

Análise da estabilidade de taludes infinitos

1.1 Definição

Do ponto de vista prático, na concepção de Dunn, Anderson e Kiefer (1980), qualquer talude de grande extensão e com perfis de solos essencialmente do mesmo tipo pode ser considerado infinito. Na análise da estabilidade, o plano de deslizamento é tomado como paralelo à superfície do terreno, estando geralmente posicionado no plano de contato entre a camada superior de solo e o topo da camada de rocha subjacente. Exemplos de taludes infinitos e submetidos a movimentos de massa são mostrados nas Figs. 1.1 e 1.2.



Fig. 1.1 Escorregamentos planares associados a taludes infinitos



Fig. 1.2 Talude infinito afetado por movimentos de massa. O plano de escorregamento situa-se no contato entre o solo e a rocha subjacente

1.2 Talude infinito sem percolação de água

A Fig. 1.3 mostra um talude infinito, de inclinação i , constituído por um solo homogêneo, de peso específico natural γ_{nat} e submetido apenas às forças resultantes do seu próprio peso. Nesse talude, pode ser definido um prisma de solo de largura b , altura z e extensão unitária perpendicular ao plano da seção.

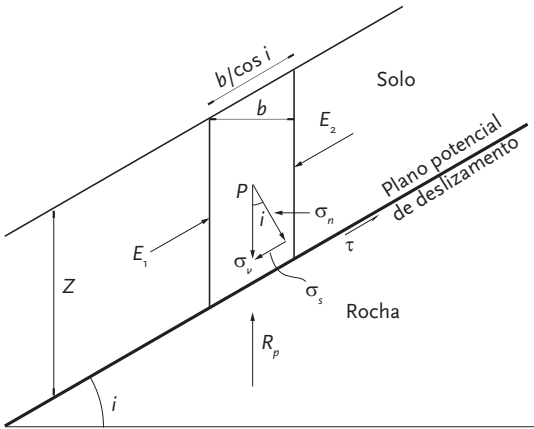


Fig. 1.3 Forças atuantes em um talude com uma camada de solo de profundidade z

Sobre o prisma atuam quatro forças. Uma delas é o peso P da coluna de solo, que é considerada um vetor passando pelo ponto médio da base do prisma, onde $P = \gamma_{nat} b z$. Outras duas são as forças E_1 e E_2 , que atuam nas faces laterais do prisma, iguais em magnitude, com sua ação paralela à superfície do terreno e de sentidos opostos. Finalmente, a última força é a reação ao peso R_p , que deverá ser igual e oposta a P , ou seja, $P = -R_p$ (Fig. 1.3).

O valor da pressão vertical σ_v , atuante na base do talude e devida ao peso P é dado por:

$$\sigma_v = \frac{P}{b/\cos i} = \frac{\gamma_{nat} b z \cos i}{b} = \gamma_{nat} z \cos i \tag{1.1}$$

As componentes normal σ_n e tangencial σ_s de σ_v são, com base na Fig. 1.3:

$$\sigma_n = \sigma_v \cos i = \gamma_{nat} z \cos^2 i \tag{1.2}$$

$$\sigma_s = \sigma_v \sen i = \gamma_{nat} z \cos i \sen i \tag{1.3}$$

Para a determinação do fator de segurança, é necessário conhecer a resistência ao cisalhamento τ . Por Coulomb, tem-se:

$$\tau = c + \sigma_n \tg \phi$$

Em que c é a coesão e ϕ é o ângulo de atrito interno do solo. Substituindo-se o valor de σ_n na equação, obtém-se:

$$\tau = c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \tg \phi$$

O fator de segurança, por definição, é dado por:

$$F_s = \frac{\tau}{\sigma_s}$$

Substituindo-se os valores de τ e σ_s encontrados nas equações anteriores, obtém-se:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \tg \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \sen i} \tag{1.4}$$

Para $c = 0$, tem-se:

$$F_s = \frac{\gamma_{nat} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i} = \frac{\cos i \operatorname{tg} \phi}{\operatorname{sen} i}$$

E finalmente:

$$F_s = \frac{\operatorname{tg} \phi}{\operatorname{tg} i} \tag{1.5}$$

Plotando-se os valores de τ e σ_n no diagrama de Mohr, define-se um ponto M que representa as condições de pressão atuante em um ponto situado a uma profundidade z do talude considerado, para solos não coesivos, onde $c = 0$ (Fig. 1.4). Pelo diagrama, pode-se observar que, sendo i menor que ϕ , o talude estará em condições de segurança, uma vez que se situa inteiramente dentro do campo de estabilidade do diagrama de Mohr. A condição de equilíbrio-limite é alcançada quando $i = \phi$ e o escorregamento é iminente. Quando $i > \phi$, o talude adentrará o campo de instabilidade do diagrama e estará em condições de desequilíbrio.

Por outro lado, para solos coesivos, mesmo em caso de $i > \phi$ haverá um intervalo no diagrama de Mohr em que o talude estará em condições de equilíbrio. Plotando-se as duas retas, obtém-se o ponto de interseção D , indicando que, em profundidades maiores que aquelas correspondentes à tensão σ_D , o talude se torna instável (Fig. 1.5).

A profundidade do talude para essa pressão-limite chama-se *profundidade crítica* P_c , e seu valor para taludes infinitos e sem percolação de água pode ser determinado pela substituição, na equação de Coulomb, dos valores de σ_n e τ , fornecidos pelas Eqs. 1.2 e 1.3, e ainda se substituindo z por P_c . Deve-se lembrar que, na condição de equilíbrio-limite, $F_s = 1$. Logo:

$$\gamma_{nat} P_c \operatorname{sen} i \cos i = c + \gamma_{nat} P_c \cos^2 i \operatorname{tg} \phi$$

Donde:

$$P_c = \frac{c}{\gamma_{nat} \cos^2 i (\operatorname{tg} i - \operatorname{tg} \phi)} \tag{1.6}$$

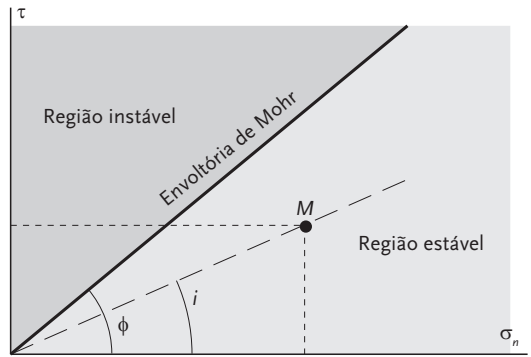


Fig. 1.4 Valores de τ e de σ_n para um ponto M situado a uma profundidade z

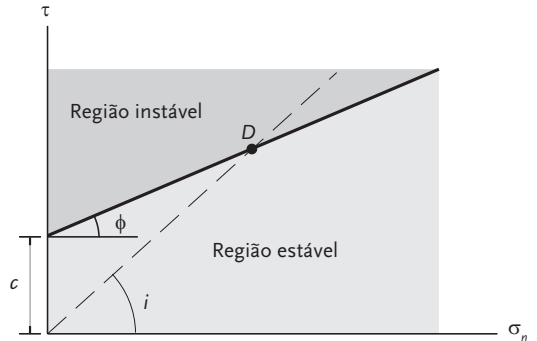


Fig. 1.5 Profundidade crítica P_c de um talude em solo com coesão c

1.3 Taludes infinitos com percolação de água paralelamente à vertente

A análise é similar à apresentada na seção anterior, porém agora é levado em consideração o efeito da água dentro do talude, responsável pelo surgimento da pressão neutra que atua na base do prisma de solo ou no plano de escorregamento.

Admite-se, nessa análise, que as linhas de fluxo são paralelas à superfície do talude, e as linhas equipotenciais (ou de igual carga piezométrica), consequentemente, perpendiculares àquelas (Fig. 1.6). O solo é considerado saturado.

A pressão vertical do solo saturado atuando sobre a base do prisma da Fig. 1.6, de largura b e com profundidade z , é dada por:

$$\sigma_v = \gamma_{sat} z \cos i \tag{1.7}$$

Em que γ_{sat} é o peso específico do solo saturado.

Suas componentes normal σ_n e tangencial σ_s são:

$$\sigma_n = \sigma_v \cos i = \gamma_{sat} z \cos^2 i \tag{1.8}$$

$$\sigma_s = \sigma_v \sin i = \gamma_{sat} z \cos i \sin i \tag{1.9}$$

A pressão neutra μ atua perpendicularmente à base do prisma do solo e corresponde à altura AC a que subiria a água em um piezômetro instalado no ponto A, posicionado no plano de escorregamento, como pode ser visto na Fig. 1.6. Essa pressão é expressa por:

$$\mu = \gamma_a z \cos^2 i \tag{1.10}$$

A resistência ao cisalhamento é fornecida pela equação de Coulomb, ou seja:

$$\tau = c + (\sigma_n - \mu) \operatorname{tg} \phi \tag{1.11}$$

E nela se substituindo as correspondentes equações apresentadas anteriormente e ainda se levando em conta que $\gamma_{sub} = \gamma_{sat} - \gamma_a$, obtém-se:

$$\tau = c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi \tag{1.12}$$

O fator de segurança F_s , conforme já visto, é dado pela razão das tensões resistentes e das tensões mobilizantes:

$$F_s = \frac{\tau}{\sigma_s}$$

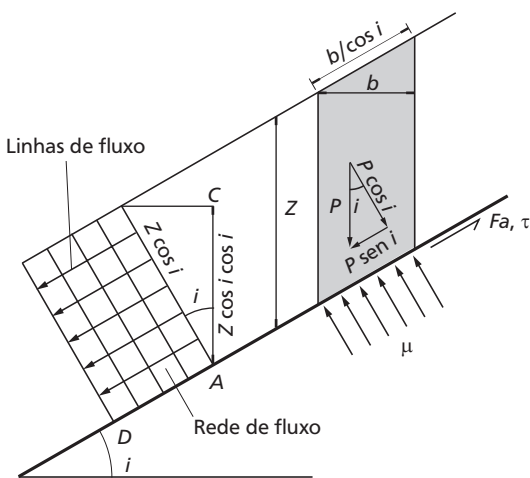


Fig. 1.6 Distribuição de forças em um talude com percolação de água paralelamente à vertente

Substituindo-se nessa equação os valores obtidos, tem-se:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \operatorname{sen} i \cos i} \quad (1.13)$$

Para $c = 0$, tem-se:

$$F_s = \frac{\gamma_{sub} \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i} \quad (1.14)$$

Considerando-se que $\gamma_{sub}/\gamma_{sat} \cong 1/2$, e substituindo-se na equação anterior, obtém-se:

$$F_s = \frac{1 \operatorname{tg} \phi}{2 \operatorname{tg} i} \quad (1.15)$$

No caso de a vertente não estar totalmente saturada, e o nível do lençol freático atingir uma altura h_2 acima do plano de escorregamento, como mostra a Fig. 1.7, o fator de segurança é dado por (para mais detalhes, ver, por exemplo, Fiori, 2015):

$$F_s = \frac{c + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \operatorname{sen} i \cos i} \quad (1.16)$$

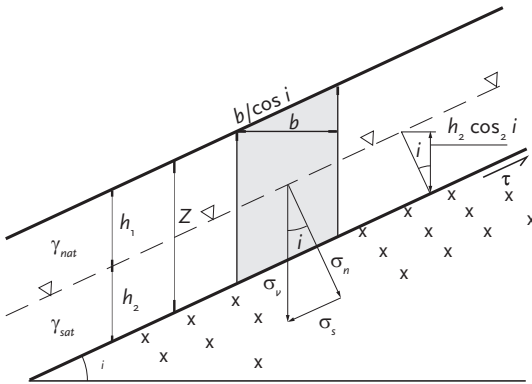


Fig. 1.7 Parâmetros envolvidos na análise de uma vertente infinita com altura do lençol freático h_2 e fluxo paralelo à vertente

Em uma camada homogênea de solo saturado posicionada acima do limite superior normalmente atingido pelo lençol freático, pode-se fazer $\gamma_{nat} = \gamma_{sat}$ (Chowdhury, 1978). Dessa forma, a Eq. 1.16 simplifica-se para:

$$F_s = \frac{c + \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{z \gamma_{sat} \operatorname{sen} i \cos i} \quad (1.17)$$

1.4 Ângulo crítico de inclinação de uma vertente para $c = 0$

É possível rearranjar a equação anterior para investigar o ângulo de inclinação crítico na estabilidade de vertentes, ou seja, o ângulo de inclinação nas condições-limite entre estabilidade e instabilidade dos taludes ou vertentes. Fazendo-se $F_s = 1$ e $c = 0$, o ângulo crítico (i_c) de uma vertente é determinado por:

$$\operatorname{tg} i_c = \frac{\left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat}} \quad (1.18)$$

Preferindo-se, pode-se utilizar o peso específico médio $\bar{\gamma}$ do solo na vertente, ponderando-se os pesos específicos de cada horizonte de acordo com a proporção com que cada horizonte contribui para o total. Assim:

$$F_s = \frac{c + \left(\bar{\gamma} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{z \bar{\gamma} \operatorname{sen} i \cos i} \quad (1.19)$$

1.5 Coesão do solo no plano de ruptura

O valor da coesão do solo no plano de ruptura pode ser obtido por meio de retroanálise, tendo-se por base escorregamentos ocorridos na área de interesse. Assumindo-se que no momento da ruptura o fator de segurança é igual à unidade, a Eq. 1.17 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$c = z \gamma_{sat} \operatorname{sen} i \cos i - \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi \quad (1.20)$$

1.6 Profundidade crítica de uma escavação em solo saturado

Se o solo é saturado e possui coesão, então a profundidade crítica (P_c) de uma escavação é, partindo-se da Eq. 1.20, em que $\frac{h_2}{z} = 1$, e fazendo-se $z = P_c$:

$$P_c = \frac{c}{\gamma_{sat} \cos^2 i \left(\operatorname{tg} i - \frac{\gamma_{sub}}{\gamma_{sat}} \operatorname{tg} \phi \right)} \quad (1.21)$$

1.7 Inclinação crítica de uma vertente saturada considerando-se a coesão

Partindo-se da Eq. 1.13 e nela se fazendo $F_s = 1$, tem-se:

$$\gamma_{sat} z \cos i \operatorname{sen} i = c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi$$

Dividindo-se os dois termos da equação por $\cos^2 i$, chega-se a:

$$\gamma_{sat} z \operatorname{tg} i = \frac{c}{\cos^2 i} + \gamma_{sub} z \operatorname{tg} \phi$$

Sabendo-se que $\sec^2 i = \frac{1}{\cos^2 i}$ e que $\sec^2 i = 1 + \operatorname{tg}^2 i$, após a substituição na equação anterior e o rearranjo dos termos obtém-se:

$$c \operatorname{tg}^2 i - \gamma_{sat} z \operatorname{tg} i + \gamma_{sub} z \operatorname{tg} \phi + c = 0$$

Essa é uma equação do segundo grau e sua solução é dada por:

$$\operatorname{tg} i_{cr} = \frac{\gamma_{sat} z \pm \sqrt{(\gamma_{sat} z)^2 - 4c(\gamma_{sub} z \operatorname{tg} \phi + c)}}{2c} \quad (1.22)$$

Em que $i_{cr} = \arctg i_{cr}$ representa a inclinação crítica de uma vertente. Deve-se ter em conta que uma das duas soluções fornecidas pela equação anterior não condiz com a inclinação natural de vertentes.

A comparação da Eq. 1.17 com a Eq. 1.13 mostra que:

$$\gamma_{sub} = \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right)$$

Substituindo-se essa relação na equação anterior, obtém-se:

$$\operatorname{tg} i_{cr} = \frac{\gamma_{sat} z \pm \sqrt{(\gamma_{sat} z)^2 - 4c \left[\left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \operatorname{tg} \phi + c \right]}}{2c} \quad (1.23)$$

Essa equação pode ser empregada para identificar as vertentes que apresentam ângulos críticos de estabilidade dentro de uma determinada área de estudo.

Desejando-se determinar o ângulo de inclinação i com que um talude de estrada, por exemplo, pode ser escavado em solo em função de um determinado fator de segurança F_s , então:

$$\operatorname{tg} i = \frac{F_s \gamma_{sat} z \pm \sqrt{(F_s \gamma_{sat} z)^2 - 4c \left[\left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \operatorname{tg} \phi + c \right]}}{2c} \quad (1.24)$$

A vantagem da utilização das duas equações anteriores está na possibilidade de avaliação do índice de segurança por meio da razão $\left(\frac{h_2}{z}\right)$, que representa uma simulação do grau de saturação da vertente. Por exemplo, no caso de a vertente estar saturada, $h_2 = z$, e, no caso de a vertente estar totalmente drenada, $h_2 = 0$. Se o nível freático na vertente se situar na metade da profundidade z do solo, então $\left(\frac{h_2}{z} = 0,5\right)$.

1.8 Taludes infinitos com percolação de água: caso geral

O plano de fluxo de água em um talude é definido pelo ângulo α entre a superfície da vertente e a direção das linhas de fluxo, como mostra a Fig. 1.8. Esse é também o ângulo entre a direção das equipotenciais e a normal à superfície do talude.

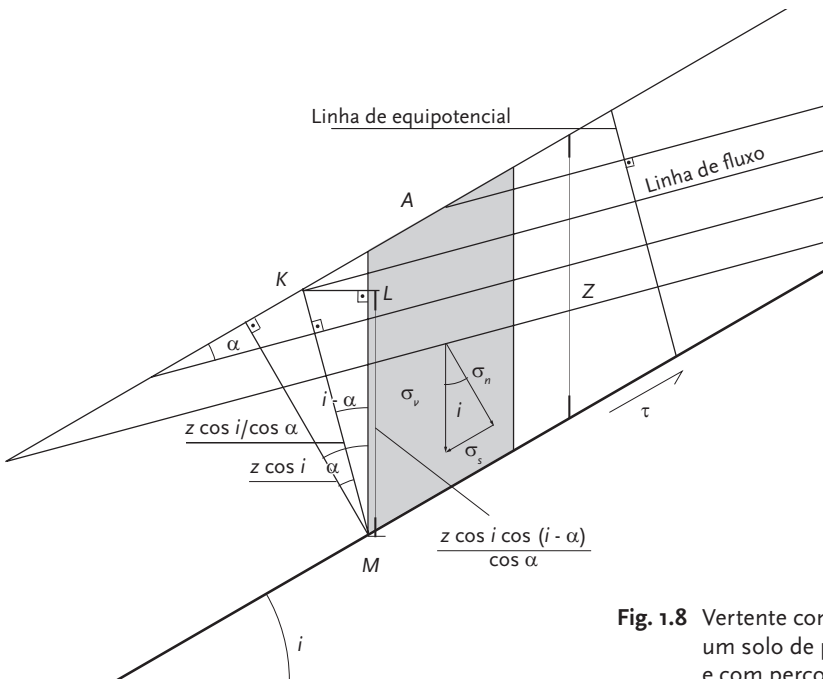


Fig. 1.8 Vertente constituída por um solo de profundidade z e com percolação de água

A equação que expressa o fator de segurança é (a dedução detalhada dessa equação é encontrada em Fiori, 2015):

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{sub} z \cos^2 i - \gamma_a z \sin i \cos i \operatorname{tg} \alpha) \operatorname{tg} \phi}{z \gamma_{sat} \sin i \cos i} \quad (1.25)$$

Para $c = 0$, tem-se:

$$F_s = \frac{(\gamma_{sub} - \gamma_a \operatorname{tg} i \operatorname{tg} \alpha) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i} \quad (1.26)$$

Considere-se agora a condição de equilíbrio-limite em três casos particulares.

1.8.1 Circulação da água paralela à superfície livre do talude ($\alpha = 0$)

Fazendo-se $\alpha = 0$ na Eq. 1.25, tem-se:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \sin i \cos i}$$

Que corresponde à Eq. 1.13.

Em algumas publicações, essa equação pode ser encontrada escrita da seguinte forma:

$$F_s = \frac{c}{z \gamma_{sat} \cos i^2 \operatorname{tg} i} + \frac{\gamma_{sub} \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i} \quad (1.27)$$

Fazendo-se $c = 0$ nessa equação, obtém-se:

$$F_s = \frac{\gamma_{sub} \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i} \quad (1.28)$$

Conforme visto anteriormente, a razão de pesos específicos ($\gamma_{sub}/\gamma_{sat}$) é geralmente próxima a (1/2), e, assim, a equação anterior se torna:

$$F_s = \frac{1}{2} \frac{\operatorname{tg} \phi}{\operatorname{tg} i} \quad (1.29)$$

1.8.2 Circulação de água horizontal ($\alpha = i$)

Partindo-se da Eq. 1.25, tem-se:

$$F_s = \frac{c}{z \gamma_{sat} \sin i \cos i} + \frac{(\gamma_{sub} - \gamma_a \operatorname{tg}^2 i) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i} \quad (1.30)$$

Para $c = 0$:

$$F_s = \frac{(\gamma_{sub} - \gamma_a \operatorname{tg}^2 i) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i}$$

Admitindo-se que $\gamma_a = \gamma_{sub}$, tem-se:

$$F_s = \frac{\gamma_{sub} \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat}} \left(\frac{1 - \operatorname{tg}^2 i}{\operatorname{tg} i} \right)$$

Fazendo-se $\frac{\gamma_{sub}}{\gamma_{sat}} = \frac{1}{2}$, como feito anteriormente:

$$F_s = \text{tg } \phi \left(\frac{1 - \text{tg}^2 i}{2 \text{tg } i} \right)$$

Sabendo-se da trigonometria que:

$$\text{tg } 2i = \frac{2 \text{tg } i}{1 - \text{tg}^2 i}$$

E por comparação com a equação anterior, pode-se fazer:

$$F_s = \frac{\text{tg } \phi}{\text{tg } 2i} \quad (1.31)$$

1.8.3 Circulação de água vertical ($\alpha = 90 + i$)

Substituindo-se α na Eq. 1.25:

$$F_s = \frac{c}{z \gamma_{sat} \text{sen } i \cos i} + \frac{(\gamma_{sub} - \gamma_a \text{tg } i \text{tg } (90 + i)) \text{tg } \phi}{\gamma_{sat} \text{tg } i}$$

Como $\text{tg } (90 + i) = -\text{cotg } i$, ao realizar a substituição na equação anterior obtém-se:

$$F_s = \frac{c}{z \gamma_{sat} \text{sen } i \cos i} + \frac{(\gamma_{sub} + \gamma_a) \text{tg } \phi}{(\gamma_{sub} + \gamma_a) \text{tg } i}$$

$$F_s = \frac{c}{z \gamma_{sat} \text{sen } i \cos i} + \frac{\text{tg } \phi}{\text{tg } i}$$

E para $c = 0$:

$$F_s = \frac{\text{tg } \phi}{\text{tg } i}$$

Esses resultados mostram que o fator de segurança de uma vertente diminui à medida que o escoamento da água tende à horizontal. Esse efeito pode ser verificado visualmente na Fig. 1.8, pois, à medida que a linha de fluxo tende à horizontalização, aumenta o comprimento da linha LM. O crescimento de LM representa elevação da pressão neutra, que atinge um valor máximo quando LM é igual a z .

1.9 O fator de segurança e a força sísmica

Análises que envolvem a estabilidade de taludes sob influência de sismos são conhecidas como pseudoestáticas. Nessas análises, as forças devidas a tremores de terra são representadas por componentes verticais e horizontais e consideram o peso da massa de solo ou rocha potencialmente instáveis multiplicada por um coeficiente conhecido como *coeficiente sísmico*. De acordo com Day (2002), Kramer (1996) e Duncan e Wright (2005), é comum nas análises pseudoestáticas desprezar a componente vertical da força sísmica pelo fato de essa componente causar um efeito muito menor na estabilidade de taludes. Além disso, os valores da aceleração de pico horizontal são maiores do que os da vertical.

Conforme visto anteriormente, a pressão vertical σ_v atuante na base do talude e devida ao peso do solo é dada pela Eq. 1.1, ou seja:

$$\sigma_v = \gamma_{nat} z \cos i$$

As componentes normal σ_n e tangencial σ_s de σ_v , com base na Fig. 1.9, são dadas por:

$$\sigma_n = \gamma_{nat} z \cos^2 i$$

$$\sigma_s = \gamma_{nat} z \cos i \sin i$$

Para a determinação do fator de segurança, é necessário conhecer a resistência ao cisalhamento τ . Por Coulomb, tem-se:

$$\tau = c + \sigma_n \operatorname{tg} \phi$$

Em que c é a coesão do solo e ϕ é o ângulo de atrito interno.

Como referido anteriormente, a força sísmica S é uma força que atua na horizontal e é dirigida para fora do talude. A magnitude de S relaciona-se ao peso por um coeficiente sísmico a_s , que representa uma fração decimal da aceleração da gravidade.

Hoek (1970) descreve um escorregamento planar de rocha em Hong Kong e apresenta uma expressão analítica do fator de segurança considerando a carga sísmica horizontal. Esse trabalho serviu de base para a formulação a seguir.

A força sísmica S é dada por:

$$S = ma = \left(\frac{P}{g} \right) a_s, \quad g = P a_s$$

Ou seja:

$$S = P a_s \quad (1.32)$$

Na equação apresentada anteriormente, m é a massa do solo ou do bloco de rocha a ser movimentado, enquanto a é a aceleração da gravidade.

O coeficiente sísmico depende da zona sísmica onde a escavação está localizada e, segundo Pariseau (2007), varia entre 0,0 e 0,2. Na região central do Brasil, de acordo com Peña (2012), as acelerações máximas não ultrapassam $0,2 \text{ m/s}^2$ (0,02 g), mas no Estado do Ceará (Nordeste) esses valores podem chegar a $2,4 \text{ m/s}^2$ (0,24 g).

Tendo-se por base a equação anterior, pode-se fazer:

$$S = a_s \sigma_v$$

Em que S é a tensão associada à força sísmica S . A componente dessa tensão que atua perpendicularmente ao plano de deslizamento é dada por (ver Fig. 1.9):

$$S_n = a_s \sigma_v \sin i$$

E logo:

$$S_n = a_s \gamma_{nat} z \cos i \sin i$$

A componente da tensão sísmica que atua paralelamente ao plano de deslizamento é dada por:

$$S_s = a_s \sigma_v \cos i$$

Após a substituição de σ_v :

$$S_s = a_s \gamma_{nat} z \cos^2 i$$

O total das forças resistentes é fornecido pela equação de Coulomb:

$$\tau = c + (\gamma_{nat} z \cos^2 i - a_s \gamma_{nat} z \cos i \sin i) \text{tg } \phi$$

Enquanto o total das forças mobilizantes é dado por:

$$\sigma_s = \gamma_{nat} z \cos i \sin i + a_s \gamma_{nat} z \cos^2 i$$

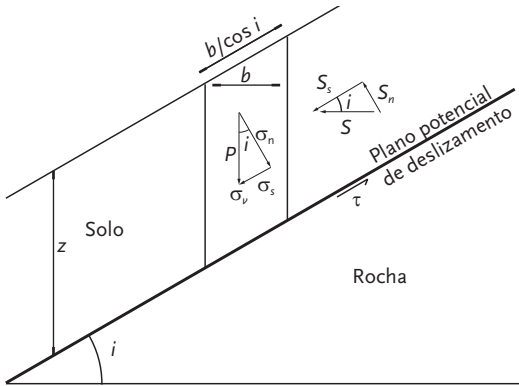


Fig. 1.9 Forças atuantes em um talude de terra com uma camada de solo de profundidade z devidas ao peso P do solo e à atuação de força sísmica

O fator de segurança, por definição, é igual a:

$$F_s = \frac{\tau}{\sigma_s}$$

E, após as substituições:

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{nat} z \cos^2 i - a_s \gamma_{nat} z \cos i \sin i) \text{tg } \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \sin i + a_s \gamma_{nat} z \cos^2 i} \quad (1.33)$$

Pelo mesmo procedimento, pode-se obter o fator de segurança para o talude saturado:

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{sub} z \cos^2 i - a_s \gamma_{sub} z \cos i \sin i) \text{tg } \phi}{\gamma_{sat} z \cos i \sin i + a_s \gamma_{sat} z \cos^2 i} \quad (1.34)$$

E o fator de segurança para o talude subsaturado é dado por:

$$F_s = \frac{c + [(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i - (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) a_s \cos i \sin i] \text{tg } \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \sin i \cos i + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) a_s \cos^2 i} \quad (1.35)$$

1.10 Análise da estabilidade de talude infinito com vegetação

Nesta seção será discutida a estabilidade de um talude infinito com vegetação (Fig. 1.10), e o nível freático a uma profundidade h_1 da superfície e a uma distância h_2 da base da camada de solo ou da superfície de deslizamento.



Fig. 1.10 Escorregamento de solo em um talude infinito com vegetação

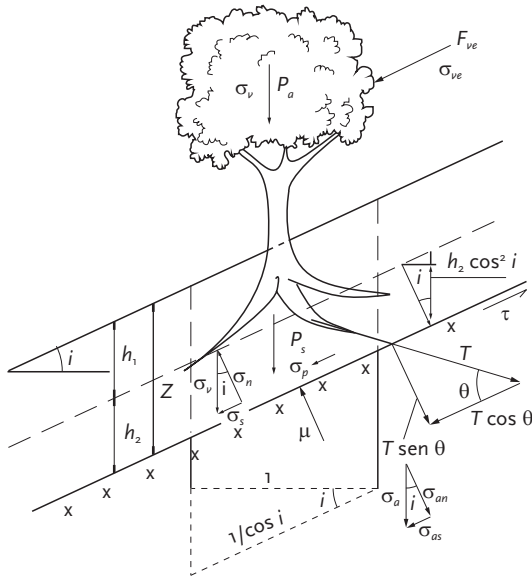


Fig. 1.11 Elementos geométricos de um talude ou vertente com vegetação e forças atuantes

Pelo fato de o talude ou a vertente ser florestada, deve-se levar em conta na análise da estabilidade a sobrecarga devida ao peso das árvores, a força do vento atuando nas copas, a ação das raízes no aumento da coesão do sistema solo-raiz e o efeito de tirante das raízes. Os elementos geométricos para a análise da estabilidade desse tipo de vertente são apresentados na Fig. 1.11.

1.10.1 Sobrecarga exercida pelas árvores na vertente

A pressão exercida sobre o talude devida ao peso das árvores P_a é dada por:

$$\sigma_a = P_a \cos i \tag{1.36}$$

As suas componentes normal e tangencial são:

$$\sigma_{an} = \sigma_a \cos i = P_a \cos^2 i \tag{1.37}$$

$$\sigma_{as} = \sigma_a \sin i = P_a \sin i \cos i \tag{1.38}$$

1.10.2 Pressão devida ao peso do solo

O cálculo da pressão do solo deve levar em conta as zonas saturada e não saturada da vertente. Assim, tendo-se por base a Fig. 1.11, obtém-se:

$$\sigma_v = \frac{h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}}{\cos i} = (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \cos i \tag{1.39}$$

As suas componentes normal e tangencial são, respectivamente:

$$\sigma_n = \sigma_v \cos i = (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \cos^2 i \tag{1.40}$$

$$\sigma_s = \sigma_v \sin i = (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \sin i \cos i \tag{1.41}$$

1.10.3 Pressão neutra atuante no plano de ruptura potencial

O valor da pressão neutra (μ), tendo-se por base a Eq. 1.10, é expressa da seguinte forma:

$$\mu = \gamma_a h_2 \cos^2 i \tag{1.42}$$

1.10.4 Força de arrasto do vento na copa da árvore

A pressão σ_{ve} exercida pelo vento sobre uma cobertura vegetal pode ser transmitida ao solo como uma pressão adicional. Se o vento sopra na direção da inclinação da vertente, a força de arrasto do vento F_{ve} deverá ser adicionada às forças mobilizantes, reduzindo a resistência à ruptura. Essa força foi investigada em experimentos em túneis de vento por Hsi e Nath (1970) com “florestas-modelo”, sendo o esforço cisalhante dado por:

$$\sigma_{ve} = C \left(\frac{\rho \mu_a^2}{2} \right) \quad (1.43)$$

Em que C é o coeficiente de arrasto, ρ , a densidade da massa de ar, equivalente a $0,00123 \text{ Mg/m}^3$, em média ($\text{Mg} = \text{megagrama}$, e $1 \text{ Mg} = 1.000.000 \text{ g}$), quando tomado ao nível do mar (Styczen; Morgan, 1995), e μ_a , a velocidade do vento em km/h .

O coeficiente de arrasto do vento situa-se entre 0,30 e 0,15 na copa da floresta (Wu; McKinnell; Swanston, 1979). Para uma velocidade do vento de 90 km/h e para $C = 0,2$, o valor de σ_{ve} , de acordo com a Eq. 1.43, é de aproximadamente 1 kPa ; se $C = 0,3$, então σ_{ve} é de $1,49 \text{ kPa}$, e, para $C = 0,15$, σ_{ve} é de $0,75 \text{ kPa}$.

Segundo Styczen e Morgan (1995), a força do vento somente tem significado quando atua em árvores e quando sua velocidade é superior a 40 km/h .

Sendo $(1/\cos i)$ a área da seção da vertente, a força de arrasto do vento será dada por:

$$F_{ve} = \frac{\sigma_{ve}}{\cos i} \quad (1.44)$$

Em que σ_{ve} representa a pressão paralela à vertente devida à força do vento.

1.10.5 Aumento da resistência do solo devido às raízes

Estudos desenvolvidos por O’Loughlin (1984) indicam que as raízes finas, com diâmetro entre 1 mm e 20 mm , contribuem mais significativamente para o aumento da resistência do solo, ao contrário das raízes maiores, que não desempenham um papel muito importante nesse sentido. Gramíneas, legumes e pequenos arbustos podem exercer um efeito significativo de reforço do solo até uma profundidade de $0,75\text{-}1,5 \text{ m}$, enquanto as árvores podem aumentar a resistência do solo a profundidades de 3 m ou mais, dependendo da morfologia das raízes.

A relação entre a coesão do solo e as raízes não é ainda bem conhecida. Tengbeh (1989) verificou que a gramínea *Lolium perenne* Loretta aumenta a coesão do solo (c ; kPa) em função da densidade das raízes (RD ; Mg/m^3), segundo uma relação exponencial, de maneira que, para um solo argiloarenoso, tem-se:

$$c = 10,54 + 8,63 \log RD \quad (1.45)$$

Ao passo que, para um solo argiloso:

$$c = 11,14 + 9,9 \log RD \quad (1.46)$$

Waldron (1977), por outro lado, encontrou uma relação linear entre a mudança da resistência ao cisalhamento e a razão da área de raízes de cevada em um solo siltoargiloso, e Ziemer (1981), entre a resistência ao cisalhamento e a biomassa das raízes de *Pinus cordata* em areias.

Esses estudos mostram que o reforço do solo pelas raízes pode ser significativo no aumento da resistência do solo, mesmo com densidade das raízes baixa e em condições de baixa resistência do solo. As duas equações vistas anteriormente indicam que a coesão se eleva rapidamente com o aumento da densidade das raízes, mas o aumento dessa densidade acima de $0,5 \text{ Mg/m}^3$ em solo argiloso e acima de $0,7 \text{ Mg/m}^3$ em solo arenoargiloso mostra um pequeno efeito adicional. Isso significa dizer que a vegetação exerce sua maior influência junto à superfície do solo, onde a densidade das raízes é geralmente maior e o solo, por outro lado, é relativamente mais fraco.

Considerando-se o aumento de coesão do solo como uma função da densidade das raízes, pode-se analisar agora a influência da tensão suportada pelas raízes na resistência do solo à ruptura. O efeito máximo na resistência à ruptura ocorre quando a resistência à tensão das raízes é totalmente mobilizada e, quando sob deformação, o comportamento das raízes e do solo é compatível. Isso requer raízes com elevada rigidez ou módulo de tensão para mobilizar uma resistência suficiente do solo contra a ruptura.

O efeito da resistência à tensão é limitado em vegetação que apresenta raízes pouco profundas, pois elas podem ser facilmente arrancadas do solo pela perda de ligação entre a raiz e o solo antes que o pico de resistência à tensão seja atingido (Waldron; Dakessian, 1981). O efeito da tensão é mais pronunciado em árvores cujas raízes penetram diversos metros no solo e, especialmente, se percorrerem caminhos tortuosos em torno de pedras e/ou outras raízes, que fornecem um bom ancoramento. Por outro lado, o efeito da resistência das raízes é minimizado em locais onde o solo está sob compressão, em vez de tensão, como acontece no sopé de vertentes. Nesse caso, a ruptura das raízes pode ocorrer por flexão.

Assim, considerando-se a força de tensão (T ; kN/m) das raízes atuando na base do plano de deslocamento e o ângulo θ , entre a raiz e o plano de deslizamento, e ainda se levando em conta os elementos geométricos da Fig. 1.11, o esforço resistente total (τ_r) ao movimento é igual a:

$$\tau_r = + T \cos \theta \quad (1.47)$$

Em que:

$$\tau = c + \sigma_e \operatorname{tg} \phi \quad \text{e} \quad c = c_s + s_r$$

Substituindo-se os valores encontrados nas equações anteriores e lembrando que c , na realidade, representa o efeito combinado da coesão do solo (c_s) e das raízes (s_r), tem-se:

E logo:

$$\tau = c_s + s_r + (\sigma_n + \sigma_{an} + T \operatorname{sen} \theta) \operatorname{tg} \phi$$

$$\tau = c_s + s_r + \left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \cos^2 i + P_a \cos^2 i + T \operatorname{sen} i \right] \operatorname{tg} \phi \quad (1.48)$$

Substituindo-se essa equação na Eq. 1.47, obtém-se:

$$\tau_t = c_s + s_r + \left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat} - h_2 \gamma_a) \cos^2 i + P_a \cos^2 i + T \operatorname{sen} \theta \right] \operatorname{tg} \phi + T \cos \theta \quad (1.49)$$

Sabendo-se que $\gamma_{sub} = \gamma_{sat} - \gamma_a$ e substituindo-se na equação anterior:

$$\tau_t = c_s + s_r + \left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub} + P_a) \cos^2 i + T \operatorname{sen} \theta \right] \operatorname{tg} \phi + T \cos \theta \quad (1.50)$$

O esforço mobilizante total (σ_M) é igual a:

$$\sigma_M = \sigma_s + \sigma_{as} + \sigma_{ve} \quad (1.51)$$

Substituindo-se os respectivos valores:

$$\sigma_M = \left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve} \right] \cos i \quad (1.52)$$

O fator de segurança é dado por:

$$F_s = \frac{\tau_t}{\sigma_M} \quad (1.53)$$

Substituindo-se os valores determinados nas Eqs. 1.50 e 1.52, obtém-se:

$$F_s = \frac{c_s + s_r + \left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub} + P_a) \cos^2 i + T \operatorname{sen} \theta \right] \operatorname{tg} \phi + T \cos \theta}{\left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve} \right] \cos i} \quad (1.54)$$

Fazendo-se $\gamma_{nat} = \gamma_{sat}$ e lembrando que $h_1 + h_2 = z$, ao realizar a substituição na equação anterior obtém-se:

$$F_s = \frac{c_s + s_r + \left[(z \gamma_{nat} - h_2 \gamma_a + P_a) \cos^2 i + T \operatorname{sen} \theta \right] \operatorname{tg} \phi + T \cos \theta}{\left[(z \gamma_{nat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve} \right] \cos i} \quad (1.55)$$

Nessa equação, portanto, T representa a tensão a que estão submetidas as raízes. O valor médio de T gira em torno de 5 kN/m (Styczen; Morgan, 1995), enquanto s_r pode ser adequadamente calculado pelo emprego da Eq. 1.45 ou 1.46.

Quando $T = 0$, então:

$$F_s = \frac{c_s + s_r + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub} + P_a) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\left[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve} \right] \cos i} \quad (1.56)$$

No caso de a vertente estar saturada, $h_1 = 0$ e $h_2 = z$. Logo:

$$F_s = \frac{c_s + s_r + (z \gamma_{sub} z + P_a) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\left[(z \gamma_{sat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve} \right] \cos i} \quad (1.57)$$

Nessa mesma vertente, não tendo vegetação ($s_r = 0$, $P_a = 0$ e $F_{ve} = 0$), obtém-se a seguinte equação, que corresponde à Eq. 1.13:

$$F_s = \frac{c_s + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \operatorname{sen} i \cos i}$$

E, para $c_s = 0$, tem-se:

$$F_s = \frac{\gamma_{sub} \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} \operatorname{tg} i}$$

1.11 Exemplos práticos: taludes infinitos

- Determinar o fator de segurança contra escorregamento de uma vertente em solo com 10 m de profundidade, sabendo-se que $\phi = 40^\circ$, $c = 500 \text{ kg/m}^2$, $i = 30^\circ$ e $\gamma_{nat} = 1,5 \text{ t/m}^3$.

Solução:

O peso específico natural do solo, $\gamma_{nat} = 1,5 \text{ t/m}^3$, corresponde a:

$$\gamma_{nat} = \frac{1,5 \times 1.000 \times 1.000}{100 \times 100 \times 100} = 1,5 \text{ g/cm}^3$$

E a coesão corresponde a:

$$c = \frac{500 \times 1.000}{100 \times 100} = 50 \text{ g/cm}^2$$

Com o emprego da Eq. 1.4, tem-se:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i}$$

$$F_s = \frac{50 + 1,5 \times 1.000 \times \cos^2 30 \times \operatorname{tg} 40}{1,5 \times 1.000 \times \cos 30 \times \operatorname{sen} 30} = 1,530$$

- A resistência média ao cisalhamento do solo de uma vertente, após ensaios laboratoriais, é de 8 t/m^2 . O ângulo de inclinação do talude é igual a 32° e a camada de solo tem uma profundidade de 7,5 m. Considerando-se que o peso específico natural do solo é de $1,9 \text{ t/m}^3$, determinar o fator de segurança do talude.

Solução:

Considerando-se a Eq. 1.3:

$$\sigma_s = \gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i$$

E nela se substituindo os valores do problema, obtém-se:

$$\sigma_s = 1,9 \times 7,5 \times \cos 32 \times \operatorname{sen} 32 = 6,40 \text{ t/m}^3$$

O fator de segurança é dado por:

$$F_s = \frac{\tau}{\sigma_s}$$

E substituindo-se os valores nessa equação:

$$F_s = \frac{8}{6,40} = 1,25$$

3. Determinar o fator de segurança do talude infinito mostrado na Fig. 1.12, bem como a altura z que poderá ser aceita considerando-se um fator de segurança igual a 2.

Solução:

O fator de segurança pode ser obtido por meio da Eq. 1.4, ou seja:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i}$$

Substituindo-se os valores nessa equação:

$$F_s = \frac{13 + 17,5 \times 2,5 \times \cos^2 27 \times \operatorname{tg} 22}{17,5 \times 2,5 \times \cos 27 \times \operatorname{sen} 27} = 1,528$$

A altura z do solo para um fator de segurança igual a 2 é dada por:

$$2 = \frac{13 + 17,5 \times z \times \cos^2 27 \times \operatorname{tg} 22}{17,5 \times z \times \cos 27 \times \operatorname{sen} 27}$$

Donde resulta:

$$14,1578z = 13 + 5,6131z$$

E finalmente:

$$z = 1,521 \text{ m}$$

4. Determinar o fator de segurança de um talude infinito com 27° de inclinação e que apresenta uma profundidade de solos igual a 2,5 m, sabendo-se que o peso específico do solo natural é igual a $17,5 \text{ kN/m}^3$. Testes de laboratório indicaram que a coesão e o ângulo de atrito interno do solo são iguais a 13 kPa e 22° , respectivamente. Determinar o fator de segurança do talude 20 anos mais tarde, considerando-se que a espessura do solo no local aumente 5 cm por ano. Também determinar quantos anos levará para que o talude se desestabilize pelo aumento da espessura do solo.

Solução:

O fator de segurança pode ser obtido por meio da Eq. 1.4, ou seja:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i}$$

Substituindo-se os valores:

$$F_s = \frac{13 + 17,5 \times 2,5 \times \cos^2 27 \times \operatorname{tg} 22}{17,5 \times 2,5 \times \cos 27 \times \operatorname{sen} 27} = 1,528$$

O fator de segurança, 20 anos mais tarde, uma vez que a profundidade do solo passa a ser de 3,5 m, é igual a:

$$F_s = \frac{13 + 17,5 \times 3,5 \times \cos^2 27 \times \operatorname{tg} 22}{17,5 \times 3,5 \times \cos 27 \times \operatorname{sen} 27} = 1,318$$

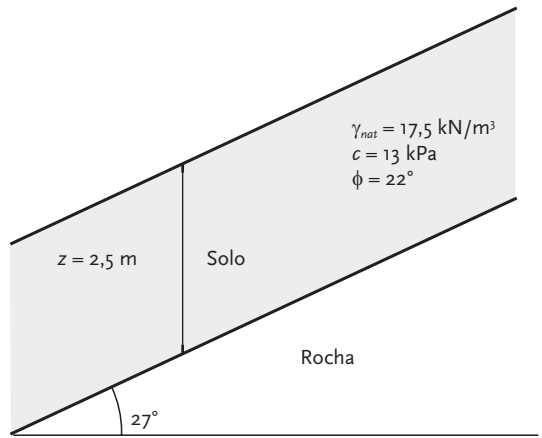


Fig. 1.12 Talude infinito considerado no exemplo

A desestabilização do talude, em função da profundidade do solo acumulado, ocorrerá quando o fator de segurança for igual à unidade, ou seja:

$$1 = \frac{13 + 17,5 \times z \times \cos^2 27 \times \operatorname{tg} 22}{17,5 \times z \times \cos 27 \times \operatorname{sen} 27}$$

$$7,0788z = 13 + 5,6131z$$

E logo:

$$z = 8,869 \text{ m}$$

Dessa forma, considerando-se apenas a mesma taxa de aumento de profundidade do solo, o talude se desestabilizará dentro de um período de cerca de 127 anos.

5. Uma vertente apresenta inclinação de 20° , ângulo de atrito de 35° e coesão de $1,5 \text{ t/m}^2$. A profundidade do solo no local, verificada por tradagem, é igual a 3 m. Determinar o fator de segurança da vertente, sabendo-se que a profundidade do nível freático é de 2 m. Um laboratório forneceu os seguintes dados do solo: $\gamma_{nat} = 1,9 \text{ t/m}^3$, $\gamma_g = 2,82 \text{ g/cm}^3$ e índice de vazios = 30%. Considerar o peso específico da água igual a 1 g/cm^3 . Qual seria o fator de segurança, caso a vertente viesse a ficar totalmente saturada? E no caso de a vertente estar totalmente seca?

Solução:

O peso específico do solo saturado γ_{sat} é dado por:

$$\gamma_{sat} = \frac{\gamma_g + \varepsilon \gamma_a}{1 + \varepsilon}$$

Substituindo-se os valores:

$$\gamma_{sat} = \frac{2,82 + 0,3 \times 1,0}{1 + 0,3} = 2,4 \text{ t/m}^3$$

O peso específico do solo submerso é dado por:

$$\gamma_{sub} = \gamma_{sat} - \gamma_a$$

$$\gamma_{sub} = 2,4 - 1,0 = 1,4 \text{ t/m}^3$$

O fator de segurança da vertente é dado pela Eq. 1.16:

$$F_s = \frac{c + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \operatorname{sen} i \cos i}$$

Substituindo-se os valores, obtém-se:

$$F_s = \frac{1,5 + (1 \times 1,9 + 2 \times 1,4) \times \cos^2 20 \times \operatorname{tg} 35}{(1 \times 1,9 + 2 \times 2,4) \times \operatorname{sen} 20 \times \cos 20} = 2,046$$

No caso da vertente totalmente saturada, $h_2 = z$ e $h_1 = 0$. Substituindo-se esses parâmetros na Eq. 1.16, obtém-se a Eq. 1.13:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \operatorname{sen} i \cos i}$$

Substituindo-se os valores:

$$F_s = \frac{1,5 + 1,4 \times 3 \times \cos^2 20 \times \text{tg } 35}{2,4 \times 3 \times \text{sen } 20 \times \cos 20} = 1,770$$

No caso da vertente seca, $h_2 = 0$ e $h_1 = z$. Substituindo-se esses parâmetros na Eq. 1.16, obtém-se a Eq. 1.4:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \text{tg } \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \text{sen } i}$$

E nela se substituindo os valores:

$$F_s = \frac{1,5 + 1,9 \times 3 \times \cos^2 20 \times \text{tg } 35}{1,9 \times 3 \times \cos 20 \times \text{sen } 20} = 2,743$$

6. Determinar o fator de segurança de uma vertente com 25° de inclinação e ângulo de atrito interno igual a 45° nos casos em que a vertente é seca e quando é saturada, e, neste último caso, com fluxos de água paralelos à vertente, verticais e horizontais. Considerar a coesão = 5 kPa, $\gamma_{nat} = 19 \text{ kN/m}^3$; $\gamma_{sat} = 22 \text{ kN/m}^3$; e profundidade do solo = 10 m.

Solução:

O fator de segurança para uma vertente seca é dado pela Eq. 1.4:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \text{tg } \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \text{sen } i}$$

Substituindo-se os valores:

$$F_s = \frac{5 + 19 \times 10 \times \cos^2 25 \times \text{tg } 45}{19 \times 10 \times \cos 25 \times \text{sen } 25} = 2,213$$

Para a vertente saturada (Eq. 1.13):

$$F_s = \frac{c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \text{tg } \phi}{\gamma_{sat} z \text{sen } i \cos i}$$

Substituindo-se os valores:

$$F_s = \frac{5 + 12 \times 10 \times \cos^2 25 \times \text{tg } 45}{22 \times 10 \times \text{sen } 25 \times \cos 25} = 1,229$$

Tomando-se como referência a Eq. 1.25:

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{sub} z \cos^2 i - \gamma_a z \text{sen } i \cos i \text{tg } \alpha) \text{tg } \phi}{z \gamma_{sat} \text{sen } i \cos i}$$

E nela se fazendo $\alpha = 0$, para fluxo horizontal, obtém-se a equação apresentada anteriormente, com um fator de segurança já calculado de 1,229.

Para fluxo horizontal, $\alpha = i$, e logo:

$$F_s = \frac{5 + (12 \times 10 \times \cos^2 25 - 10 \times 10 \times \text{sen } 25 \times \cos 25 \times \text{tg } 25) \times \text{tg } 45}{10 \times 22 \times \text{sen } 25 \times \cos 25} = 1,017$$

Para fluxo vertical, $\alpha = 90 + i$, e logo:

$$F_s = \frac{5 + (12 \times 10 \times \cos^2 25 - 10 \times 10 \times \sin 25 \times \cos 25 \times \text{tg } 115) \times \text{tg } 45}{10 \times 22 \times \sin 25 \times \cos 25} = 2,204$$

7. Determinar os índices de segurança de uma vertente em um solo residual de arenito, sabendo-se que a profundidade do solo é de 10 m e o ângulo de

inclinação da vertente é de 25° (Fig. 1.13). Recalcular os índices de segurança no caso de o nível de água atingir 2 m e no caso de atingir 5 m e 8 m de profundidade. Características do solo: porosidade = 34%, peso específico dos grãos = 27 kN/m³, G = 30%, coesão = 5 kPa e ângulo de atrito interno = 38°.

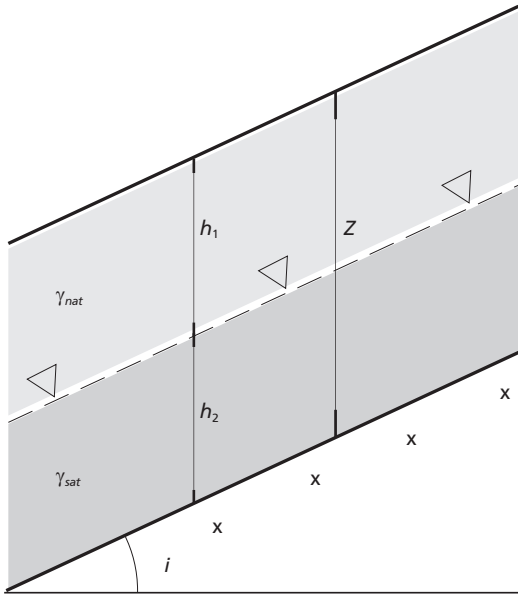


Fig. 1.13 Talude infinito com altura variável do nível freático

Solução:

Tendo-se em vista o fator de segurança fornecido pela Eq. 1.16, é necessário antes determinar o peso específico natural, o peso específico saturado e o peso específico submerso do solo. Assim:

$$\varepsilon = \frac{\eta}{1 - \eta} = \frac{0,34}{1 - 0,34} = 0,515$$

$$\gamma_{nat} = \frac{\gamma_g + G \varepsilon \gamma_a}{1 + \varepsilon} = \frac{27 + 0,3 \times 0,515 \times 10}{1 + 0,515} = 18,84 \text{ kN/m}^3$$

$$\gamma_{sat} = \frac{\gamma_g + \varepsilon \gamma_a}{1 + \varepsilon} = \frac{27 + 0,515 \times 10}{1 + 0,515} = 21,22 \text{ kN/m}^3$$

$$\gamma_{sub} = \gamma_{sat} - \gamma_a = 21,22 - 10 = 11,22 \text{ kN/m}^3$$

Substituindo-se os valores obtidos e os dados fornecidos pelo problema na equação a seguir, em que $h_1 = 2$ e $h_2 = 8$, tem-se:

$$F_s = \frac{c + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i \text{tg } \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \sin i \cos i}$$

$$F_s = \frac{5 + (2 \times 18,84 + 8 \times 11,21) \times \cos^2 25 \times \text{tg } 38}{(2 \times 18,84 + 8 \times 21,22) \times \sin 25 \times \cos 25} = 1,08$$

No caso de o nível de água atingir 5 m de profundidade, $h_1 = h_2 = 5$:

$$F_s = \frac{5 + (5 \times 18,84 + 5 \times 11,21) \times \cos^2 25 \times \text{tg } 38}{(5 \times 18,84 + 5 \times 21,22) \times \sin 25 \times \cos 25} = 1,31$$

Já no caso de o nível de água atingir 8 m de profundidade, $h_1 = 8$ e $h_2 = 2$:

$$F_s = \frac{5 + (8 \times 18,84 + 2 \times 11,21) \times \cos^2 25 \times \text{tg } 38}{(8 \times 18,84 + 2 \times 21,22) \times \text{sen } 25 \times \cos 25} = 1,55$$

8. Uma vertente saturada apresenta espessura de solo igual a 5 m. Ensaios de laboratório mostraram que $\gamma_{sat} = 2,1 \text{ g/cm}^3$, $\phi = 27$ e $c = 50 \text{ g/cm}^2$.
- Determinar o ângulo crítico de inclinação dessa vertente.
 - Qual seria o ângulo de inclinação de um talude a ser escavado nessa mesma vertente com um fator de segurança igual a 1,5?
 - Determinar a inclinação de um talude a ser escavado nessa vertente supondo-se que o nível de água alcance uma altura de 2,5 m acima do plano potencial de deslizamento. Considerar o fator de segurança igual a 1,5.
 - Qual seria o ângulo de inclinação do talude considerando-se a vertente seca e um fator de segurança de 1,5?

Solução:

- a] A inclinação crítica de uma vertente saturada, levando-se em conta a coesão do solo, é dada pela Eq. 1.22:

$$\text{tg } i_{cr} = \frac{\gamma_{sat} z \pm \sqrt{(\gamma_{sat} z)^2 - 4c(\gamma_{sub} z \text{tg } \phi + c)}}{2c}$$

Substituindo-se os respectivos valores:

$$\text{tg } i_{cr} = \frac{2,1 \times 500 \pm \sqrt{(2,1 \times 500)^2 - 4 \times 50 \times (1,1 \times 500 \times \text{tg } 27 + 50)}}{2 \times 50}$$

Por se tratar de uma equação do segundo grau, obtêm-se dois resultados: 20,6806, que corresponde a uma inclinação crítica de 87,23°, e 0,31937, que corresponde a uma inclinação crítica de 17,71°. A resposta correta é a segunda.

- b] A inclinação de um talude escavado numa vertente saturada, com um fator de segurança igual a 1,5, é dada pela Eq. 1.24, ligeiramente modificada, uma vez que $\gamma_{sub} = \gamma_{sat} - \gamma_a$:

$$\text{tg } i = \frac{F_s \gamma_{sat} z \pm \sqrt{(F_s \gamma_{sat} z)^2 - 4c(\gamma_{sub} z \text{tg } \phi + c)}}{2c}$$

Substituindo-se os valores:

$$\text{tg } i = \frac{1,5 \times 2,1 \times 500 \pm \sqrt{(1,5 \times 2,1 \times 500)^2 - 4 \times 50 \times (1,1 \times 500 \times \text{tg } 27 + 50)}}{2 \times 50}$$

Assim como no caso anterior, obtêm-se duas raízes. A resposta correta é $\text{tg } i = 0,2110$, que corresponde a um ângulo de inclinação de 11,9°.

- c] A inclinação do talude, considerando-se uma altura do nível de água igual a 2,5 m e um fator de segurança igual a 1,5, é dada pela Eq. 1.24:

$$\operatorname{tg} i = \frac{F_s \gamma_{sat} z \pm \sqrt{(F_s \gamma_{sat} z)^2 - 4c \left[\left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \operatorname{tg} \phi + c \right]}}{2c}$$

Substituindo-se os valores:

$$\operatorname{tg} i = \frac{1,5 \times 2,1 \times 500 \pm \sqrt{(1,5 \times 2,1 \times 500)^2 - 4 \times 50 \times \left[\left(2,1 - \frac{250}{500} \times 1,0 \right) \times 500 \times \operatorname{tg} 27 + 50 \right]}}{2 \times 50}$$

O ângulo de inclinação do talude, nesse caso, é igual a 16,34°.

- d] O ângulo de inclinação do talude, considerando-se a vertente seca e um fator de segurança de 1,5, é dado pela equação anterior, fazendo-se $h_2 = 0$. Ou seja:

$$\operatorname{tg} i = \frac{1,5 \times 2,1 \times 500 \pm \sqrt{(1,5 \times 2,1 \times 500)^2 - 4 \times 50 \times \left[\left(2,1 - \frac{0}{500} \times 1,0 \right) \times 500 \times \operatorname{tg} 27 + 50 \right]}}{2 \times 50}$$

E, nessa situação, o ângulo de inclinação é igual a 20,6°.

9. Determinar a coesão do solo em uma vertente em que se verificou uma cicatriz de escorregamento, sabendo-se que $\gamma_{sat} = 1,7 \text{ t/m}^3$, a profundidade da camada de solo é igual a 5 m, o ângulo de atrito é de 40° e a inclinação da vertente é de 30°. Considerar o nível freático no momento do escorregamento estimado em 3 m da profundidade do solo. Recalcular a coesão para um nível freático de 4 m.

Solução:

A Eq. 1.20 fornece o valor da coesão do solo:

$$c = z \gamma_{sat} \operatorname{sen} i \cos i - \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi$$

Substituindo-se os valores:

$$c = 5 \times 1,7 \times \operatorname{sen} 30 \cos 30 - \left(1,7 - \frac{3}{5} \times 1 \right) \times 5 \times \cos^2 30 \operatorname{tg} 40 = 0,22 \text{ t/m}^2$$

No caso de o nível freático ser igual a 4 m, então $c = 0,85 \text{ t/m}^2$.

10. Determinar o fator de segurança de uma vertente infinita, sem vegetação e com vegetação, conhecendo-se os seguintes dados: $c = 10 \text{ kN/m}^2$, $\gamma_{sat} = 20 \text{ kN/m}^3$, $\gamma_{nat} = 18 \text{ kN/m}^3$, $Z = 1,0 \text{ m}$, $i = 35^\circ$, $\phi = 40^\circ$, $\gamma_a = 10 \text{ kN/m}^3$, $h_1 = 0,5 \text{ m}$ e $h_2 = 0,5 \text{ m}$. Recalcular o fator de segurança da mesma vertente considerando-se o efeito da vegetação, em que: $s_r = 5 \text{ kN/m}^3$, $P_a = 5,0 \text{ kN}$ e $F_{ve} = 1,0 \text{ kPa}$. Recalcular o fator de segurança da mesma vertente levando-se

em conta agora o efeito da tensão das raízes, em que $T = 5 \text{ kN/m}$ e $\theta = 45^\circ$. Recalcular o fator de segurança considerando-se a vertente vegetada e o solo saturado após um período de chuvas intensas, mas sem considerar o efeito de tirante das raízes. Recalcular o fator de segurança tendo-se em vista a vertente sem vegetação e o solo saturado.

Solução:

Tomando-se como referência a Eq. 1.56, reproduzida a seguir, nela se substituindo os dados do problema e ainda se considerando a vertente sem vegetação, em que $s_r = 0$, $P_a = 0$ e $F_{ve} = 0$, tem-se:

$$F_s = \frac{c_s + s_r + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub} + P_a) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{[(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat} + P_a) \operatorname{sen} i + F_{ve}] \cos i}$$

Substituindo-se os respectivos valores nessa equação:

$$F_s = \frac{10 + (0,5 \times 18 + 0,5 \times 10) \times \cos^2 35 \times \operatorname{tg} 40}{(0,5 \times 18 + 0,5 \times 20) \times \operatorname{sen} 35 \times \cos 35} = \frac{17,882}{8,927} = 2,00$$

Se a vertente for florestada, deve-se incluir os parâmetros referentes à vegetação na equação (Eq. 1.56):

$$F_s = \frac{10 + 5 + (0,5 \times 18 + 0,5 \times 10 + 5) \times \cos^2 35 \times \operatorname{tg} 40}{[(0,5 \times 18 + 0,5 \times 20 + 5) \times \operatorname{sen} 35 + 1,0] \times \cos 35} = \frac{25,697}{12,095} = 2,125$$

Para calcular o fator de segurança da mesma vertente levando-se em conta o efeito da tensão das raízes, com $T = 5 \text{ kN/m}$ e $\theta = 45^\circ$, deve-se usar a Eq. 1.54. Nela se substituindo os valores correspondentes, obtém-se:

$$F_s = \frac{[10 + 5 + (0,5 \times 18 + 0,5 \times 10 + 5) \times \cos^2 35 + 5 \times \operatorname{sen} 45] \times \operatorname{tg} 40 + 5 \times \cos 45}{[(0,5 \times 18 + 0,5 \times 20 + 5) \times \operatorname{sen} 35 + 1,0] \times \cos 35} = \frac{32,2}{12,095} = 2,662$$

Se a vertente for vegetada e o solo for saturado após um período de chuvas intensas, então (sem considerar o efeito de tirante das raízes):

$$F_s = \frac{10 + 5 + (1,0 \times 10 + 5) \times \cos^2 35 \times \operatorname{tg} 40}{[(1,0 \times 20 + 5) \times \operatorname{sen} 35 + 1,0] \times \cos 35} = \frac{23,445}{12,565} = 1,865$$

Se a vertente não tiver vegetação e o solo for saturado $h_1 = 0$ e $h_2 = z$, então:

$$F_s = \frac{10 + (1 \times 10) \times \cos^2 35 \times \operatorname{tg} 40}{(1,0 \times 20) \times \operatorname{sen} 35 \times \cos 35} = \frac{15,630}{9,397} = 1,663$$

11. Um corte rodoviário com uma profundidade de solo de 20 m foi executado com uma inclinação de 33° . Por ocasião de uma chuva intensa, ocorreu o escorregamento do talude. Ensaio de laboratório em amostras retiradas no maciço não escorregado indicaram $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$ e $\phi = 43$. Considerar que o nível de água no talude alcançou 15 m de altura. Pede-se:

- a) Determinar o valor da coesão efetiva mobilizada durante o escorregamento.
- b) Definir a nova inclinação do talude para que ele permaneça estável com um coeficiente de segurança mínimo igual a 1,5.

- c] Apresentar solução alternativa para que se obtenha um coeficiente de segurança mínimo de 1,5 mantendo-se a inclinação de 33° para o talude.

Solução:

- a] A Eq. 1.20, a seguir reproduzida, fornece o valor da coesão do solo, considerando-se que $\gamma_{nat} = \gamma_{sat}$, ou seja:

$$c = z \gamma_{sat} \operatorname{sen} i \cos i - \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi$$

Substituindo-se os valores:

$$c = 20 \times 18 \times \operatorname{sen} 33 \times \cos 33 - \left(18 - \frac{15}{20} \times 10 \right) \times 20 \times \cos^2 33 \times \operatorname{tg} 43 = 26,7 \text{ kPa}$$

- b] Com base na Eq. 1.24, a seguir reproduzida, tem-se:

$$\operatorname{tg} i = \frac{F_s \gamma_{sat} z \pm \sqrt{(F_s \gamma_{sat} z)^2 - 4c \left[\left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \operatorname{tg} \phi + c \right]}}{2c}$$

Substituindo-se os valores:

$$\operatorname{tg} i = \frac{1,5 \times 18 \times 20 \pm \sqrt{(1,5 \times 18 \times 20)^2 - 4 \times 26,7 \times \left[\left(18 - \frac{15}{20} \times 10 \right) \times 20 \times \operatorname{tg} 43 + 26,7 \right]}}{2 \times 26,7} = 0,4208$$

Que corresponde a um ângulo de inclinação de 22,82°.

- c] Com base na Eq. 1.17, e nela se substituindo os valores:

$$F_s = \frac{c + \left(\gamma_{sat} - \frac{h_2}{z} \gamma_a \right) z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{z \gamma_{sat} \operatorname{sen} i \cos i}$$

$$1,5 = \frac{26,7 + \left(18 - \frac{h_2}{20} \times 10 \right) \times 20 \times \cos^2 33 \times \operatorname{tg} 43}{20 \times 18 \times \operatorname{sen} 33 \times \cos 33}$$

Essa relação fornece o valor de $h_2 = 2,469$ m.

Dessa forma, diminuindo-se a altura h_2 do nível de água para 2,469 m, pela adequada instalação de drenos, obtém-se um fator de segurança de 1,5 para o talude em questão mantendo-se um ângulo de inclinação de 33°.

Como prova, pode-se utilizar a Eq. 1.24, que fornece o ângulo de inclinação da vertente em função do fator de segurança e do valor de h_2 determinado anteriormente:

$$\operatorname{tg} i = \frac{1,5 \times 18 \times 20 \pm \sqrt{(1,5 \times 18 \times 20)^2 - 4 \times 26,7 \times \left[\left(18 - \frac{2,469}{20} \times 10 \right) \times 20 \times \operatorname{tg} 43 + 26,7 \right]}}{2 \times 26,7} = 0,6493$$

E que corresponde a um ângulo de inclinação de 33°.

12. Um talude infinito rompeu após um período de chuva quando ficou saturado. Calcular o fator de segurança antes da chuva admitindo-se que o nível freático se encontrava abaixo do contato solo/rocha. Determinar o fator de segurança nos casos em que a altura do nível freático se encontrava a 30%, 50% e 70% de altura em relação à profundidade z do solo. Considerar: $i = 46^\circ$, $\gamma_{sat} = 21 \text{ kN/m}^3$, $\gamma_{nat} = 19 \text{ kN/m}^3$; $\phi = 35^\circ$; $c = 40 \text{ kPa}$ e $z = 6 \text{ m}$.

Solução:

O fator de segurança para o talude saturado é dado pela Eq. 1.14:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{sub} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \operatorname{sen} i \cos i}$$

$$F_s = \frac{40 + 11 \times 6 \times (\cos 46)^\circ \times \operatorname{tg} 35}{21 \times 6 \times \operatorname{sen} 46 \times \cos 46} = 0,989$$

O fator de segurança do talude seco é fornecido pela Eq. 1.4:

$$F_s = \frac{c + \gamma_{nat} z \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \operatorname{sen} i}$$

$$F_s = \frac{40 + 19 \times 6 \times (\cos 46)^\circ \times \operatorname{tg} 35}{19 \times 6 \times \cos 46 \times \operatorname{sen} 46} = 1,378$$

O resultado mostra a importância da presença de água na estabilidade do talude.

O fator de segurança nos casos em que a altura do nível freático se encontrava a 30%, 50% e 70% de altura em relação à profundidade z do solo é dado pela Eq. 1.16:

$$F_s = \frac{c + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i \operatorname{tg} \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \operatorname{sen} i \cos i}$$

Para $h_2 = 0,3 \times 6 = 1,8 \text{ m}$, tem-se:

$$F_s = \frac{40 + (1,8 \times 19 + 4,2 \times 11) \times (\cos 46)^\circ \times \operatorname{tg} 35}{(1,8 \times 19 + 4,2 \times 21) \times \operatorname{sen} 46 \times \cos 46} = 1,253$$

Para $h_2 = 0,5 \times 6 = 3 \text{ m}$, tem-se:

$$F_s = \frac{40 + (3 \times 19 + 3 \times 11) \times (\cos 46)^\circ \times \operatorname{tg} 35}{(3 \times 19 + 3 \times 21) \times \operatorname{sen} 46 \times \cos 46} = 1,174$$

Para $h_2 = 0,7 \times 6 = 4,2 \text{ m}$, tem-se:

$$F_s = \frac{40 + (4,2 \times 19 + 1,8 \times 11) \times (\cos 46)^\circ \times \operatorname{tg} 35}{(4,2 \times 19 + 1,8 \times 21) \times \operatorname{sen} 46 \times \cos 46} = 1,098$$

13. No exemplo anterior, determinar o coeficiente de segurança do talude quando drenado, saturado e semissaturado, e, neste último caso, com a altura do nível freático a 30%, 50% e 70% de altura em relação à profundidade z do solo, mas agora considerando-se um coeficiente sísmico igual a 0,07.

Solução:

O fator de segurança para o talude drenado e com sismo é dado pela Eq. 1.33:

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{nat} z \cos^2 i - a_s \gamma_{nat} z \cos i \sin i) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{nat} z \cos i \sin i + a_s \gamma_{nat} z \cos^2 i}$$

$$F_s = \frac{40 + (19 \times 6 \times (\cos 46)^\2 - 0,07 \times 19 \times 6 \times \cos 46 \times \sin 46) \times \operatorname{tg} 35}{19 \times 6 \times \sin 46 \times \cos 46 + 0,07 \times 19 \times 6 \times (\cos 46)^\2} = 1,228$$

O fator de segurança para o talude saturado e com sismo é determinado pela Eq. 1.34:

$$F_s = \frac{c + (\gamma_{sub} z \cos^2 i - a_s \gamma_{sub} z \cos i \sin i) \operatorname{tg} \phi}{\gamma_{sat} z \cos i \sin i + a_s \gamma_{sat} z \cos^2 i}$$

$$F_s = \frac{40 + (11 \times 6 \times (\cos 46)^\2 - 0,07 \times 11 \times 6 \times \cos 46 \times \sin 46) \times \operatorname{tg} 35}{21 \times 6 \times \cos 46 \times \sin 46 + 0,07 \times 21 \times 6 \times (\cos 46)^\2} = 0,891$$

O fator de segurança para o talude semissaturado e com sismo é fornecido pela Eq. 1.35:

$$F_s = \frac{c + [(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) \cos^2 i - (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sub}) a_s \cos i \sin i] \operatorname{tg} \phi}{(h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) \sin i \cos i + (h_1 \gamma_{nat} + h_2 \gamma_{sat}) a_s \cos^2 i}$$

Para o caso em que $h_2 = 0,3z$:

$$F_s = \frac{40 + [4,2 \times 19 + 1,8 \times 11] \times (\cos 46)^\2 - (4,2 \times 19 + 1,8 \times 11) \times 0,07 \times \cos 46 \times \sin 46}{(4,2 \times 19 + 1,8 \times 21) \times \sin 46 \times \cos 46 + (4,2 \times 19 + 1,8 \times 21) \times 0,07 \times (\cos 46)^\2} \times \operatorname{tg} 35 = 1,119$$

Para o caso em que $h_2 = 0,5z$:

$$F_s = \frac{40 + [3,0 \times 19 + 3,0 \times 11] \times (\cos 46)^\2 - (3,0 \times 19 + 3,0 \times 11) \times 0,07 \times \cos 46 \times \sin 46}{(3,0 \times 19 + 3,0 \times 21) \times \sin 46 \times \cos 46 + (3,0 \times 19 + 3,0 \times 21) \times 0,07 \times (\cos 46)^\2} \times \operatorname{tg} 35 = 1,051$$

E para o caso em que $h_2 = 0,7z$:

$$F_s = \frac{40 + [1,8 \times 19 + 4,2 \times 11] \times (\cos 46)^\2 - (1,8 \times 19 + 4,2 \times 11) \times 0,07 \times \cos 46 \times \sin 46}{(1,8 \times 19 + 4,2 \times 21) \times \sin 46 \times \cos 46 + (1,8 \times 19 + 4,2 \times 21) \times 0,07 \times (\cos 46)^\2} \times \operatorname{tg} 35 = 0,985$$

A Tab. 1.1 apresenta os fatores de segurança obtidos para o talude sem sismo e com sismo.

Tab. 1.1 Tabela comparativa dos fatores de segurança obtidos para o talude sem sismo e com sismo

Fator de segurança - Talude sem sismo				
Drenado	Semissaturado $h_2 = 1,8$	Semissaturado $h_2 = 3,0$	Semissaturado $h_2 = 4,2$	Saturado
1,378	1,253	1,174	1,098	0,989
Fator de segurança - Talude com sismo				
Drenado	Semissaturado $h_2 = 1,8$	Semissaturado $h_2 = 3,0$	Semissaturado $h_2 = 4,2$	Saturado
1,228	1,119	1,051	0,985	0,891