

# ANÁLISE COMPARATIVA DE FORMULAÇÕES DA SEGURANÇA DE SOLOS REFORÇADOS À LUZ DE CONCEITOS DE FIABILIDADE

Hachich, Waldemar; Escola Politécnica - USP, São Paulo, Brasil, [whachich@usp.br](mailto:whachich@usp.br)  
Vieira da Cunha, Eugenio Pabst; Interact Engenharia, São Paulo, Brasil, [eugenio@interact.eng.br](mailto:eugenio@interact.eng.br)  
Bueno de Camargo, Víctor Enrique León; G4U Engenharia, São Paulo, Brasil, [victor@g4u.eng.br](mailto:victor@g4u.eng.br)

## RESUMO

Diversas prescrições normativas atuais (e.g. Eurocode 7, British Standards, etc.) estabelecem, com base no LRFD (*Load and Resistance Factor Design*), valores de ponderadores (ou fatores de segurança parciais) para o projeto de estruturas geotécnicas seguras. Não obstante, muitos engenheiros geotécnicos ainda preferem coeficientes de segurança globais para o projeto de escavações em solo grampeado. É natural a curiosidade quanto à fiabilidade desses projetos. Escolheu-se um exemplo típico de projeto de solo grampeado, com fator segurança global pouco superior a 1,5, para algumas comparações. Tanto o exemplo original quanto diversas variantes foram analisados quanto à fiabilidade com utilização do modelo de Hasofer-Lind. Para cada caso determinou-se, assim, o ponto crítico da superfície de estado limite, o correspondente índice de fiabilidade ( $\beta$ ) e os ponderadores (coeficientes de segurança parciais) associados à condição crítica. Uma análise crítica dos resultados frente ao coeficiente de segurança global é apresentada.

## ABSTRACT

Different normative prescriptions currently in force (e.g. Eurocode 7, British Standards, etc.) establish, on the basis of LRFD (*Load and Resistance Factor Design*), values of factors (or partial safety factors) for the design of safe geotechnical structures. Nevertheless, many geotechnical engineers still favour global safety factors for the design of soil nailed excavations. The curiosity about the reliability of such projects is to be expected. A typical soil nailing project, with global safety factor just over 1,5, is chosen. The original example and several variations on it have their reliability evaluated by means of the Hasofer-Lind reliability model. The critical point on the limit state function, and the corresponding value of reliability index ( $\beta$ ), are determined, as well as the factors (partial safety factors) associated to the critical condition. A critical analysis of the results *vis-à-vis* the global safety factor is conducted.

## 1 - INTRODUÇÃO

Diversas prescrições normativas geotécnicas atuais (por exemplo o *Eurocode 7*, e o *British Standards*) baseiam-se no LRFD (*Load and Resistance Factor Design*). O mesmo acontece, no Brasil, com as normas de diversos campos da Engenharia Civil, tais como o projeto de estruturas metálicas ou de concreto (veja-se, por exemplo, a ABNT NBR 6118:2014).

A comunidade geotécnica brasileira vem-se mostrando, no entanto, extremamente tímida — se não francamente refratária — a essas formulações mais modernas de segurança e fiabilidade, dando preferência à tradição do ASD (*Allowable Stress Design*) e coeficientes de segurança globais.

Essa situação vem-se mantendo a despeito de vantagens sobejamente conhecidas do LRFD. Neste artigo optou-se por discutir algumas dificuldades de calibração e implementação do LRFD para uma situação típica de obra em solo grampeado, as quais nem por isso desqualificam o LRFD como um procedimento preferível ao ASD.

## 2 - PROCESSOS DE VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA

### 2.1 - Minimização do custo esperado

O processo conceitualmente mais atraente, porém com limitadas possibilidades de uso na prática, é a minimização do custo esperado (e.g. de Zagottis, 1975). Entende-se como custo esperado ( $C_E$ ):

$$C_E = C_0 + p_R \times C_R, \quad [1]$$

expressão na qual

$C_0$  é o custo inicial

$C_R$  é o custo decorrente da ruína (reconstrução, prejuízos, etc.)

$p_R$  é a probabilidade de ruína.

Nessa formulação o valor do indicador de segurança ( $p_R$  no caso) não precisaria ser pré-estabelecido: ele decorreria naturalmente da minimização do custo esperado (Figura 1).

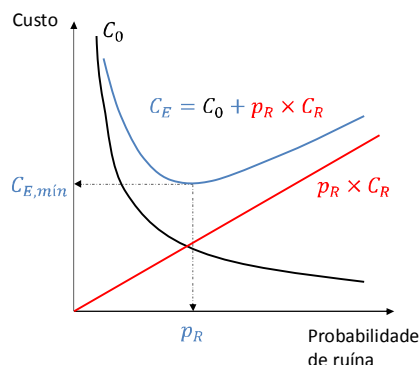


Figura 1 – Minimização do custo esperado

A aparente simplicidade e elegância do critério esbarra em algumas dificuldades de ordem prática, entre elas a existência, para qualquer estrutura geotécnica, de múltiplos modos de ruína, cada um deles com diferentes consequências.

## 2.2 - Minimização do custo inicial, com restrições nos valores dos indicadores de segurança

Do ponto de vista prático, continuam sendo preferíveis os processos em que o critério de projeto é a minimização do custo inicial, com segurança garantida por restrições aos valores dos indicadores de segurança escolhidos. Mas esses indicadores vêm evoluindo paulatinamente, desde os coeficientes de segurança globais (FS) do ASD até as probabilidades de ruína ( $p_R$ ), passando pelos ponderadores (ou coeficientes de segurança parciais) do LRFD e pelos índices de fiabilidade ( $\beta$ ) do RBD (*Reliability Based Design*).

Independentemente do indicador de segurança escolhido (ou indicadores), seus valores limite precisam ser calibrados para que produzam projetos com níveis de segurança similares àqueles historicamente entendidos como aceitáveis pela sociedade.

O LRFD vem substituindo progressivamente o ASD, inclusive na área geotécnica: fatores de ponderação são aplicados às ações e às resistências, no lugar do coeficiente de segurança global. Perde-se, é bem verdade, o indicador único da segurança (FS), porém ganha-se a possibilidade de ajustar racionalmente o valor de cálculo de cada uma das variáveis do projeto, tendo por base a respectiva incerteza. Vale lembrar que um critério racional desse tipo foi proposto pioneiramente na área geotécnica na década de 1950 (Brinch Hansen, 1956).

A perda do indicador único da segurança não é definitiva. A evolução progressiva dos textos normativos para o índice de fiabilidade e para a probabilidade de ruína permitirá recuperar, com vantagens, essa medida única.

Enquanto isso não acontece, o RBD pode ser utilizado para calibrar os ponderadores do LRFD.

## 2.3 - Calibração do LRFD utilizando o RBD

A calibração é feita nas etapas seguintes:

- Selecionar casos de obra típicos (no caso presente, projetados pelo ASD com base em coeficientes de segurança globais).
- Escolher, com base na literatura, um valor aceitável de índice de fiabilidade ( $\beta$ ) para essas obras.
- Avaliar e quantificar as incertezas de ações e resistências relevantes para o projeto.
- Utilizando o RBD, calcular os valores dos índices de fiabilidade,  $\beta$ , associados às condições de ruína consideradas.
- Se necessário, fazer ajustes nos projetos para que sejam atingidos os valores de  $\beta$  recomendados.
- Com base nos itens anteriores, ponderadores de cada uma das variáveis relevantes dos projetos podem ser calculados pela relação entre seus valores representativos (ou, dependendo do caso, característicos) e seus valores de ruína, associados ao  $\beta$  escolhido.

Esse procedimento de calibração não está livre de dificuldades, como se verá a seguir. A primeira é interposta pela própria avaliação do índice de fiabilidade. Uma outra dificuldade está associada aos diferentes modos de ruína que uma estrutura pode apresentar.

## 2.4 - RBD: avaliação do índice de fiabilidade

A definição do índice de fiabilidade é muito simples quando a função de estado limite é expressa em uma única variável, por exemplo o fator de segurança (FS) ou a margem de segurança (MS):

$$\beta_{FS} = \frac{\mu_{FS} - 1}{\sigma_{FS}}; \quad [2]$$

$$\beta_{MS} = \frac{\mu_{MS} - 0}{\sigma_{MS}}. \quad [3]$$

Trata-se da distância, em desvios padrões, entre a situação de referência e a situação de ruína (FS=1 ou MS=0).

No entanto a função de estado limite, que define a ruína, é na verdade uma função de inúmeras variáveis aleatórias, e frequentemente é não linear:

$$g(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n) = 0, \quad [4]$$

sendo os  $X_i$  as variáveis aleatórias relevantes para a definição do estado limite. Essa função fica definida pelo método de análise e pela expressão matemática do processo escolhido (equilíbrio limite e Bishop simplificado, no caso presente).

A dificuldade reside em determinar o índice de fiabilidade para esse caso geral. Mesmo se conhecida a descrição probabilística das diversas variáveis, soluções analíticas para o índice de fiabilidade (ou para a probabilidade de ruína), quando existentes, são pouco práticas para uso.

Processos de simulação (Monte Carlo, por exemplo) permitem, é claro, a avaliação numérica da probabilidade de ruína e, com alguma hipótese adicional, a avaliação do índice de fiabilidade.

Algumas simplificações da função de estado limite e da descrição probabilística das variáveis  $X_i$  possibilitam a avaliação do índice de fiabilidade sem necessidade de simulação. A primeira simplificação de uso comum é a descrição probabilística dessas variáveis exclusivamente em termos de seus momentos de ordem igual ou inferior a 2 (médias e matriz de covariâncias). São os processos "de segundo momento" (*second moment reliability format*). Com frequência a função de estado limite é também tratada de forma aproximada, seja por linearização (*first order reliability format*) ou por aproximação de ordem dois (*second order reliability format*).

Diversas formulações foram propostas com base nessas simplificações: FOSM (*first order second moment format*), FORM (*first order reliability method*), SORM (*second order reliability method*), etc..

Neste estudo foi utilizado o FORM, com a formulação clássica de Hasofer e Lind (1974) e uma implementação simples em planilha eletrônica (Low, 1996; Low e Tang, 1997).

## 3 - CASOS ESTUDADOS

Estruturas de solo grampeado são cada vez mais utilizadas, inclusive em escavações em áreas urbanas. Os critérios de verificação da segurança, porém, nem sempre são plenamente entendidos ou explicitados. Por essa razão escolheu-se uma obra típica de solo grampeado para esta análise comparativa de formulações da segurança.

O caso de referência é uma escavação para a implantação de um terminal de transporte coletivo, localizado na zona oeste da cidade de São Paulo. A Figura 2 apresenta o modelo de análise desse caso de referência, cujas características geométricas e geotécnicas estão reunidas nas linhas identificadas como "Referência" nos Quadros 1 e 2.

Para estudo da relação entre coeficiente de segurança global do ASD, índice de fiabilidade do RBD, e fatores parciais (ponderadores) do LRFD, foram analisadas diversas variantes de uma versão simplificada do caso de referência.

Após cuidadosas considerações sobre os parâmetros dos diversos solos do perfil e a sua importância relativa no projeto final, a simplificação consistiu em adotar um perfil de solo homogêneo e a eliminar a sobrecarga, de modo a tornar o problema mais focado nos seus aspectos essenciais, com a consequente redução dos comprimentos dos grampos, de modo a manter o coeficiente de segurança global próximo de 1,5.

As variantes consistiram na análise de soluções com grampos constituídos de barras de aço de diferentes diâmetros ( $e$ , portanto, diferentes forças de escoamento,  $F_{yk}$ ), com espaçamentos horizontais ( $S_h$ ) ajustados (ainda que às vezes com precisão pouco realista do ponto de vista prático-executivo) para investigar os efeitos no coeficiente de segurança global, no índice de fiabilidade e nos ponderadores. Admitiu-se que o valor da resistência da interface solo-grampo ( $Q_s$ ) não sofresse alteração com a redução do espaçamento horizontal.

A Figura 3 apresenta o modelo de análise dessas variantes simplificadas, cujas características geométricas e geotécnicas estão reunidas nas linhas identificadas como "Simplif./Variantes" nos Quadros 1 e 2.

Quadro 1. Características dos casos de obra analisados

Caso	Profundidade (m)	Sobrecarga infinita $q$ (kPa)	Aço	$\phi_s$ (mm)	$\phi_g$ (mm)	$\theta$ (°)	$L_g$ (m)	$S_v$ (m)	$S_h$ (m)	$F_{yk}$ (kN)	solo e interface
1 (Referência)	7,5	25	CA-50	20	75	15	$10^{(1)}$ $8^{(2)}$	1,5	1,5	157	Quadro 2 Figura 2
2 (Simplif./Variantes)	7,5	0	CA-50	Var.	75	15	6	1,5	Var.	Var.	Quadro 2 Figura 3

<sup>(1)</sup>duas linhas superiores

<sup>(2)</sup>demais linhas

$\phi_s$  - diâmetro das barras de aço dos grampos

$\phi_g$  - diâmetro dos furos dos grampos

$\theta$  - ângulo dos grampos com a horizontal

$L_g$  - comprimento dos grampos

$S_v$  - espaçamento vertical entre linhas de grampos

$S_h$  - espaçamento horizontal entre grampos

$F_{yk}$  - força de escoamento do aço do grampo

Quadro 2- Parâmetros dos solos e da interface com os reforços

Situação	Solo	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	$c'$ (kPa)	$\phi'$ (°)	$Q_s$ (kN/m)
Referência	At	16	5	20	25
Referência	3AgP1	16	12	26	25
Referência	5SR1	18	10	25	25
Simplif./Variantes	3AgP1	16	12	26	25

At: aterros de materiais diversos, com predomínio de argila siltosa, pouco arenosa

3AgP1: argila siltosa, porosa, pouco arenosa, mole a média

5SR1: silte argiloso médio a rijo, solo residual

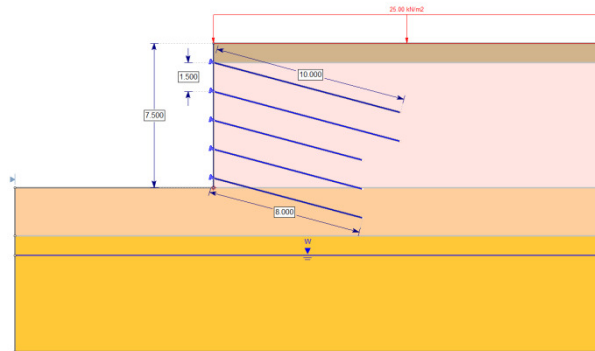


Figura 2. Modelo do caso de referência original (Caso 1)



Figura 3 - Modelo simplificado adotado para as variantes (Caso 2 - Simplif./Variantes)

## 4 - INCERTEZAS, SUA ORIGEM, SUA ESTIMAÇÃO

### 4.1 - Incertezas das propriedades do solo

São inúmeros os modelos estocásticos propostos para descrever a variabilidade espacial das propriedades dos solos (Vanmarcke, 1977; Uzielli et al., 2006). Adota-se aqui um modelo simplificado: o modelo estocástico descrito por duas funções dos dois primeiros momentos das variáveis de interesse: função valor médio e função autocovariância. Os dois primeiros momentos podem ser obtidos (ou estimados) com relativa facilidade e frequentemente reúnem informação suficiente sobre o campo estocástico de propriedades dos solos.

O perfil do subsolo foi simplificado para um solo homogêneo, portanto a função valor médio de cada uma das propriedades é uma constante. Esses valores, estimados com base em resultados de sondagens, valores de  $N_{SPT}$  e publicações, estão reunidos no Quadro 2.

Alguns dos parâmetros do problema em questão são médias espaciais do campo de variáveis aleatórias. É o caso, por exemplo, dos parâmetros de resistência do solo. A resistência de interesse para o modelo de equilíbrio limite não é a resistência pontual, senão a resistência média na superfície de escorregamento. Essa resistência média tem, naturalmente, variância reduzida em comparação com a variância pontual. Essa redução é tanto maior quanto maior a autocorrelação da propriedade do solo. Vanmarcke (1979b) apresenta uma solução analítica para a função de redução de variância ( $\Gamma^2$ ), a partir de uma função de autocorrelação com decaimento linear de 1 a zero no intervalo da escala de flutuação da propriedade. Vanmarcke (1979a) mostra que os resultados são pouco sensíveis à escolha do modelo de decaimento da autocorrelação. A solução seria de aplicabilidade limitada por considerar apenas áreas retangulares, mas já foi aplicada com sucesso, de forma aproximada, a áreas não retangulares (Hachich, 1981; Hachich, 1983). Para o exemplo deste trabalho é possível e até realista adotar essas hipóteses simplificadoras (áreas retangulares e decaimento linear). O parâmetro de interesse relativo ao peso específico do solo, no entanto, é uma média espacial em 3D, não em 2D. Para esse caso adotou-se uma extensão aproximada da solução 2D, postulando uma função de autocorrelação esférica e isotrópica.

Alguns autores (Orr, 2017; Phoon e Kulhawy, 1999a) propõem que a variância do parâmetro de interesse seja expressa por:

$$V_X^2 = \Gamma^2 V_s^2 + V_m^2 + V_t^2 + V_n^2, \quad [5]$$

na qual

$V_X^2$  representa o coeficiente de variação total do parâmetro de interesse do solo (a variável  $X$ )

$V_s^2$  representa o coeficiente de variação associado à variabilidade intrínseca de  $X$

$V_m^2$  representa o coeficiente de variação associado ao instrumento de medição que leva ao valor de  $X$  (imperfeição do instrumento)

$V_t^2$  representa o coeficiente de variação associado à transformação da medição no valor de  $X$  (correlações imperfeitas entre o valor da propriedade de interesse e a leitura do instrumento)

$V_n^2$  representa o coeficiente de variação associado à incerteza estatística (número de medições) que leva ao valor de  $X$  (insuficiência de amostragem)

$\Gamma^2$  é o coeficiente de redução da variância devido à autocorrelação espacial de  $X$  (Vanmarcke, 1977)

No caso em pauta, como em muitas outras obras desse porte, a estimativa de valores médios e de variabilidades das propriedades do solo é feita com base exclusivamente em sondagens de simples reconhecimento e seus valores de SPT, na experiência do projetista na região da obra e em referências bibliográficas, sem outras medições, transformações ou tratamento estatístico de dados de campo ou de laboratório.

Nessas condições, o coeficiente de variação é melhor representado simplesmente por:

$$V_X^2 = \Gamma^2 V_s^2 + V_e^2, \quad [6]$$

onde

$V_e^2$  representa o coeficiente de variação associado a todas as incertezas não intrínsecas, combinadas na estimação do valor de  $X$ .  $V_e^2$  será tanto menor quanto mais confiante o estimador se sentir quanto à sua habilidade para estimar aquela propriedade. Os valores indicados no Quadro 4 refletem o grau de confiança dos engenheiros envolvidos no projeto.

Os coeficientes de variação e a distância de autocorrelação (ou a equivalente escala de flutuação) intrínsecos das propriedades do solo são sempre de difícil estimação. No caso presente foram adotados valores compatíveis com a bibliografia internacional sobre o tema (e.g. Cherubini, 1997; Phoon e Kulhawy, 1999b), dando-se preferência a valores mais conservadores. No caso das escalas de flutuação, são os valores mais elevados que resultam em menores valores de redução de variância ( $\Gamma^2$ ) e, conseqüentemente, em índices de fiabilidade menores. A escala de flutuação da resistência da interface solo-grampo é bem menor porque os caminhos preferenciais gerados pelas injeções de calda de cimento tendem a se sobrepor à variabilidade intrínseca do solo. Os valores dos coeficientes de variação e das escalas de flutuação intrínsecos estão reunidos no Quadro 3.

Quadro 3- Parâmetros de variabilidade intrínseca dos campos estocásticos do solo 3AgP1

	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	$c'$ (kPa)	$\phi'$ (°)	$Q_s$ (kN/m)
Média	16	12	26	25
Desvio padrão	0,48	3,0	2,8	6,25
Escala de flutuação (m)	7,5	7,5	7,5	2,0
Coefficiente de variação (%)	3	25	10	25

#### 4.2 - Incertezas da resistência da interface grampo-solo

A resistência da interface solo-grampo ( $Q_s$ ) está correlacionada com a resistência do solo, mas depende fortemente das condições de injeção do grampo com calda de cimento. O valor médio foi estimado com base em resultados de sondagens, valores de  $N_{SPT}$ , publicações, e na experiência do projetista na execução de solo grampeado nessa região. Esse último valor é bastante incerto e sua estimativa precisa geralmente ser confirmada por ensaios de arrancamento no início da obra. Atribuiu-se a ele um coeficiente de variação intrínseco de 25%.

#### 4.3 - Incertezas da força de escoamento do aço do grampo

A força de escoamento do grampo foi obtida ( $F_{yk}$ ) pela multiplicação da área da seção transversal da barra de aço pela tensão de escoamento característica do aço CA-50 utilizado ( $f_{yk} = 500$  MPa). Atribuiu-se a esse valor médio um coeficiente de variação de 4%, com base em relatórios de ensaio do fabricante.

#### 4.4 - Correlações diversas

Além da autocorrelação de cada uma das propriedades do solo, discutida acima, há correlações entre as diversas propriedades, correlações essas de origem tanto intrínseca quanto estatística. A literatura nem sempre faz essa distinção de forma clara, portanto ela não será tentada neste estudo.

É ponto pacífico que os parâmetros de resistência estão correlacionados com o peso específico e que a resistência da interface solo-grampo está correlacionada com os parâmetros de resistência. A quantificação pode ser tentada com base na interpretação do coeficiente de determinação ( $\rho^2$ , sendo  $\rho$  o coeficiente de correlação) como razão entre a variância explicada e a variância total de uma das variáveis.

Além disso, muitos autores reportam valores significativos de correlação negativa entre coesão e ângulo de atrito (e.g. Cherubini, 2000; Cherubini, 1997; Wolff, 1985). Acredita-se que tais valores decorram das incertezas estatísticas, não das intrínsecas.

Alguns testes conduzidos com valores estimados típicos desses coeficientes de correlação mostraram que o resultado final, em termos de índice de fiabilidade, não sofria grandes variações em comparação com a hipótese de correlações todas nulas. A explicação pode estar no fato de correlações negativas causarem aumento do  $\beta$ , enquanto correlações positivas causam redução. Esses resultados confirmam estudos de outros pesquisadores (Fenton e Griffiths, 2003).

Com base nesses testes, optou-se por adotar correlações nulas neste primeiro estudo. Trata-se aqui apenas das correlações entre diferentes variáveis. A autocorrelação de cada variável foi devidamente tomada em consideração, tal como discutido acima.

#### 4.5 - Panorama geral das incertezas

O Quadro 4 reúne as variáveis aleatórias de interesse para a estabilidade da escavação reforçada e seus momentos de ordem um e dois. Esses valores foram utilizados em todos os casos analisados.

Quadro 4- Parâmetros diversos e incertezas associadas

parâmetro (X) (unidade)	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	$c'$ (kPa)	$\phi'$ (graus)	$\tan \phi'$	$F_{yk}^{(1)}$ (kN)	$Q_s$ (kN/m)
Média ( $\mu_x$ )	16,0	12,0	26,0	0,4877	157	25,0
Desvio padrão ( $\sigma_x$ )	0,32	3,0	-	0,049	6,28	5,0
Coef. de var. intrínseca ( $V_s$ ) (%)	3	25	-	10	4	25
Coef. de var. intrínseca reduzido ( $\Gamma V_e$ ) (%)	2	14,5	-	5,8	4	13,6
Coef. de var. da estimação ( $V_e$ ) (%)	1	20	-	7,5	1	15
Coef. de var. total ( $V_x$ ) (%)	2	25	-	10	4	20
Escala de flutuação (m)	7,5	7,5	-	7,5	-	2,0

<sup>(1)</sup> O valor médio de  $F_{yk}$  do quadro corresponde ao diâmetro original das barras de aço (20 mm). Para as análises foram feitos os devidos ajustes para as barras de diâmetros diferentes.

Para os cálculos dos valores da função de redução de variância foram utilizados o volume da cunha de escorregamento (cerca de 180 m<sup>3</sup>), a área da superfície de escorregamento (cerca de 90 m<sup>2</sup>) e o comprimento dos grampos (6,0 m).

Pelas razões anteriormente expostas, adotou-se correlação nula entre os pares de variáveis do Quadro 4.

Para o estudo do Caso 1 (referência) adotou-se, além dos valores do Quadro 4, coeficiente de variação de 25% para a sobrecarga infinita indicada no Quadro 1 (Ellingwood et al, 1980).

## 5 - RESULTADOS OBTIDOS

Cada um dos casos e variantes foi analisado para determinação do índice de fiabilidade pelo processo de Hasofer-Lind (Hasofer e Lind, 1974), implementado em planilha eletrônica (Low, 1996; Low e Tang, 1997), a qual incluía também recursos para avaliar a função de estado limite da escavação em solo grampeado, pela aplicação do método do equilíbrio limite, processo de Bishop simplificado.

O Quadro 5 apresenta os resultados obtidos na análise do Caso 1 (Referência).

Quadro 5- Análise de fiabilidade do Caso 1 (Referência):  $FS = 1,528$ ;  $\beta = 3,191$

Variável X	$V_x$ (%)	$\mu_x^{(1)}$	$X_{crit}^{(1)}$	Ponderadores
$\gamma$	2	16	16,04	1,00
$c'$	25	12	9,30	1,31
$\tan \phi'$	10	0,4877	0,4543	1,09
$F_{yk}$	4	157	156,8	1,00
$Q_s$	20	25	10,57	2,345
$q$	25	25	29,81	1,145

<sup>(1)</sup> Mesmas unidades indicadas nos Quadros 1 a 4.

O Quadro 6 apresenta os resultados obtidos na análise do Caso 2 (Simplif./Variantes)

Quadro 6- Comparação geral de coeficientes de segurança globais, índices de fiabilidade e ponderadores

Caso	$L_g$ (m)	$S_h$ (m)	$\phi_s$ (mm)	$F_{yk}$ (kN)	FS	$\beta$	Ponderadores (fatores parciais)				
							$\gamma$	$c'$	$\tan \phi'$	$F_{yk}$	$Q_s$
2	6	1,65	20	157	1,5024	3,0559	1,0039	1,5534	1,0889	1,0000	2,0574
2a	6	1,424	16	100	1,5024	3,3406	1,0037	1,5322	1,0833	0,9998	2,4192
2b	6	0,973	12,5	61	1,5024	3,9237	1,0034	1,4743	1,0754	1,0000	3,6653
2c	6	1,25	12,5	61	1,3627	3,5664	1,0039	1,5764	1,0837	1,0003	2,7080
2d	6	1,26	12,5	61	1,3587	3,5515	1,0039	1,4853	1,0842	1,0002	2,7837
2e	6	1,27	12,5	61	1,3547	3,5325	1,0082	3,1452	1,2571	1,0245	1,1291
2f	6	1,3	12,5	61	1,3431	3,4235	1,0072	3,1345	1,2251	1,0223	1,1639

## 6 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

O Caso 1, ao qual correspondia um coeficiente de segurança global considerado adequado, apresenta também um índice de fiabilidade aceitável (valores entre 3,0 e 4,0 são indicados com frequência na literatura). Os ponderadores também apresentam valores de forma geral próximos daqueles recomendados nos textos normativos calcados em LRFD.

No Caso 2, a eliminação da sobrecarga permite utilizar grampos mais curtos e estudar a influência da resistência do tendão de aço. Quando a resistência do tendão de aço é reduzida, mantido o mesmo coeficiente de segurança global pela redução do espaçamento horizontal (casos 2, 2a e 2b), o índice de fiabilidade aumenta, aproximando-se de 4,0, acompanhado pelo aumento significativo do ponderador da resistência da interface solo-grampo.

Considerando que no caso 2b o valor do índice de fiabilidade já se aproximava de 4,0, investigou-se a seguir o aumento progressivo do espaçamento horizontal (de cerca de 1,0 m até 1,3 m), mantidos os tendões de aço de menor resistência (diâmetro de 12,5 mm). Com espaçamentos entre 1,25 m e 1,3 m o índice de fiabilidade estabilizou-se em torno de 3,5, valor considerado aceitável. O coeficiente de segurança global, no entanto, reduziu-se a 1,35, valor usualmente só aceito em obras provisórias.

Ainda mais interessante é o comportamento dos ponderadores: ocorre uma mudança brusca de valores ao se aumentar o espaçamento de 1,26 m para 1,27 m. Mesmo com índice de fiabilidade e coeficiente de segurança global praticamente constantes, o ponderador da resistência da interface solo-grampo sofre uma queda drástica, "compensada" pela elevação dos ponderadores da coesão e do ângulo de atrito. Fica claro que houve uma mudança do ponto crítico de linearização da superfície de estado último. Uma rápida inspeção dos resultados da análise de equilíbrio limite revela que, até o espaçamento de 1,26 m, ao ponto crítico correspondia um esgotamento da resistência da interface solo-grampo, enquanto a partir de 1,27 m é o escoamento do aço dos grampos que condiciona o estado limite último.

## 7 - CONCLUSÕES

Se utilizados tendões de aço de menor diâmetro nos grampos, o ponderador da resistência solo-grampo precisa assumir valores mais elevados, ainda que os demais ponderadores possam ter seus valores aproximadamente constantes.

Em princípio, coeficientes de segurança globais inferiores aos limites usualmente prescritos não deveriam preocupar quando correspondem a índices de fiabilidade adequados, como observado em alguns casos analisados. O que realmente causa preocupação é o fato de, quando da utilização de grampos com tendões de aço de menor diâmetro, variações dimensionais insignificantes no espaçamento horizontal dos grampos poderem induzir mudanças importantes no modo de ruína e nos ponderadores. Esse fato revela uma falta de robustez da solução de projeto e requer maior atenção e investigações mais aprofundadas.

Mais estudos de casos são necessários para permitir o estabelecimento de diretrizes mais seguras e robustas quanto aos valores dos ponderadores, principalmente no caso de utilização de tendões de aço de menor diâmetro.

## AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a colaboração do Eng<sup>o</sup> Danilo França, da Interact Engenharia.

## REFERÊNCIAS

- Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento. Rio de Janeiro, 2014
- Brinch Hansen, J. (1956) Limit Design and Safety Factors in Soil Mechanics. The Danish Geotechnical Institute, *Bulletin* Nº 1, 1956
- Cherubini, C. (1997). Data and considerations on the variability of geotechnical properties of soils. In *Proceedings of the International Conference on Safety and Reliability (ESREL) 97*, Lisbon, Vol. 2, pp. 1583–1591.
- Cherubini, C. 2000. Reliability evaluation of shallow foundation bearing capacity on  $c$ ,  $\phi$  soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 37:264–269.
- de Zagottis, D.L. (1975) Introdução da Segurança no Projeto Estrutural. Departamento de Livros e Publicações do Grêmio Politécnico, São Paulo, 1975.
- Ellingwood, B., Galambos, T.V., MacGregor, J.G., and Cornell, C.A. (1980) Development of a probability-based load criterion for American National Standard A58 — Building code requirements for minimum design loads in buildings and other structures. *Special Publication 577*, National Bureau of Standards, Washington, D.C.
- Fenton, G.A. and Griffiths, D.V. (2003) Bearing capacity prediction of spatially random  $c$ -  $\phi$  soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 40: 54-65,
- Hasofer, A.M., Lind, N.C. (1974) Exact and invariant second-moment code format. *Journal of Engineering Mechanics*. ASCE, 100: 111–121.
- Hachich, W. (1981) *Seepage-related reliability of embankment dams*. Ph.D Thesis. Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, June, 1981.
- Hachich, W. (1983) Probabilistic Updating of Pore Pressure Fields. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 109, N. 3, Proc. N. 17781, março de 1983, pp. 373-387



- Low, B.K. (1996) Practical probabilistic approach using spreadsheet. *ASCE Geotechnical Special Publication N. 58. Proc. Uncertainty in the Geologic Environment - From Theory to Practice*, Madison, Wisconsin, July 31-August3, Vol. 2, 1284-1302
- Low, B. K. & Tang, W. H. (1997). Efficient reliability evaluation using spreadsheet. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 123(7): 749-52.
- Orr, T. L. L. Orr (2017) Defining and selecting characteristic values of geotechnical parameters for designs to Eurocode 7, *Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards*, 11:1, 103-115, DOI:10.1080/17499518.2016.1235711
- Phoon, K-K., and F. H. Kulhawy. (1999a). Characterization of Geotechnical Variability. *Canadian Geotechnical Journal*, Canadian Science Publishing 36 (4): 612-624.
- Phoon, K.K., and Kulhawy, F.H. (1999b). Evaluation of geotechnical property variability. *Canadian Geotechnical Journal*, 36 (4): 625-639.
- Uzielli, M., Lacasse, S., Nadim, F., and Phoon, K. K. (2006). Soil variability analysis for geotechnical practice. *Proceedings of the 2nd International Workshop on Characterization and Engineering Properties of Natural Soils*. Singapore: The Netherlands: Taylor & Francis.
- Vanmarcke, E.H. (1977) Probabilistic Modeling of Soil Profiles, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 103, N. GT11, Proc. Paper 13364, Nov., 1977, pp . 1227-1246.
- Vanmarcke, 8.H., (1979a) On the Scale of Fluctuation of Random Functions, *Research Report R79-19*, Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, April, 1979.
- Vanmarcke, E.H. (1979b) Averages and Extremes of Random Functions, *Research Report R79-43*, Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, Dec., 1979.
- Wolff, T.H. 1985. *Analysis and design of embankment dam slopes: a probabilistic approach*, Ph.D. thesis, Purdue University, Lafayette, Indiana.