

# 基于安全系数比的非饱和土边坡极限平衡法

姚攀峰

(中冶京诚工程技术有限公司, 北京 100053)

**摘要:** 初步建立非饱和土边坡计算结果和工程安全的关系, 提出对于一个给定的非饱和土边坡滑裂面, 滑裂面安全的条件是最危险状态时对应的最小安全系数不小于允许安全系数。通过引入安全系数比, 推导基于安全系数比的非饱和土边坡普遍条分法、非饱和土瑞典条分法和 Bishop 条分法, 建立不同状态下的各部分计算参数和最小安全系数的关系。给出孔隙气压力等于 0、饱和状态等特殊形式, 在一定情况下可简化边坡安全系数的计算方式。通过具体算例, 对安全系数比和重度对最小安全系数的影响进行分析。安全系数比对最小安全系数有着较大影响, 随着安全系数比的增大, 非饱和土的最小安全系数减少, 重度对非饱和土最小安全系数影响不大。

**关键词:** 土力学; 非饱和土; 边坡稳定; 吸力; 最小安全系数; 安全系数比

**中图分类号:** TU 433

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000 - 6915(2009)增 1 - 3250 - 07

## LIMIT EQUILIBRIUM METHOD BASED ON RATIO OF FACTOR OF SAFETY FOR SLOPE STABILITY OF UNSATURATED SOILS

YAO Panfeng

(Capital Engineering and Research Incorporation Ltd., MCC, Beijing 100053, China)

**Abstract:** The relationship between the factor of safety of unsaturated soils slope and the stability is proposed for a given unsaturated soil slice. If the minimum factor of safety is greater than or equals to the allowable factor of safety, the slice is safe. The general limit equilibrium methods for stability analysis, Swedish slice method and Bishop method, are conducted based on the ratio of factor of safety and the improved Mohr-Coulomb failure theory. Several special formulas are achieved when the pore pressure is 0. The minimum factor of safety of an unsaturated soil slope is analyzed with the changes of different parameters. Some results show that with the increase of the ratio of factor of safety, the minimum factor of safety significantly decreases, yet the density has little effect on the minimum factor of safety.

**key words:** soil mechanics; unsaturated soils; slope stability; suction; the minimum factor of safety; ratio of factor of safety

## 1 引言

非饱和土土力学如何实用于工程是制约非饱和土土力学本身进一步发展的瓶颈, 其中的主要原因之一在于没有建立起非饱和土土力学计算结果与工

程安全的关系。包承纲等<sup>[1~11]</sup>对非饱和土力学在工程中的应用进行了探讨, 仍未解决上述问题。非饱和土边坡稳定分析是估计天然及人工非饱和土边坡稳定安全系数的一种常用工具<sup>[12~14]</sup>, 包承纲等<sup>[1~4]</sup>对边坡稳定研究提出了下列研究思路: 含水率—吸力(场)—抗剪强度(场)—边坡稳定性, 方法是在求出

**收稿日期:** 2009 - 02 - 18; **修回日期:** 2009 - 03 - 09

**作者简介:** 姚攀峰(1976 -), 男, 硕士, 2003 年于清华大学土木水利学院水工结构专业获硕士学位, 现任高级工程师, 主要从事岩土和结构设计和研究工作。E-mail: yaopanfang@tsinghua.org.cn

抗剪强度的相关参数后，建立土水特征曲线关系，求出吸力，结合边界条件，进而解决边坡稳定性。该方法仍然没有解决计算结果和工程安全的关系，至今难以在工程中推广应用。

本文针对非饱和土边坡安全系数进行探讨，在改进的莫尔-库仑破坏准则<sup>[15, 16]</sup>基础上推导出基于安全系数比的普遍极限平衡法，得到瑞典条分法等非饱和土中的具体表达形式，最后针对具体算例，用非饱和土的瑞典条分法分析了非饱和土边坡稳定各参数与最小安全系数的关系。

## 2 基于安全系数比的普遍极限平衡法

### 2.1 基本假设

本文对滑动土体采用以下假设：

(1) 土坡在某一滑裂面上，将抗剪强度  $\tau$  除以系数  $F$  后，土体处处达到极限平衡状态， $F$  即该滑动面的安全系数；

(2) 每个滑动土条和整个滑动土体均满足力平衡和力矩平衡条件；

(3) 土体破坏准则符合莫尔-库仑强度准则；

(4) 土条之间的剪力和法向力存在一定的数学函数关系；

(5) 非饱和土的吸力、黏聚力等指标在不同状态下是不同的，在该滑裂面上，存在一个最危险状态，此时对应的安全系数最小；

(6) 对于该滑裂面，在同一状态下各点的指标是相同的。

假设(1)~(4)为著名的 Morgenstern-Price 普遍条分法假设。图 1 为滑坡土条受力示意图(图中， $E_0$ 为滑动体水平力的合力； $W_i$ 为第  $i$  条土条总重力； $N_i$ 为作用在第  $i$  条条底面上的总法应力； $T_i$ 为第  $i$  条条底面上的抗剪力； $X_i, X_{i+1}$ 为土条间水平法应力； $Y_i, Y_{i+1}$ 为土条间竖向剪力； $R_i$ 为  $T_i$ 到力矩中心的力臂； $d_i$ 为  $N_i$ 到力矩中心的力臂； $h_i$ 为土条底面中点到顶面中点的垂直距离； $\alpha_i$ 为土条底面中点切线与水平面的夹角； $l_i$ 为土条底面的斜向长度)。

根据假设(3)，对非饱和土抗剪强度破坏准则为改进的莫尔-库仑破坏准则<sup>[9]</sup>，即

$$\tau = c^s + (\sigma_n - u_a) \tan \varphi^s = c' + c_m + (\sigma_n - u_a) \cdot \tan(\varphi' + \varphi_m) = c' + (\sigma_n - u_a) \tan \varphi + \tau_s \quad (1)$$

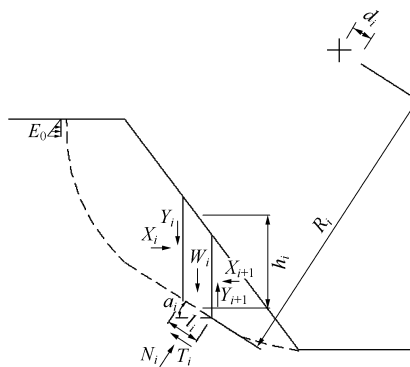


图 1 滑坡土条受力示意图  
Fig.1 The force states of slice

其中，

$$\left. \begin{aligned} \tau_s &= c_m + \lambda(\sigma_n - u_a) \tan \varphi' \\ c_m &= (u_a - u_w) \tan \varphi^b \\ \lambda &= \frac{\tan \varphi^s - \tan \varphi'}{\tan \varphi'} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中： $c_m, \varphi_m$ 分别为基质吸力 $(\sigma_n - u_a)$ 引起的等效黏聚力和等效摩擦角； $\tau_s$ 为  $s$ 引起的等效抗剪强度， $s$ 为基质吸力； $\lambda$ 为反应非饱和土摩擦角对抗剪强度的影响，是吸力的函数。

根据假设(1)和(5)，可得

$$F_{\min} = \frac{(\tau_f)_{\min}}{\tau} = \frac{[c^s + (\sigma_n - u_a) \tan \varphi^s]_{\min}}{\tau} \quad (3)$$

式中： $F_{\min}$ 为该滑裂面处于最危险状态时所对应的最小安全系数， $\tau_f$ 为剪应力。

当  $F_{\min}$  满足下式要求时，可以认为非饱和土边坡在该滑裂面的安全性满足工程要求：

$$F_{\min} \geq F_0 \quad (4)$$

式中： $F_0$ 为允许安全系数，由相关规范或经验确定。

根据假设(5)，该滑裂面处于最危险的状态时，假定其相应的参数为 $(\sigma_n - u_a)^*$ ， $c_m^*$ 和 $\lambda^*$ ，其他任一状态下对应的参数为 $(\sigma_n - u_a)$ ， $c_m$ ， $\lambda$ ，可得

$$\tau = \frac{[c' + (\sigma_n - u_a) \tan \varphi' + c_m + (\sigma_n - u_a) \lambda \tan \varphi']_{\min}}{F_{\min}} = \frac{1}{F_{\min}} \{c' + (\sigma_n - u_a)^* \tan \varphi' + [c_m^* + (\sigma_n - u_a)^* \lambda^* \tan \varphi']\} \quad (5)$$

令

$$\left. \begin{aligned} k^* &= \frac{\sigma_n - u_a}{(\sigma_n - u_a)^*}, \quad k_1 = \frac{c_m}{c_m^*} \\ k_2 &= \frac{(\sigma_n - u_a)\lambda}{(\sigma_n - u_a)^*\lambda^*} = k^* \frac{\lambda}{\lambda^*} \end{aligned} \right\} \quad (6a)$$

$$\tau = \frac{1}{F_{\min}} \left[ c' + \frac{(\sigma_n - u_a) \tan \phi'}{k^*} + \frac{c_m}{k_1} + \frac{(\sigma_n - u_a)\lambda \tan \phi'}{k_2} \right] \quad (6b)$$

式中： $k^*$ 为 $(\sigma_n - u_a) \tan \phi'$ 部分的安全系数比； $k_1, k_2$ 均为吸力的函数。

通常情况下 $(\sigma_n - u_a)$ 的变化较小，为了简化计算，假定 $(\sigma_n - u_a)$ 在不同状态下是不变的，则可得

$$k^* = 1, \quad k_2 = \frac{\lambda}{\lambda^*} \quad (7)$$

将式(7)代入式(6)可简化得

$$\tau = \frac{1}{F_{\min}} \left[ c' + (\sigma_n - u_a) \tan \phi' + \frac{c_m}{k_1} + \frac{(\sigma_n - u_a)\lambda \tan \phi'}{k_2} \right] \quad (8)$$

令 $\gamma_1 = \frac{1}{k_1}, \gamma_2 = \frac{1}{k_2}$ ，式(8)可改写为

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{1}{F_{\min}} [c' + (\sigma_n - u_a) \tan \phi' + \gamma_1 c_m + \\ &\quad \gamma_2 (\sigma_n - u_a)\lambda \tan \phi'] = \frac{1}{F_{\min}} \{c' + \gamma_1 c_m + \\ &\quad (\sigma_n - u_a)[(1 + \gamma_2 \lambda) \tan \phi']\} \end{aligned} \quad (9)$$

式中： $\gamma_1$ 为 $c_m$ 的折减系数， $\gamma_2$ 为 $(\sigma_n - u_a)\lambda \tan \phi'$ 的折减系数。

### 2.2 第*i*条法向力

第*i*条法向力为

$$T_i = \frac{l_i [c'_i + \gamma_{1i} c_{mi} + (\sigma_{ni} - u_{ai})(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i]}{F_{\min}} \quad (10)$$

### 2.3 第*i*条竖向力

第*i*条竖向力平衡可以由下列公式进行计算：

$$\sum Y = 0 \quad (11)$$

由式(11)可得

$$N_i \frac{(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i + \cos \alpha_i}{F_{\min}} = W_i - (Y_{i+1} - Y_i) -$$

$$\frac{l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \sin \alpha_i}{F_{\min}} + \frac{l_i u_{ai} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i}{F_{\min}} \quad (12)$$

令

$$m_{ai} = \frac{1}{F_{\min}} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i + \cos \alpha_i \quad (13)$$

则有

$$\begin{aligned} N_i &= \frac{W_i - (Y_{i+1} - Y_i) - \frac{l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \sin \alpha_i}{F_{\min}}}{m_{ai}} + \\ &\quad \frac{\frac{1}{F_{\min}} l_i u_{ai} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i}{m_{ai}} \end{aligned} \quad (14)$$

这样，可由式(10)~(14)对整个滑动土体进行受力分析。

### 2.4 力矩平衡

力矩平衡方程为

$$\sum_{i=1}^n M_i = 0 \quad (15)$$

由式(15)可得

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^n \frac{l_i [c'_i + \gamma_{1i} c_{mi} + (\sigma_{ni} - u_{ai})(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] R_i}{F_{\min, m}} = \\ E_0 h_0 + \sum_{i=1}^n W_i x_i - \sum_{i=1}^n N_i d_i \end{aligned} \quad (16)$$

其中，

$$F_{\min, m} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i [c'_i + \gamma_{1i} c_{mi} + (\sigma_{ni} - u_{ai})(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] R_i}{E_0 h_0 + \sum_{i=1}^n W_i x_i - \sum_{i=1}^n N_i d_i} \quad (17)$$

式中： $F_{\min, m}$ 为该滑裂面处于最危险状态时考虑力矩平衡的安全系数。

### 2.5 力平衡

力平衡方程为

$$\sum_{i=1}^n X_i = 0 \quad (18)$$

所以有

$$\sum_{i=1}^n \frac{l_i [c'_i + \gamma_{1i} c_{mi} + (\sigma_{ni} - u_{ai})(1 - \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] \cos \alpha_i}{F_{\min, f}} =$$

$$E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i \quad (19)$$

$$\left. \begin{aligned} Y_i &\leq \tau_i h_i \\ N_i &\geq 0 \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

$$F_{\min, f} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \cos \alpha_i}{E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i} +$$

$$\frac{\sum_{i=1}^n [N_i (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] \cos \alpha_i}{E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i} -$$

$$\frac{\sum_{i=1}^n [l_i u_{ai} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] \cos \alpha_i}{E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i} \quad (20)$$

式中:  $F_{\min, f}$  为该滑裂面处于最危险状态时考虑力平衡的安全系数。

### 2.6 条间力函数

根据静力平衡, 第  $i$  条土条的条间力应该满足:

$$X_{i+1} - X_i = N_i \sin \alpha_i - T_i \cos \alpha_i \quad (21)$$

$$X_{i+1} = X_i + N_i \sin \alpha_i - T_i \cos \alpha_i \quad (22)$$

$$X_{i+1} = X_i + \left[ \frac{W_i - (Y_{i+1} - Y_i) - T_i \sin \alpha_i}{\cos \alpha_i} \right] \sin \alpha_i - T_i \cos \alpha_i$$

$$X_{i+1} = X_i + [W_i - (Y_{i+1} - Y_i)] \tan \alpha_i - \frac{T_i}{\cos \alpha_i} \quad (23)$$

根据假设(4), 条间力函数为

$$Y_i = \zeta f(x_i) X_i \quad (24)$$

式中:  $f(x_i)$  描述  $Y_i / X_i$  随着滑裂面变化的函数;  $\zeta$  为比例常数, 代表求解安全系数公式时使用  $f(x_i)$  的比例。

折减系数函数  $\gamma_1, \gamma_2$  分别为

$$\gamma_1 = g_1(s) = g_1(f_2(S_r)) = \zeta_1(S_r) \quad (25)$$

$$\gamma_2 = g_2(s) = g_2(f_2(S_r)) = \zeta_2(S_r) \quad (26)$$

式中:  $S_r$  为饱和度(%)。

在实际应用中, 条间力还应该满足合理性条件, 即

当非饱和土边坡处于极限平衡状态时, 必须满足上述方程式, 选定一个滑裂面, 经过反复迭代即可求出该滑裂面的安全系数。

## 3 特殊情况下的条分法

饱和土、瑞典条分法等可视为普遍条分法的特殊情况, 本文给出这些特殊情况的具体表达。

### 3.1 大气压力 $u_a = 0$

对于孔隙直接与大气联通的非饱和土边坡, 通常可以假定  $u_a = 0$ , 式(17), (20)可简化为

$$F_{\min, m} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i [c'_i + \gamma_{1i} c_{mi} + \sigma_{ni} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] R_i}{E_0 h_0 + \sum_{i=1}^n W_i x_i - \sum_{i=1}^n N_i d_i} \quad (28)$$

$$F_{\min, f} =$$

$$\frac{\sum_{i=1}^n l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \cos \alpha_i + \sum_{i=1}^n [N_i (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i] \cos \alpha_i}{E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i} \quad (29)$$

### 3.2 饱和状态

对于饱和土的边坡, 通常可以假定  $u_a = u_w$ , 这样式(17), (20)可简化为

$$F_{\min, m} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i [c'_i + (\sigma_{ni} - u_{wi}) \tan \phi'_i] R_i}{E_0 h_0 + \sum_{i=1}^n W_i x_i - \sum_{i=1}^n N_i d_i} \quad (30)$$

$$F_{\min, f} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i c'_i \cos \alpha_i + \sum_{i=1}^n [N_i - l_i u_{wi}] \tan \phi'_i \cos \alpha_i}{E_0 + \sum_{i=1}^n N_i \sin \alpha_i} \quad (31)$$

### 3.3 瑞典条分法

假定滑动面为圆弧面, 且土条侧向力平行于土条底面, 即为瑞典条分法:

$$\sum_{i=1}^n M_i = 0 \quad (32)$$

$$F_{\min, m} = \frac{\sum_{i=1}^n l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi})}{\frac{E_0 h_0}{R} + \sum_{i=1}^n W_i \sin \alpha_i} + \frac{(W_i \cos \alpha_i - u_{ai} l_i)(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i}{\frac{E_0 h_0}{R} + \sum_{i=1}^n W_i \sin \alpha_i} \quad (33)$$

3.4 Bishop 条分法

假定滑动面为圆弧面，且土条侧向力为水平力，即为 Bishop 条分法：

$$\sum Y = 0 \quad (34)$$

$$N_i = \frac{W_i - \frac{1}{F_{\min}} l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \sin \alpha_i}{m_{ai}} + \frac{\frac{1}{F_{\min}} l_i u_{ai} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i}{m_{ai}} \quad (35)$$

$$\sum_{i=1}^n M_i = 0 \quad (36)$$

$$F_{\min, m} = \frac{\sum_{i=1}^n [l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) + (N_i - u_{ai} l_i)(1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi'_i]}{\frac{E_0 h_0}{R} + \sum_{i=1}^n W_i \sin \alpha_i} \quad (37)$$

令

$$m_{ai} = \frac{1}{F_{\min}} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i + \cos \alpha_i \quad (38)$$

则有

$$N_i = \frac{W_i - \frac{1}{F_{\min}} l_i (c'_i + \gamma_{1i} c_{mi}) \sin \alpha_i}{m_{ai}} + \frac{\frac{1}{F_{\min}} l_i u_{ai} (1 + \gamma_{2i} \lambda_i) \tan \phi' \sin \alpha_i}{m_{ai}} \quad (39)$$

4 非饱和土条分法算例

简单黏性土坡，高 25 m，坡比 1 : 2，碾压土的干容重、脱湿路径下的内摩擦角和黏聚力见表 1，

表 1 黏土边坡计算参数表

Table 1 Parameters of clay slope used for calculation

条块编号	$\rho_{di}$ /( $g \cdot cm^{-3}$ )	$S_{r,i}$ /%	$\gamma_i$ /( $kN \cdot m^{-3}$ )	$c'_i$ /kPa	$\phi'_i$ /( $^\circ$ )
-1	1.62	100.0	19.82	8.1	25.5
0	1.62	87.8	19.33	27.8	27.4
1	1.62	71.7	18.70	47.6	29.6
2	1.62	55.6	18.07	79.5	30.8
3	1.62	33.8	17.21	71.3	31.0
4	1.62	19.9	16.66	47.0	36.6

条块编号	$c_{mi}$ /kPa	$\phi_{mi}$ ( $^\circ$ )	$\theta_i$ ( $^\circ$ )	$l_i$ (m)	$W_i$ /kN
-1	0.0	0.0	-9.93	8.0	408.2
0	19.7	1.9	0.00	10.0	1 546.7
1	39.5	4.1	13.29	10.5	2 219.7
2	71.4	5.3	27.37	11.5	2 370.3
3	63.2	5.5	43.60	14.0	1 849.8
4	38.9	11.1	59.55	11.0	406.0

注： $\rho_d$ 为干密度。

相对密度  $G_s = 2.71$ ，滑动圆心点  $O$ ，如图 2 所示，试用瑞典条分法求出该滑动圆弧不同安全系数比下的最小安全系数<sup>[16]</sup>。

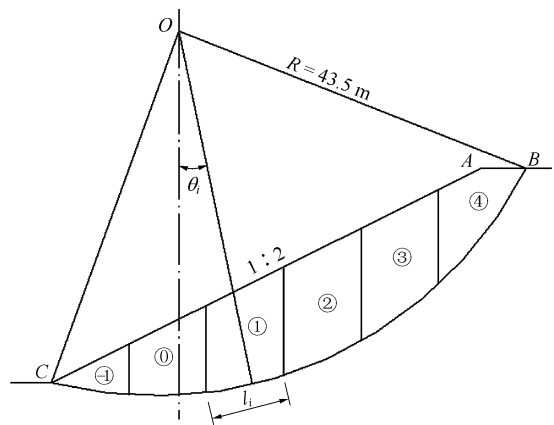


图 2 简单黏土边坡

Fig.2 Simplified clay slope adopted for calculation

利用式(33)可求出不同安全系数比条件下的安全系数，当  $k_1 = k_2 = 1$  时， $F_{\min} = 2.44$ 。

从图 3 可知，对于  $k_2 = 5$  的曲线， $k_1$  从 1 变化到 10， $F_{\min}$  从 2.256 降到 1.473，减少了 34.7%，可知  $k_1 \leq 10$  时， $k_1$  对  $F_{\min}$  有着较大的影响； $k_1$  从 10 变

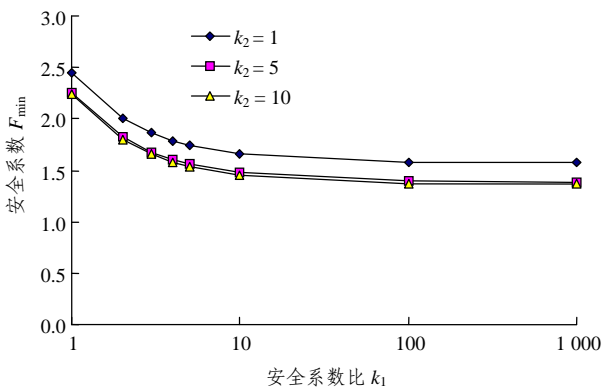


图3 安全系数比  $k_1$  和最小安全系数  $F_{min}$  的关系曲线  
Fig.3 Relationship curves of ratio of safety of factor vs.  $k_1$  and the minimum safety of factor  $F_{min}$

化到 1 000,  $F_{min}$  从 1.473 降到 1.387, 减少了 5.8%, 可知当  $k_1 > 10$  时,  $k_1$  对  $F_{min}$  的影响趋于稳定。另外两条曲线有类似的趋势。

从图 4 可知, 对于  $k_1 = 5$  的曲线,  $k_2$  从 1 变化到 10,  $F_{min}$  从 1.746 降到 1.537, 减少 12.0%, 可知  $k_2 \leq 10$  时,  $k_2$  对  $F_{min}$  有着较大的影响;  $k_2$  从 10 变化到 1 000,  $F_{min}$  从 1.537 降到 1.514, 减少 1.5%, 可知当  $k_1 > 10$  时,  $k_1$  对  $F_{min}$  的影响较小。另外 2 条曲线有类似的趋势。

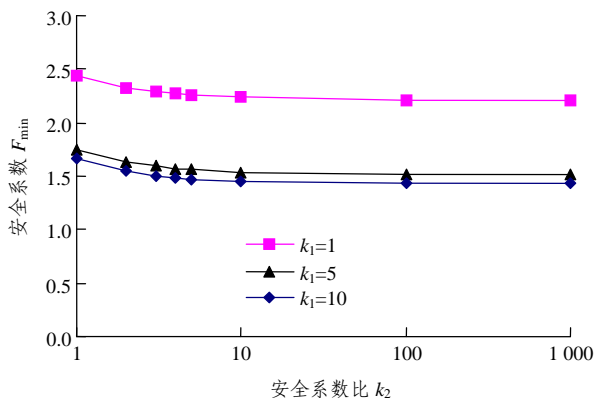


图4 安全系数比  $k_2$  和最小安全系数  $F_{min}$  的关系曲线  
Fig.4 Relationship curves of ratio of safety of factor vs.  $k_2$  and the minimum safety of factor  $F_{min}$

从图 5 可知, 当重度  $\gamma$  从 16.66  $\text{kN/m}^3$  变化到 19.81  $\text{kN/m}^3$ ,  $F_{min}$  从 2.305 降到 2.158, 减少 6.4%, 重度  $\gamma$  对  $F_{min}$  的影响较小。

从本算例可知, 安全系数比  $k_1$  和  $k_2$  对  $F_{min}$  的影响较大, 重度  $\gamma$  对  $F_{min}$  的影响较小。

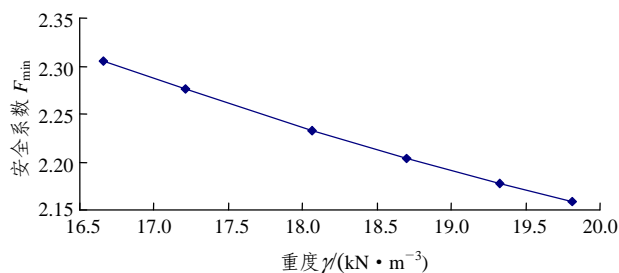


图5 重度  $\gamma$  和最小安全系数  $F_{min}$  的关系  
Fig.5 Relationship curve of density  $\gamma$  and the minimum safety of factor  $F_{min}$

## 5 结论

本文把改进的非饱和土土力学工程应用方法推广应用到边坡稳定领域。

(1) 在改进的莫尔 - 库仑破坏准则基础上推导了基于安全系数比的普遍极限平衡法、瑞典条分法和 Bishop 条分法。

(2) 提出了一个给定的非饱和土滑裂面存在最危险状态, 此时的安全系数最小, 在工程应用中, 最小安全系数应该小于等于允许安全系数。初步建立了非饱和土边坡计算结果与已有的工程安全实践经验的关系。

(3) 通过安全系数比建立了非饱和土同一滑裂面不同状态下的计算指标和最小安全系数的关系, 在一定情况下可简化边坡安全系数的计算。

(4) 通过具体算例给出了安全系数比和重度对最小安全系数的影响, 安全系数比  $k_1$  和  $k_2$  对最小安全系数的影响较大, 重度  $\gamma$  对最小安全系数的影响较小, 可为非饱和土边坡工程简化提供参考。

## 参考文献(References):

[1] 包承纲, 龚壁卫, 詹良通. 非饱和土的特性和膨胀土边坡的稳定问题(主题报告)[C]// 第二届国际非饱和土学术会议论文集. 北京: [s. n.], 1998: 1 - 31.(BAO Chenggang, GONG Biwei, ZHAN Liangtong. Prosperities of unsaturated soils and slope stability of expansive soils(key note)[C]// The Second International Conference on Unsaturated Soils. Beijing: [s. n.], 1998: 1 - 31.(in Chinese))

[2] 包承纲. 非饱和土的性状及膨胀土边坡稳定问题[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(1): 1 - 15.(BAO Chenggang. Behavior of unsaturated soil and stability of expansive soil slope[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(1): 1 - 15.(in Chinese))

- [3] 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): 129 - 136.(BAO Chenggang, ZHAN Liangtong. Relationship between unsaturated soil behavior and engineering problems[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(2): 129 - 136.(in Chinese))
- [4] FREDLUND D G, HARDY R M. The 1999 lecture: the implementation of unsaturated soil mechanics into geotechnical engineering[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2000, 37(5): 963 - 986.
- [5] 姚攀峰. 非饱和土土压力研究[硕士学位论文][D]. 北京: 清华大学, 2003.(YAO Panfeng. Research on unsaturated earth pressure[M. S. Thesis][D]. Beijing: Tsinghua University, 2003.(in Chinese))
- [6] 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(8): 285 - 291.(YAO Panfeng, ZHANG Ming, DAI Rong, et al. Generalized Rakine theory for unsaturated soils[J]. Journal of Engineering Geology, 2004, 12(8): 285 - 291.(in Chinese))
- [7] 姚攀峰, 张明, 张振刚, 等. 非饱和土土力学工程应用方法[J]. 工程地质学报, 2005, 13(3): 346 - 352.(YAO Panfeng, ZHANG Ming, ZHANG Zhengang, et al. Research on implementation method of earth pressure theory for unsaturated soils[J]. Journal of Engineering Geology, 2005, 13(3): 346 - 352.(in Chinese))
- [8] 姚攀峰, 张明, 祁生文, 等. 非饱和土土压力理论工程应用化探讨[C]// 中国土木工程学会第十届土力学及岩土工程学术会议论文集. 重庆: [s. n.], 2007: 359 - 364.(YAO Panfeng, ZHANG Ming, QI Shengwen, et al. Research on implementation method of earth pressure theory for unsaturated soils[C]// The 10th Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, China Civil Engineering Society. Chongqing: [s. n.], 2007: 359 - 364.(in Chinese))
- [9] 姚攀峰. 再论非饱和土的抗剪强度[J]. 岩土力学, 2009(待刊).(YAO Panfeng. Study on shear strength of unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009(to be published).(in Chinese))
- [10] 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))
- [11] 陈正汉. 非饱和土与特殊土的工程特性和力学理论及其应用研究[C]// 中国土木工程学会第十届土力学及岩土工程学术会议论文集. 重庆: [s. n.], 2007: 172 - 194.(CHEN Zhenghan. Study on unsaturated soils and special soils engineering properties and mechanical theory and its applications[C]// The 10th Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, China Civil Engineering Society. Chongqing: [s. n.], 2007: 172 - 194.(in Chinese))
- [12] FREDLUND D G, RAHARDJO H. Soil mechanics for unsaturated soils[M]. New York: John and Wiley Son, Inc., 1993.
- [13] 于玉贞, 林鸿州, 李荣建, 等. 非稳定渗流条件下非饱和土边坡稳定分析[J]. 岩土力学, 2008, 29(11): 2 892 - 2 898.(YU Yuzhen, LIN Hungchou, LI Rongjian, et al. Stability analysis of unsaturated soil slope under transient seepage flow state[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(11): 2 892 - 2 898.(in Chinese))
- [14] 郭璇, 赵成刚, 于威威. 非饱和土边坡稳定的安全分析及进展[J]. 中国安全科学学报, 2005, 15(1): 14 - 18.(GUO Xuan, ZHAO Chenggang, YU Weiwei. Stability analysis of unsaturated soil slope and its progress[J]. China Safety Science Journal, 2005, 15(1): 14 - 18.(in Chinese))
- [15] 李继祥, 姜兆华, 何翔, 等. 降雨条件下非饱和土边坡流固耦合数值模拟[J]. 武汉理工大学学报, 2009, 31(2): 133 - 136.(LI Jixiang, JIANG Zhaohua, HE Xiang, et al. Numerical analysis of fluid-solid coupling of unsaturated soil under precipitation[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2009, 31(2): 133 - 136.(in Chinese))
- [16] 陈仲颐, 周景星, 王洪瑾. 土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1994.(CHEN Zhongyi, ZHOU Jingxing, WANG Hongjin. Soil mechanics[J]. Beijing: Tsinghua University Press, 1994.(in Chinese))