beta \frac{\tan \varphi^b}{\tan \varphi'} - u_a \beta \left(1 - \frac{\tan \varphi^b}{\tan \varphi'} \right) \right] R \tan \varphi' \right\}}{\sum Wx - \sum Nf} \quad (6)$$

式中： f 为条块底部正应力的力矩， R 为滑弧半径。

当只满足水平力平衡时，安全系数方程可以写为

$$F_f = \frac{\sum \left\{ c'\beta \cos \alpha + \left[N - u_w \beta \frac{\tan \varphi^b}{\tan \varphi'} - u_a \beta \left(1 - \frac{\tan \varphi^b}{\tan \varphi'} \right) \right] \tan \varphi' \cos \alpha \right\}}{\sum N \sin \alpha} \quad (7)$$

当孔隙气压力为 0 即大气压时，整个孔隙气压力可以被忽略。上述方程既可以用于饱和土体，也可以用于非饱和土体。当土体完全饱和时， φ^b 就等于 φ' 。

5 降雨、洪水作用下的非饱和渗流场对边坡稳定性的影响

对黄河下游堤防这一典型的非饱和土边坡，采用有限单元法分析了堤防非饱和土边坡在降雨和洪水作用下，非饱和渗流场的变化情况；并进一步分析了非饱和渗流场的变化对非饱和土边坡稳定性的

影响。

5.1 降雨作用下黄河下游典型堤段边坡的稳定性

堤坝边坡在不同的降雨条件下，引起的边坡非饱和渗流场的变化是不同的。渗流场的不同直接影响着土体边坡的安全性。

(1) 边坡在没有降雨和洪水的情况下的稳定性

在不考虑降雨和洪水的情况下，背水侧的边坡在不考虑基质吸力的影响时，其安全系数为 1.975，在考虑了基质吸力的影响之后，安全系数为 2.061。从式(2)可知，考虑非饱和土基质吸力的影响后，坡体的抗剪性能增加，使得边坡的安全系数变大。

(2) 降雨强度小于土体渗透系数时的边坡稳定性

此时，选取 4 个不同的降雨时刻(336 535, 515 535, 715 535, 815 535 s)，采用考虑非饱和土的 GLE 法进行边坡稳定性验算：图 6 为 515 535 s 时的计算简图；图 7 为上述 4 个不同降雨时刻边坡的安全系数，数值分别为 1.964, 1.739, 1.516, 1.267。结果表明，随着降雨的进行，边坡中的土的饱和度增加，相应的引起基质吸力的减小；同时土体的重量增加，造成边坡安全性的降低。在降雨强度较小时，只是改变了边坡土体的初始饱和度，并未使土

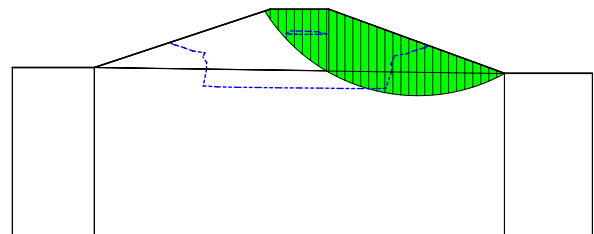


图 6 在 515 535 s 时背水侧的边坡滑动面

Fig.6 Slip surface on the land side of the levee at the time of 515 535 s

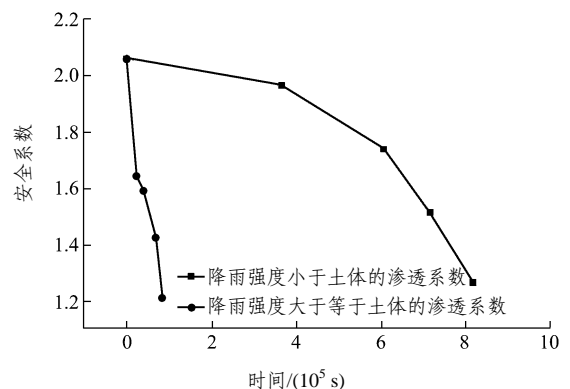


图 7 不同的降雨强度、不同降雨历时下的边坡的安全系数

Fig.7 Safety factor vs. time with the different rainfall intensities

体达到饱和, 基质吸力降低程度较小, 土体重量增加也不多。随着降雨历时的增加, 边坡的稳定性缓慢减小, 说明在降雨强度小于土体渗透系数时, 边坡的稳定性受时间作用的影响不是很显著。

图 8, 9 为在 515 535 s 时, 滑坡面上条块的数目与粘聚力、摩擦力、基质吸力和孔隙水压力的关系图。从图 8 可以看出, 在浸润线的上方, 基质吸力为正值, 浸润线下方由于土体达到饱和, 基质吸力为 0。浸润线上方的暂时局部饱和区域的基质吸力也为 0。图 9 为孔隙水压力与条块的变化关系曲线, 从图中可以看出, 其变化趋势与基质吸力的变化相符合。

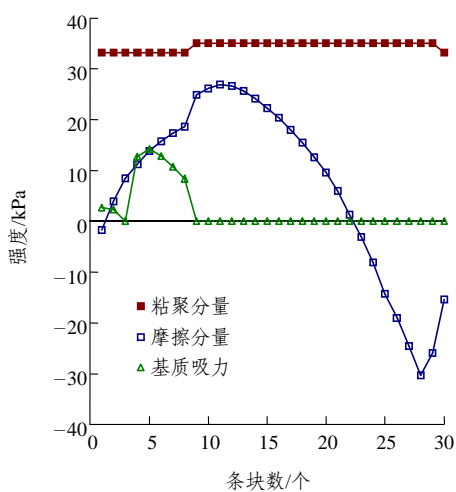


图 8 在 515 535 s 时条块数和条块之间的粘聚力、摩擦力和基质吸力的关系图

Fig.8 Relation curves between slice number and cohesive strength, friction force and substrate suction

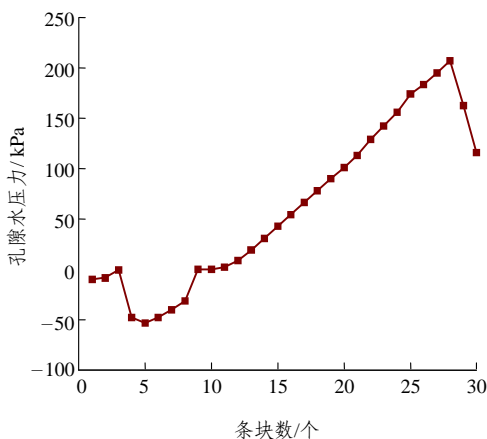


图 9 在 515 535 s 时条块数和孔隙水压力的关系图

Fig.9 Pore water pressure vs. slice number on the slip surface

(3) 降雨强度不小于土体渗透系数时边坡稳定性

此时选取 4 个不同的降雨时刻(22 095, 40 095, 68 895, 83 295 s), 采用考虑非饱和土的 GLE 法进行稳定性计算, 上述 4 个不同降雨时刻的安全系数分别为 1.642, 1.593, 1.429, 1.213, 表明随着降雨的进行, 边坡中土体的饱和度增加, 相应的引起基质吸力的减小; 同时土体的重量增加, 造成边坡安全性降低。随着降雨历时的增加, 边坡的稳定性减小, 较降雨强度小于土体渗透系数的情况下减小得更快, 说明在降雨强度不小于土体渗透系数时, 边坡的稳定性受时间作用的影响显著。

5.2 洪水作用下典型堤段非饱和土边坡稳定性

同样选取 4 个不同的洪水时刻(8 191, 131 071, 2 097 150, 3 355 440 s), 采用考虑非饱和土的 GLE 法进行稳定性计算, 上述 4 个不同洪水时刻的安全系数分别为 1.925, 1.773, 1.684, 1.501, 表明随着洪水高水位的持续, 边坡中的浸润线前移, 使得浸润线前方的土体含水量逐渐增大甚至饱和, 基质吸力也逐渐减小并最终到 0, 从而使得边坡的安全系数下降。初始情况下的 F_s-t 曲线如图 10 所示。

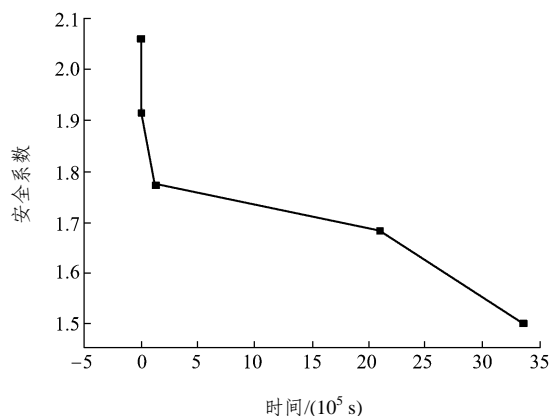


图 10 洪水作用下不同时刻边坡的安全系数

Fig.10 Safety factor vs. time under the flood

图 11 为洪水历时 131 071 s 时, 边坡可能滑动面上的孔隙水压力随条块数的变化关系图。

5.3 降雨和洪水共同作用下非饱和渗流场的变化对边坡稳定性的影响

(1) 降雨强度不小于土体渗透系数时边坡安全性

以降雨 22 095 s 时非饱和区的渗流场作为发生洪水的起始时刻, 计算得出的边坡安全系数如图 12 所示。从图中可以看出, 在发生洪水的初始时刻, 洪水对堤坝的渗透对渗流场的改变不是很明显, 土体的强度参数受到的影响较少, 背水侧非饱和土边坡的安全系数变化不大, 但是随着洪水渗透作用的

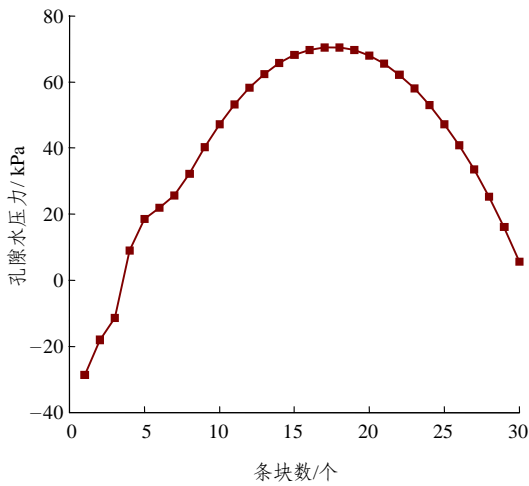


图 11 在 131 071 s 时条块数和孔隙水压力的关系图
Fig.11 Pore water pressure vs. slice number on the slip surface at the time of 131 071 s

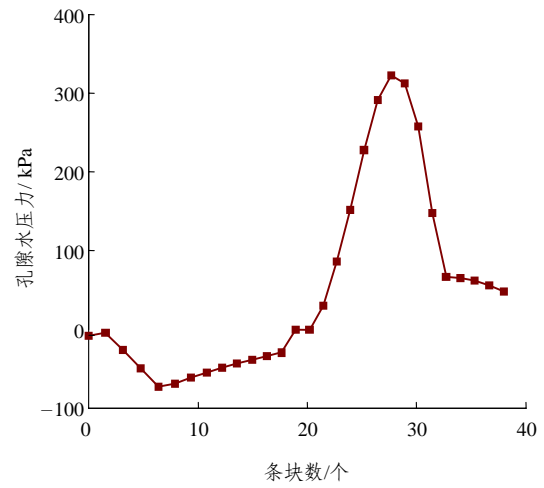


图 13 在 22 095 s 时条块数和孔隙水压力的关系图
Fig.13 Pore water pressure vs. slice number on the slip surface

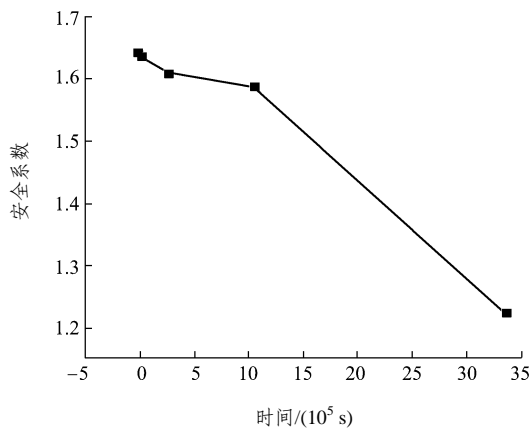


图 12 降雨和洪水共同作用下边坡在不同时刻安全系数变化
Fig.12 Safety factor vs. time during the rainfall and flood

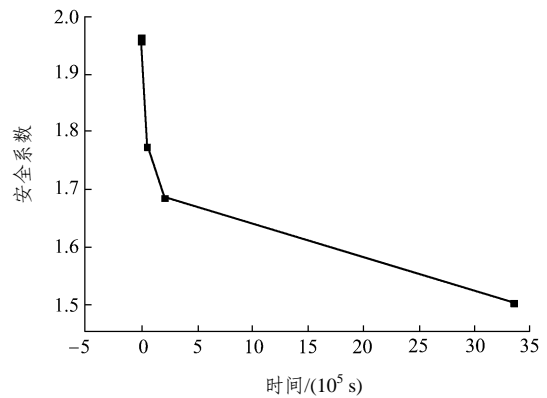


图 14 降雨和洪水共同作用下边坡在不同时刻安全系数变化
Fig.14 Safety factor vs. time during the rainfall and flood

继续，洪水对堤坝渗流场产生了很大的影响，使土体的基质吸力的减小，同时土体的重量增加，致使边坡安全系数减小。尤其是当洪水的渗透引起的浸润线到达背水侧堤脚后，随着浸润线的上升，安全系数降低很多。图 13 为洪水历时 22 095 s 时，边坡可能滑动面上的孔隙水压力随条块数的变化关系图。

(2) 降雨强度小于土体渗透系数时边坡安全性

以降雨 365 535 s 时非饱和区渗流场作为发生洪水的起始时刻，计算得出的边坡安全系数如图 14 所示。从图中可以看出，降雨到该时刻，堤坝的表层含水量已经发生变化，但是对整个堤坝渗流场的改变不大。在洪水发生的初始时刻，洪水的渗透对堤坝的渗流场改变不大，对堤坝背水侧边坡的安全

性几乎没有影响。随着洪水作用时间的延续，洪水对渗流场的改变越来越大，安全系数逐渐降低，当浸润线到达堤后坡脚的时候，安全系数减小为 1.684；随着时间的延续，堤后坡脚处水开始逸出，安全系数开始大幅度地降低。图 15 为洪水历时 365 535 s 时，边坡可能滑动面上的孔隙水压力随条块数的变化关系图。

6 结 语

根据室内非饱和土的三轴固结排水试验得出了非饱和土的强度参数，依此作为非饱和土边坡稳定性分析的基础，结合降雨和洪水对非饱和土渗流场的影响，系统地分析了黄河下游堤防非饱和土边坡在降雨和洪水条件下稳定性的变化。计算分析表

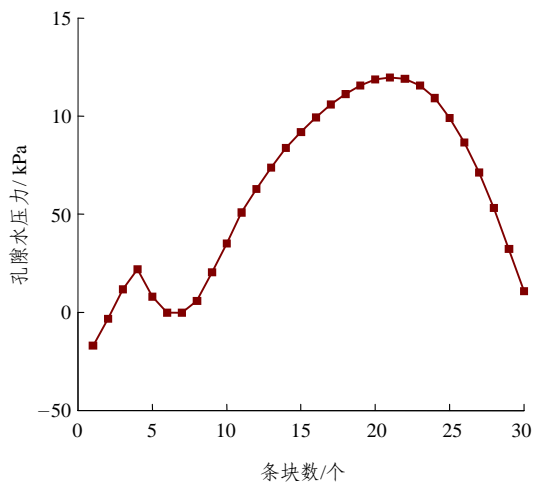


图 15 在 365 535 s 时条块数和孔隙水压力的关系图
Fig.15 Pore water pressure vs. slice number on the slip surface at the time of 365 535 s

明:天然情况下,不考虑降雨、洪水作用时,考虑非饱和土的影响与否,对非饱和土边坡的稳定性是有影响的。在降雨条件下,降雨强度与土体渗透系数的大小关系对非饱和土边坡的稳定性是有影响的;在不考虑雨水冲刷的情况下,降雨强度大于等于土体的渗透系数时比降雨强度小于土体的渗透系数时,非饱和土边坡的安全系数减小受时间效应的影响更大。在洪水作用下,随着洪水由堤前到堤后对渗流场的改变,安全系数逐渐降低。降雨与洪水共同作用时,随着降雨对边坡渗流场的改变大小,洪水对边坡稳定性的改变也有难易之分。

参考文献(References):

- [1] 吴宏伟,陈守义,庞宇威. 雨水入渗对非饱和土坡稳定性影响的参数研究[J]. 岩土力学, 1999, 20(1): 1 - 14.(Ng Wangwai Charles, Chen Shouyi, Pang Yuwei. Parametric study of effects of rain infiltration on unsaturated slopes[J]. Rock and Soil Mechanics, 1999, 20(1): 1 - 14.(in Chinese))
- [2] 蒋刚,林鲁生,刘祖德,等. 考虑非饱和土强度的边坡稳定分析方法及应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2001, 20(增 1): 1 070 - 1 074.(Jiang Gang, Lin Lusheng, Liu Zude, et al. Analysis method for slope stability considering unsaturated soil strength and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2001, 20(Supp.1): 1 070 - 1 074.(in Chinese))
- [3] 朱文彬,刘宝琛. 降雨条件下土体滑坡的有限元数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(4): 509 - 512.(Zhu Wenbin, Liu Baochen. Forming and development process of soil landslide during rainfall[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(4): 509 - 512.(in Chinese))
- [4] 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))
- [5] 朱伟,山村也和. 雨水、洪水渗透时河堤的稳定性[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(4): 414 - 419.(Zhu W, Kazuya Y. Stability of river embankment under the seepage of rain or flood[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, 21(4): 414 - 419.(in Chinese))
- [6] Fredlund D G, Rahardio H. 非饱和土土力学[M]. 陈中颐,张在明,陈愈炯,等译. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997. 131 - 133.(Fredlund D G, Rahardio H. Mechanics of Unsaturated Soil[M]. Translated by Chen Zhongyi, Zhang Zaiming, Chen Yujiong, et al. Beijing: China Architecture and Building Press, 1997. 131 - 133.(in Chinese))
- [7] 刘海宁,姜彤,刘汉东. 非饱和土渗透函数方程的间接确定[J]. 岩土力学, 2004, 25(11): 1 795 - 1 799.(Liu Haining, Jiang Tong, Liu Handong. Indirect determination of permeability function equation of unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(11): 1 795 - 1 799.(in Chinese))
- [8] 史辅成,易元俊,高治定. 黄河流域暴雨与洪水[M]. 郑州: 黄河水利出版社, 1997.(Shi Fucheng, Yi Yuanjun, Gao Zhiding. Rainstorm and Flood in the Drainage Rain of Yellow River[M]. Zhengzhou: Yellow River Conservancy Press, 1997.(in Chinese))
- [9] 胡一三. 黄河防洪[M]. 郑州: 黄河水利出版社, 1997.(Hu Yisan. Prevention Flood of Yellow River[M]. Zhengzhou: Yellow River Conservancy Press, 1997.(in Chinese))
- [10] 陈先德. 黄河水文[M]. 郑州: 黄河水利出版社, 1997.(Chen Xiande. Hydrology of Yellow River[M]. Zhengzhou: Yellow River Conservancy Press, 1997.(in Chinese))