

## 6

# Análises de probabilidade de ruptura de um talude

### 6.1.

#### Introdução

No presente capítulo, apresentam-se previsões de probabilidades de ruptura para o talude de jusante da Barragem de Benguê mostrada na figura 6.1. Construída em 2000, no município de Aiuaba no Ceará, a barragem é constituída basicamente de areia siltosa, com um dreno “chaminé” de areia e um enrocamento. A tabela 6.1 mostra os valores de média, variância, desvio padrão e coeficiente de variação dos parâmetros de resistência ( $c'$  e  $tg\phi'$ ) da areia siltosa que constitui o corpo da barragem. Esses parâmetros foram obtidos com base em vinte e sete ensaios de cisalhamento direto, fornecidos pela Secretaria de Recursos Hídricos do Ceará (2007), realizados em corpos de prova saturados. Como os parâmetros de resistência são dependentes, o cálculo estatístico de média e variância foi realizado de acordo com o item 2.3.3 do capítulo 2. A figura 6.2 ilustra a reta de regressão correspondente aos vinte e sete ensaios realizados com as tensões normais de 100kPa, 200kPa e 400kPa. O peso específico saturado do silte arenoso é de 18,7 kN/m<sup>3</sup>.

Tabela 6.1. Valores estatísticos dos parâmetros de resistência

Parâmetro	Média	Variância	Desvio padrão	Coef. de variação (%)
$c'$ (kPa)	7,94	33,4337	5,782	72,78
$tg(\phi')$	0,69	0,0005	0,022	3,15

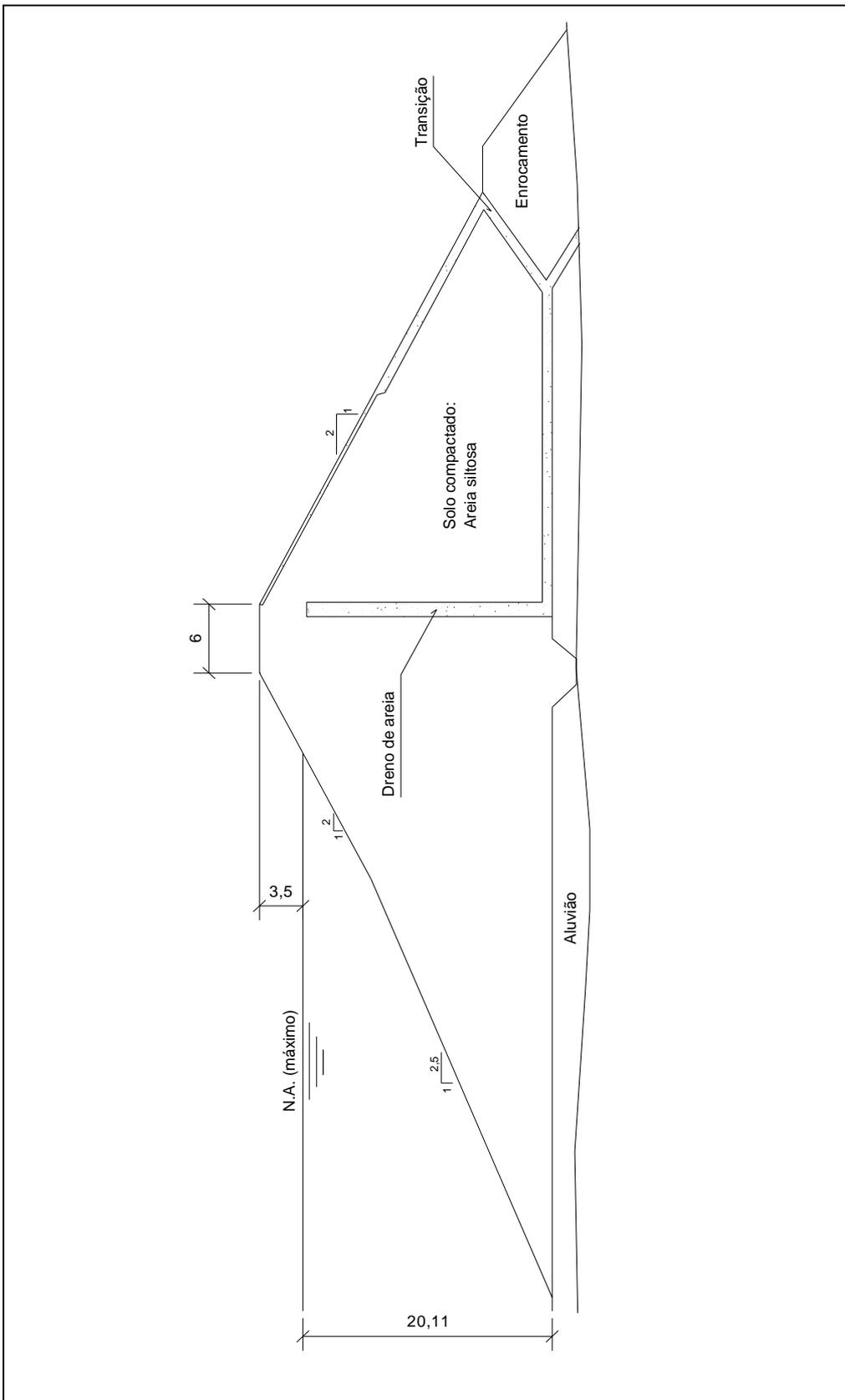


Figura 6.1. Seção transversal da barragem de Benguê, Secretaria de Recursos Hídricos do Ceará (2007)

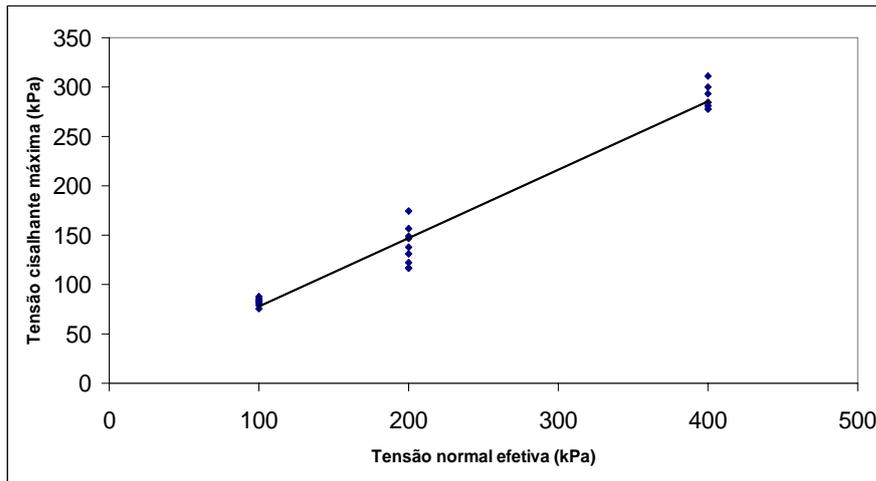


Figura 6.2. Envoltória de resistência obtida a partir de regressão linear

Apresentam-se, a seguir, as previsões determinísticas dos fatores de segurança para o talude em análise. Em seguida, realizam-se previsões de probabilidades de ruptura com base nos métodos do Segundo Momento e das Estimativas Pontuais, com funções de desempenho representadas pelos métodos determinísticos de Fellenius (1936), Bishop Simplificado (1955), Janbu Simplificado (1973) e Morgenstern e Price (1965).

## 6.2.

### Aplicação de métodos determinísticos para as estimativas dos fatores de segurança do talude

Este item está dividido em duas partes. Na primeira, são apresentados métodos determinísticos de equilíbrio limite, tradicionalmente utilizados no cálculo de fatores de segurança associados a análises de estabilidade de taludes. Na segunda parte, são feitas as estimativas dos valores médios dos fatores de segurança do talude em análise, com base em quatro métodos determinísticos.

#### 6.2.1.

##### Métodos determinísticos de análise de estabilidade de taludes

O fator de segurança, FS, é obtido a partir da solução de equações de equilíbrio estático de forças em duas direções ortogonais entre si e/ou momentos, para um talude com uma superfície de ruptura com formato definido. Estes elementos de estática, juntamente com o critério de ruptura de Mohr-Coulomb e, eventualmente, com hipóteses para superar indeterminações oriundas de um

número de equações inferior ao número de incógnitas, constituem a base dos métodos determinísticos de equilíbrio limite.

Dentre os vários tipos de ruptura possíveis tem-se a ruptura circular, utilizada nas análises do presente trabalho, cuja posição é definida a partir de um ponto central. Neste caso, a superfície crítica de ruptura, correspondente a um fator de segurança mínimo, tem um ponto central inicialmente desconhecido. Por um processo de tentativas é possível obter-se a posição aproximada desse ponto. A figura 6.3 mostra uma malha com vários pontos centrais de superfícies circulares. A pesquisa da posição da superfície crítica demanda o cálculo de fatores de segurança para superfícies circulares geradas a partir de pontos da malha.

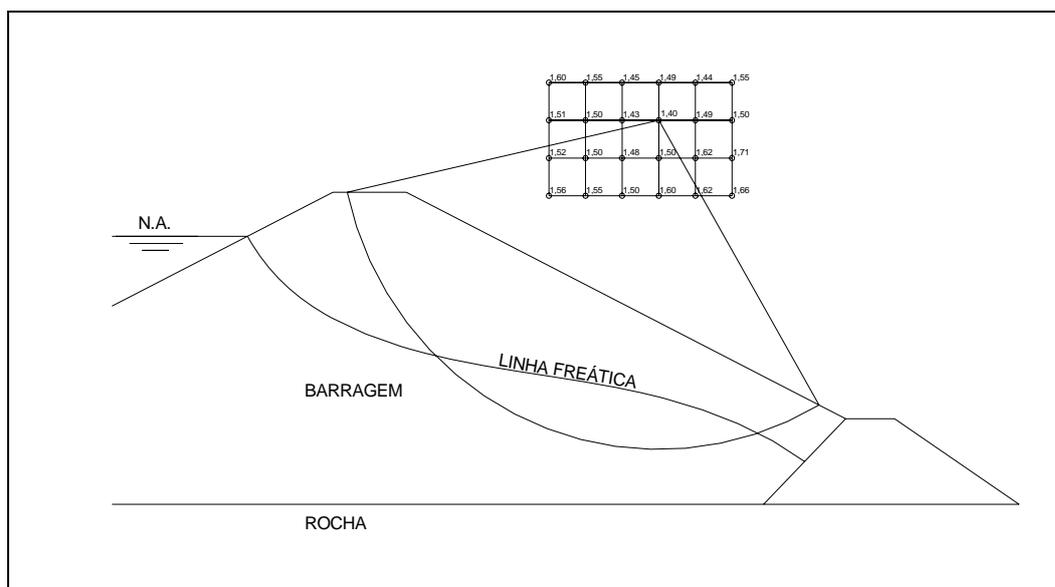


Figura 6.3. Esquema de talude com malha de pontos para pesquisa da superfície crítica de ruptura

Os métodos de equilíbrio limite se dividem em três tipos: métodos que admitem que o solo se comporta, na ruptura, como um corpo rígido; métodos que geram hipóteses sobre as tensões existentes ao longo de superfícies potenciais de ruptura, dividindo a massa rompida em cunhas; e finalmente, métodos que se caracterizam por fazerem hipóteses de forças entre fatias da massa rompida. Neste último grupo têm-se os métodos das fatias utilizados no presente trabalho: Fellenius (1936), Bishop Simplificado (1955), Janbu Simplificado (1973) e Morgenstern e Price (1965).

O método de Fellenius (1936) admite uma superfície de ruptura circular e o fator de segurança do talude é calculado unicamente através do equilíbrio de momentos, não levando em consideração as forças tangenciais e normais às paredes das fatias (Figura 6.4).

Aplicando o equilíbrio de momentos em relação ao centro do círculo de ruptura com o equilíbrio de forças na direção perpendicular à superfície de ruptura tem-se o fator de segurança (FS) a partir da seguinte equação:

$$FS = \frac{\sum_{i=1}^n \left[ c' (b_i / \cos \theta_i) + (W_i \cos \theta_i - u_i (b_i / \cos \theta_i)) \cdot \tan \phi' \right]}{\sum_{i=1}^n W_i \cdot \sin \theta_i} \quad [6.1]$$

onde:

$u_i$  = poro-pressão média na base da fatia considerada;

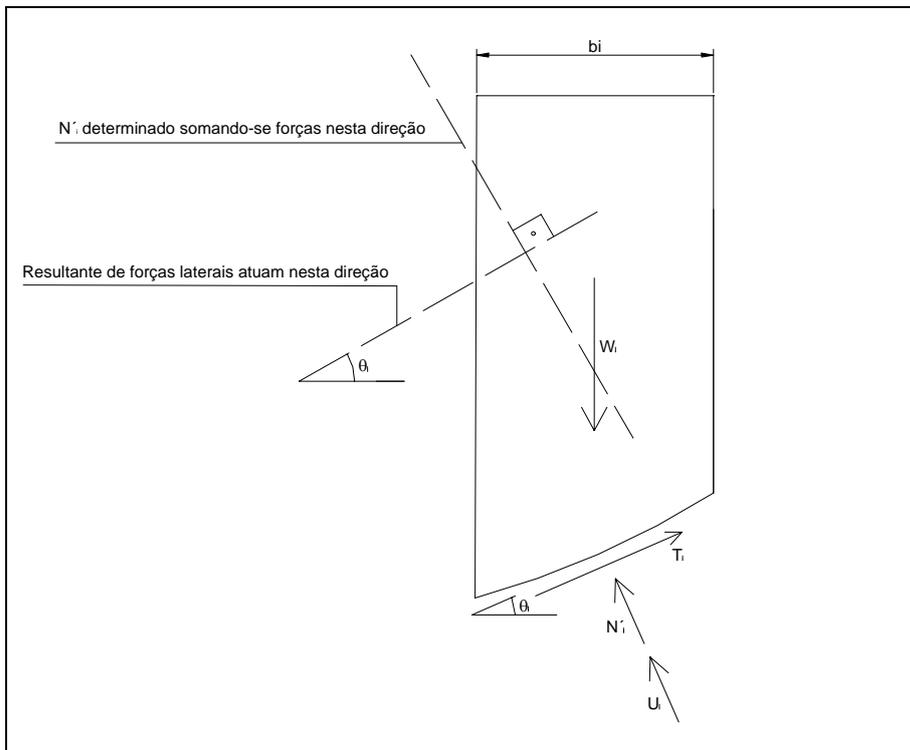


Figura 6.4. Esquema de forças na fatia, Método de Fellenius

O método de Bishop Simplificado (1955) considera que a superfície de ruptura é circular e que a resultante de forças laterais na fatia é horizontal. O fator

de segurança, obtido a partir do equilíbrio de forças verticais, é dado pela equação 6.2. A figura 6.5 mostra o esquema de forças na fatia, a largura da fatia ( $b_i$ ) e o ângulo  $\theta_i$  de inclinação da fatia.

$$FS = \frac{1}{\sum_{i=1}^n W_i \cdot \text{sen} \theta_i} \sum_{i=1}^n \left[ c' b_i + (W_i - u_i b_i) \text{tg} \phi' \right] / M_i(\theta) \quad [6.2]$$

onde:

$$M_i(\theta) = \cos \theta_i \left[ 1 + \frac{\text{tg} \theta_i \cdot \text{tg} \phi'}{FS_i} \right] \quad [6.3]$$

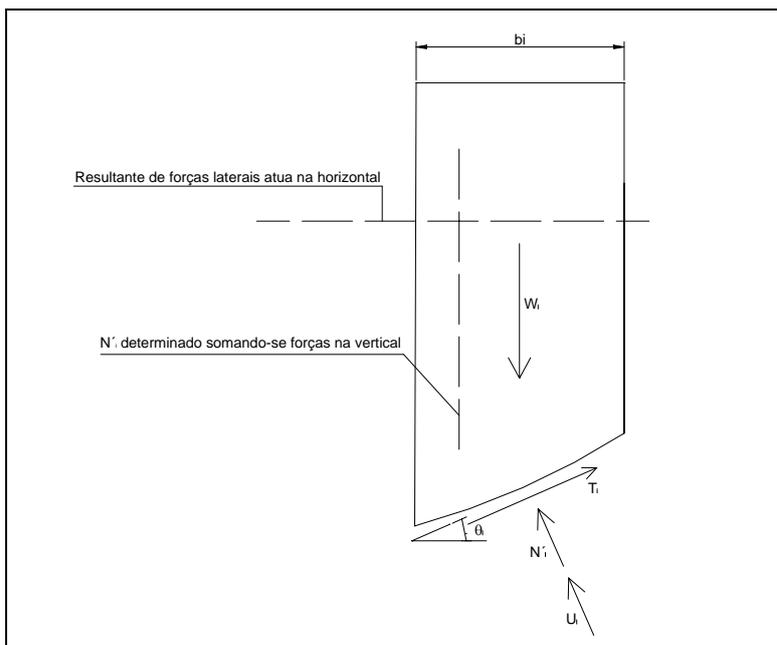


Figura 6.5. Esquema de forças na fatia, Método de Bishop Simplificado

A solução resulta de um processo iterativo, no qual é arbitrado um fator de segurança  $FS_i$  para a equação 6.3 e calcula-se  $FS$  com base na equação 6.2. O processo repete-se até que o valor calculado ( $FS$ ) se iguale ao valor arbitrado ( $FS_i$ ).

O Método de Janbu Simplificado (1973) é baseado no equilíbrio de forças, desprezando as componentes verticais  $Y_i$  e  $Y_{i+1}$  tangenciais às laterais das fatias.

Para satisfazer parcialmente o equilíbrio de momentos, Janbu propôs um fator de correção empírico  $f_0$  como tentativa de resolver o problema. Esse fator é dependente do tipo de solo e da forma da superfície de deslizamento, conforme ilustrado na figura 6.6. O fator de segurança neste método é dado por:

$$FS = \frac{f_0}{\sum_{i=1}^n W_i \operatorname{tg} \theta_i} \sum_{i=1}^n \left[ c'_i b_i + (W_i - u_i b_i) \operatorname{tg} \phi'_i \right] / \cos \theta_i \cdot M_i(\theta) \quad [6.4]$$

onde:

$$M_i(\theta) = \cos \theta_i \left[ 1 + \frac{\operatorname{tg} \theta_i \cdot \operatorname{tg} \phi'_i}{FS} \right] \quad [6.5]$$

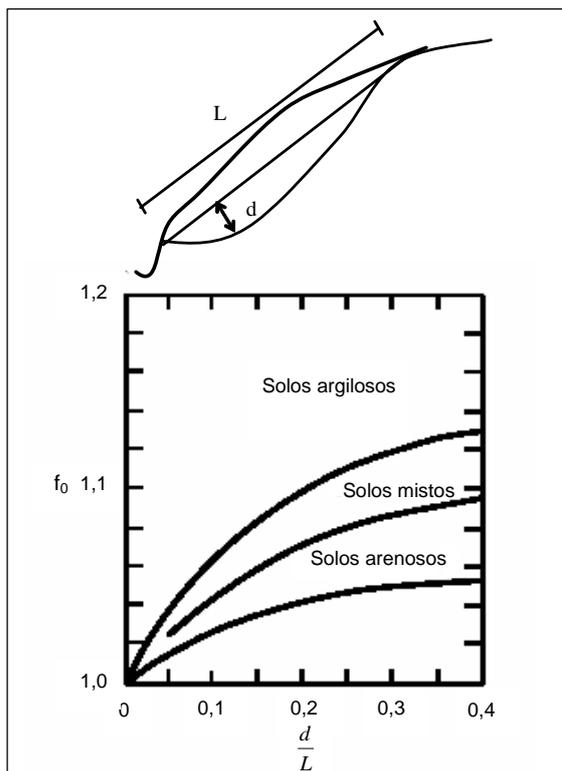


Figura 6.6. Variação do fator  $f_0$  em função do parâmetro  $d/L$  e do tipo de solo

O método de Morgenstern & Price (1965) é um método rigoroso aplicado a superfícies de ruptura quaisquer. As condições de estabilidade satisfazem simultaneamente todas as condições de equilíbrio de forças e de momentos.

A massa potencialmente instável é dividida em fatias infinitesimais e, para ser aplicado, o método necessita do auxílio de um computador para os cálculos. As forças atuantes nas fatias que são consideradas no desenvolvimento deste método estão mostradas na Figura 6.7.

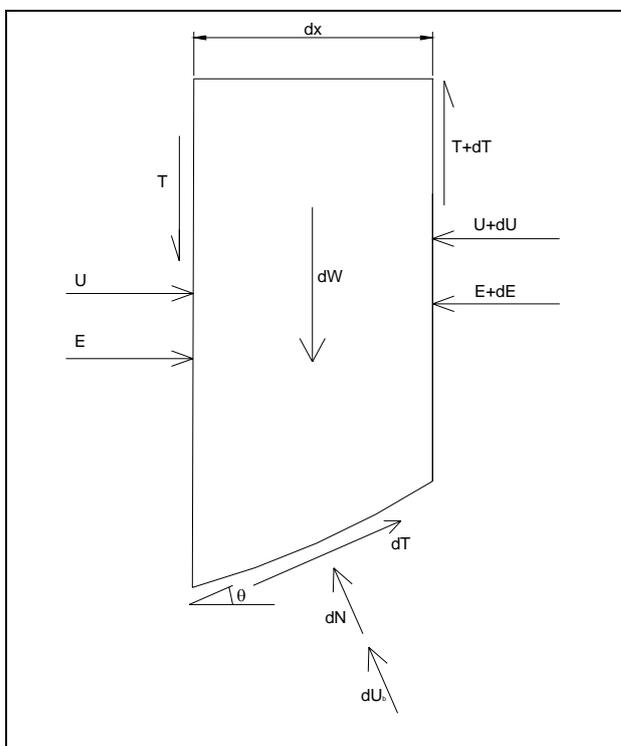


Figura 6.7. Forças atuantes em uma fatia pelo Método de Morgenstern & Price (1965)

onde:

$U$  = Resultante das pressões neutras nas laterais da fatia;

$dU_b$  = Resultante das pressões neutras na base da fatia;

$dW$  = Força peso da fatia;

$T$  = Força tangencial entre as fatias;

$E$  = Força normal entre as fatias;

$dN$  = Força normal na base da fatia;

$dT$  = Força cisalhante mobilizada na base da fatia.

Para resolver a indeterminação do problema, admite-se uma relação entre as forças  $E$  e  $T$  da seguinte forma:

$$T = \lambda \cdot f(x) \cdot E$$

[6.6]

onde:

$\lambda$  = constante a ser determinada por processo iterativo;

$f(x)$  = função que precisa ser especificada.

Geralmente, arbitra-se para  $f(x)$  a função arco de seno, pois é a função que menos influencia o valor final do fator de segurança, segundo Morgenstern & Price (1965). No entanto, outras funções são empregadas para  $f(x)$  como: constante, arco de seno incompleto, trapezoidal ou outra forma qualquer. O método é considerado um dos mais rigorosos.

### 6.2.2.

#### **Médias e variâncias para o fator de segurança correspondente ao talude de jusante da barragem de Benguê**

Os valores médios ou determinísticos dos fatores de segurança, de acordo com os métodos de equilíbrio limite de Fellenius (1936), Bishop (1955), Janbu (1973) e Morgenstern & Price (1965), são apresentados na tabela 6.2. Tais valores são correspondentes a superfícies críticas de ruptura, pesquisadas por meio do programa Geoslope, para uma condição de completa drenagem do fluxo de água de montante, via dreno chaminé.

Tabela 6.2. Valores médios dos fatores de segurança para o talude da barragem de Benguê, para a situação de ausência do N.A. no talude

Método	FS
Fellenius (1936)	2,040
Bishop Simplificado (1955)	2,377
Janbu Simplificado (1973)	1,994
Morgenstern & Price (1965)	2,367

Para uma situação crítica, com o dreno chaminé colmatado e o nível d'água de montante em uma altura máxima, são desenvolvidos os cálculos dos valores médios de FS. A tabela 6.3 mostra tais valores.

Tabela 6.3. Valores médios dos fatores de segurança para o talude da barragem de Benguê em situação crítica, com nível d'água na altura máxima

Método	FS
Fellenius (1936)	1,504
Bishop Simplificado (1955)	1,823
Janbu Simplificado (1973)	1,553
Morgenstern & Price (1965)	1,829

### 6.3.

#### Aplicação do Método do Segundo Momento para estimativas de probabilidades de ruptura do talude

A variância de FS, de acordo com o Método do Segundo Momento, com variáveis aleatórias independentes representadas pelos parâmetros de resistência ( $c'$  e  $\phi'$ ), é obtida com base na seguinte equação:

$$V[FS] = \left[ \frac{\partial FS}{\partial \tan \phi'} \right]^2 \cdot V[\tan \phi'] + \left[ \frac{\partial FS}{\partial c'} \right]^2 \cdot V[c'] \quad [6.7]$$

As funções de desempenho são representadas pelos fatores de segurança obtidos através dos métodos de Fellenius (1936), Bishop Simplificado (1955), Janbu Simplificado (1973) e Morgenstern & Price (1965). Portanto, as tabelas 6.4, 6.5, 6.6 e 6.7 mostram as marchas de cálculo das variâncias de FS para esses quatro métodos, com uma situação de drenagem do fluxo de montante. As tabelas 6.8, 6.9, 6.10 e 6.11 apresentam os cálculos de  $V[FS]$  correspondentes à situação de nível d'água máximo.

Para o cálculo das derivadas parciais de FS em relação aos parâmetros de resistência, utiliza-se o método das diferenças divididas aplicando-se uma variação de 10% para cada parâmetro, conforme sugestão de Sandroni e Sayão (1992).

Tabela 6.4. Variância de FS, utilizando-se o método de Fellenius (1936), com N.A. ausente

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Varição $\Delta x_i$	FS <sub>i</sub>	Varição de FS <sub>i</sub>	$\Delta FS / \Delta x_i$	$(\Delta FS / \Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$\tan \phi'$	0,69	0,00048	0,09	2,288	0,248	2,637	0,0033	4,2
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	2,078	0,038	0,048	0,0766	95,8
						$\Sigma$	0,0799	100,0

Tabela 6.5. Variância de FS, utilizando-se o método de Bishop Simplificado (1955), com N.A. ausente

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	2,677	0,300	3,190	0,0049	5,0
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	2,419	0,042	0,053	0,0935	95,0
						$\Sigma$	0,0984	100,0

Tabela 6.6. Variância de FS, utilizando-se método de Janbu Simplificado (1973), com N.A. ausente

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	2,24	0,241	2,563	0,0032	5,2
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	2,027	0,033	0,042	0,0577	94,8
						$\Sigma$	0,0609	100,0

Tabela 6.7. Variância de FS, utilizando-se o método de Morgenstern &amp; Price (1965), com N.A. ausente

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	2,67	0,299	3,179	0,0049	4,9
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	2,409	0,042	0,053	0,0935	95,1
						$\Sigma$	0,0984	100,0

Tabela 6.8. Variância de FS, utilizando-se o método de Fellenius (1936), com N.A. máximo

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	1,675	0,171	1,818	0,0016	2,7
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	1,537	0,033	0,042	0,0577	97,3
						$\Sigma$	0,0593	100,0

Tabela 6.9. Variância de FS, utilizando-se o método de Bishop Simplificado (1955), com N.A. máximo

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	2,045	0,222	2,361	0,0027	3,2
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	1,862	0,039	0,049	0,0807	96,8
						$\Sigma$	0,0833	100,0

Tabela 6.10. Variância de FS, utilizando-se método de Janbu Simplificado(1973), com N.A. máximo

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	$FS_i$	Variação de $FS_i$	$\Delta FS_i/\Delta x_i$	$(\Delta FS_i/\Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
$tg\phi^{\circ}$	0,69	0,00048	0,09	1,74	0,182	1,935	0,0018	2,8
$c'$ (kPa)	7,94	33,43000	0,794	1,587	0,034	0,043	0,0613	97,2
						$\Sigma$	0,0631	100,0

Tabela 6.11. Variância de FS, utilizando-se o método de Morgenstern &amp; Price (1965), com N.A. máximo

Parâmetros $x_i$	Média	Variância	Variação $\Delta x_i$	FS <sub>i</sub>	Variação de FS <sub>i</sub>	$\Delta FS_i / \Delta x_i$	$(\Delta FS_i / \Delta x_i)^2 \cdot V[x_i]$	% de Influência
tg $\phi$	0,69	0,00048	0,09	2,05	0,224	2,382	0,0027	3,3
c' (kPa)	7,94	33,43000	0,794	1,868	0,039	0,049	0,0807	96,7
$\Sigma$							0,0834	100,0

Para uma distribuição normal do fator de segurança têm-se as probabilidades de ruptura mostradas na tabela 6.12, com uma situação de ausência do nível d'água no talude. A tabela 6.13 apresenta as probabilidades de ruptura correspondentes à situação de fluxo com o nível d'água máximo.

Tabela 6.12. Probabilidades de ruptura para a situação de ausência do N.A. no talude

Método determinístico	Probabilidade de ruptura
Fellenius (1936)	1:8235
Bishop Simplificado (1955)	1:168623
Janbu Simplificado (1973)	1:33593
Morgenstern & Price (1965)	1:146264

Tabela 6.13. Probabilidades de ruptura para a situação de fluxo com nível d'água máximo

Método determinístico	Probabilidade de ruptura
Fellenius (1936)	1:51
Bishop Simplificado (1955)	1:449
Janbu Simplificado (1973)	1:71
Morgenstern & Price (1965)	1:478

#### 6.4.

#### Aplicação do Método das Estimativas Pontuais para estimativas de probabilidade de ruptura do talude

A tabela 6.14 mostra os fatores de segurança para a condição de ausência de nível d'água no talude, de acordo com os quatro métodos determinísticos apresentados no item 6.2.1, para as quatro combinações possíveis dos parâmetros de resistência acrescidos ou decrescidos de seus respectivos desvios padrão. Com estas mesmas combinações, entretanto com o nível d'água em sua altura máxima, são apresentados os valores de FS da tabela 6.15.

Tabela 6.14. Valores de FS para a condição de ausência de N.A. no talude

$\phi'$ (°)	$c'$ (kPa)	FS			
		Fellenius (1936)	Bishop Simplificado (1955)	Janbu Simplificado (1973)	Morgestern e Price (1965)
35,595	13,72	2,303	2,643	2,240	2,630
35,595	2,16	1,888	2,244	1,856	2,229
33,901	13,72	2,192	2,510	2,131	2,498
33,901	2,16	1,778	2,111	1,747	2,097

Tabela 6.15. Valores de FS para a condição de N.A. máximo no talude

$\phi'$ (°)	$c'$ (kPa)	FS			
		Fellenius (1936)	Bishop Simplificado (1955)	Janbu Simplificado (1973)	Morgestern e Price (1965)
35,595	13,72	1,727	2,072	1,788	2,070
35,595	2,16	1,335	1,672	1,403	1,682
33,901	13,72	1,646	1,974	1,707	1,972
33,901	2,16	1,258	1,574	1,321	1,584

Os valores de média, variância e probabilidade de ruptura, adotando-se uma distribuição normal para FS, para a condição de ausência de N.A. no talude, encontram-se compilados na tabela 6.16. Para a condição de N.A. máximo são obtidos os valores mostrados na tabela 6.17.

Tabela 6.16. Probabilidades de ruptura, de acordo com Método das Estimativas Pontuais, para uma condição de ausência de N.A. no talude

Método	E[FS]	V[FS]	P[FS $\leq$ 1]
Fellenius (1936)	2,040	0,046	1:1460494
Bishop Simplificado (1955)	2,377	0,044	1:28613297364
Janbu Simplificado (1973)	1,9935	0,040	1:2748847
Morgenstern & Price (1965)	2,3635	0,045	1:15966131875

Tabela 6.17. Probabilidades de ruptura, de acordo com Método das Estimativas Pontuais, para uma condição de N.A. máximo no talude

Método	E[FS]	V[FS]	P[FS $\leq$ 1]
Fellenius (1936)	1,492	0,040	1:143
Bishop Simplificado (1955)	1,823	0,042	1:28792
Janbu Simplificado (1973)	1,555	0,039	1:393
Morgenstern & Price (1965)	1,827	0,040	1:51159

## 6.5. Análise dos resultados

As maiores probabilidades de ruptura foram obtidas com a utilização do método determinístico de Fellenius (1936). A utilização dos métodos de Bishop Simplificado (1955) e Morgenstern & Price (1965) gerou os menores valores de probabilidade de ruptura. Com base no Método do Segundo Momento, o parâmetro  $c'$  teve influência significativa na variância do fator de segurança.

De uma forma geral, o Método do Segundo Momento apresenta, em relação ao método das Estimativas Pontuais, valores superiores de variância. Entretanto, os valores médios dos fatores de segurança, obtidos pelos dois métodos probabilísticos, são muito próximos. Desta forma, em virtude da elevada variância, o Método do Segundo Momento leva a probabilidades de ruptura maiores que as obtidas pelo Método das Estimativas Pontuais.

A perfeita drenagem do fluxo de montante, via dreno chaminé, tem uma importante influência no valor da probabilidade de ruptura. De acordo com o Método do Segundo Momento, a probabilidade de ruptura sofre um aumento de 161 a 473 vezes com a situação de dreno inoperante (colmatado), em relação à condição de drenagem perfeita. O Método das Estimativas Pontuais é mais sensível, apresentando um aumento no valor da probabilidade de ruptura de aproximadamente 7.000 a 994.000 vezes, com a colmatagem do dreno.