

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PAMPA

CAROLINA ESCARRONE DE LIMA

**APLICAÇÃO DOS MÉTODOS PROBABILÍSTICO E DETERMINÍSTICO DE
ESTABILIDADE DE TALUDES DE BARRAGEM DE TERRA: ESTUDO DE CASO
EM ALEGRETE/RS**

**Alegrete
2021**

CAROLINA ESCARRONE DE LIMA

**APLICAÇÃO DOS MÉTODOS PROBABILÍSTICO E DETERMINÍSTICO DE
ESTABILIDADE DE TALUDES DE BARRAGEM DE TERRA: ESTUDO DE CASO
EM ALEGRETE/RS**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Bacharelado em Engenharia Civil da Universidade Federal do Pampa como requisito parcial para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia Civil.

Orientador: D.Sc. Diego Arthur Hartmann

**Alegrete
2021**

Ficha catalográfica elaborada automaticamente com os dados fornecidos
pelo(a) autor(a) através do Módulo de Biblioteca do
Sistema GURI (Gestão Unificada de Recursos Institucionais) .

d278a de Lima, Carolina Escarrone

Aplicação dos métodos probabilístico e determinístico de
estabilidade de taludes de barragem de terra: estudo de caso
em Alegrete/RS / Carolina Escarrone de Lima.

149 p.

Trabalho de Conclusão de Curso(Graduação)-- Universidade
Federal do Pampa, ENGENHARIA CIVIL, 2021.

"Orientação: Diego Arthur Hartmann".

1. Barragens de terra. 2. Estabilidade de taludes. 3.
Análise probabilística. I. Título.

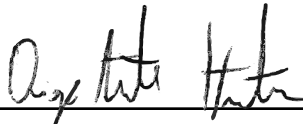
CAROLINA ESCARRONE DE LIMA

APLICAÇÃO DOS MÉTODOS PROBABILÍSTICO E DETERMINÍSTICO DE ESTABILIDADE DE TALUDES DE BARRAGEM DE TERRA: ESTUDO DE CASO EM ALEGRETE/RS


Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Bacharelado em Engenharia Civil da Universidade Federal do Pampa como requisito parcial para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia Civil.

Trabalho de Conclusão de Curso defendido e aprovado em: 28/04/2021.

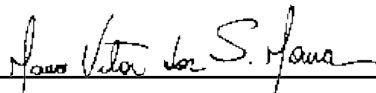
Banca Examinadora:



Prof. D.Sc. Diego Arthur Hartmann
Orientador
Universidade Federal do Pampa



Prof. Dr. Wilber Feliciano Chambi Tapahuasco
Universidade Federal do Pampa



Prof. M.Sc. Mauro Vitor dos Santos Moura
Universidade Federal do Rio de Janeiro

Dedico esta conquista à minha mãezinha,
Lisandra Escarrone de Lima (*in memoriam*),
e ao meu pai, Bento Alvenir Dornelles de
Lima.

RESUMO

A estabilidade de taludes é avaliada normalmente por métodos chamados determinísticos, nos quais os parâmetros do solo são tratados como constantes e, como resultado, tem-se um fator de segurança também constante. No entanto, sabe-se que as propriedades do solo tem grande variabilidade e esta incerteza condiciona diretamente a segurança destas estruturas. Como alternativa, foram desenvolvidos métodos de base probabilística e estatística, que permitem a consideração das incertezas associadas em sua formulação e complementam o FS por meio do índice de confiabilidade e probabilidade de falha. Desta forma, o presente trabalho teve como objetivo a aplicação de métodos determinísticos e probabilísticos de estabilidade de taludes em um estudo de caso em barragem de pequeno porte em Alegrete/RS, sob regime permanente de operação. A metodologia empregada consistiu na modelagem da seção transversal da barragem em estudo no pacote GeoStudio, onde foram avaliados a percolação da água no interior do maciço e a estabilidade dos taludes por métodos determinísticos baseados em equilíbrio limite e tensão-deformação. Para a análise probabilística, foram empregados os três principais métodos utilizados para obras geotécnicas: Método FOSM, Método das Estimativas Pontuais e Método de Monte Carlo. Como resultado, a estabilidade do talude de montante apresenta-se dentro das faixas recomendadas para barragens, em ambas as abordagens determinísticas e probabilísticas. O talude de jusante, no entanto, possui avaliação inferior ao recomendado. Por fim, conclui-se que a utilização dos métodos probabilísticos complementa a análise de estabilidade de taludes de forma satisfatória, desde que existam dados suficientes referentes aos parâmetros geotécnicos tratados como variáveis.

Palavras-chave: Barragens de terra. Estabilidade de taludes. Análise probabilística.

ABSTRACT

Slope stability is usually assessed by deterministic methods, in which the soil parameters are regarded as constant and, as a result, there is also a constant safety factor. However, it is known that soil properties have great variability, and this uncertainty directly affects the safety of these structures. As an alternative, probabilistic and statistical methods were developed, which allow the consideration of the associated uncertainties in their formulation and complement the safety factor through the reliability index and probability of failure. In this way, the present work aimed to apply deterministic and probabilistic methods of slope stability in a case study in a small dam in Alegrete/RS. The methodology used consisted of modeling the cross section of the dam under study in the GeoStudio package, where the water percolation inside the soil mass and the stability of the slopes were evaluated by deterministic methods based on limit balance and stress-strain relationships. For the probabilistic analysis, the three main methods used for geotechnical works were used: FOSM Method, Point Estimation Method and Monte Carlo Method. As a result, the stability of the upstream slope is within the recommended ranges for dams, in both deterministic and probabilistic approaches. The downstream slope, however, has a lower rating than recommended. Finally, it is concluded that the use of probabilistic methods complements the analysis of slope stability in a satisfactory way, as long as there are sufficient data regarding the geotechnical parameters treated as variables.

Keywords: Earth dams. Slope stability. Probabilistic analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Seções transversais típicas – barragens de terra	17
(a) Barragem homogênea	17
(b) Barragem zoneada	17
Figura 2 – Fatia e esforços atuantes – Método de Morgenstern-Price	23
Figura 3 – Definição de termos usados em análises de estabilidade por elementos finitos	25
Figura 4 – Representação esquemática do método de equilíbrio aperfeiçoado .	26
Figura 5 – Rede de fluxo pelo interior de barragem de terra	31
Figura 6 – Fontes de incerteza em estimativas de propriedades do solo	34
Figura 7 – Integração de análises descritivas e inferenciais para modelagem probabilística de variáveis aleatórias	40
Figura 8 – Estimativas pontuais da função $f(x)$	45
Figura 9 – Combinações de estimativas pontuais	45
Figura 10 – Estimativas pontuais para três variáveis aleatórias de entrada	46
Figura 11 – Gráfico de convergência de probabilidade para talude submerso, pelo método de Spencer.	49
Figura 12 – Representação gráfica da margem de segurança e probabilidade de falha	52
Figura 13 – Fluxograma do programa experimental	56
Figura 14 – Vista aérea da barragem em estudo	57
Figura 15 – Bacia de acumulação	58
(a) Curvas de nível	58
(b) Perfil longitudinal	58
Figura 16 – Seção transversal da barragem	59
Figura 17 – Variação da vazão e Fator de Segurança em função da densidade da malha de elementos finitos	61
Figura 18 – Condições de contorno aplicadas à modelagem em elementos finitos	62
Figura 19 – Superfícies de pesquisa adotadas – taludes de jusante e montante	64
(a) Talude de jusante	64
(b) Talude de montante	64
Figura 20 – Seção transversal da barragem para análise de percolação, tensão-deformação e estabilidade	67
Figura 21 – Resultado da distribuição da poro-pressão	67
Figura 22 – Parâmetros hidráulicos do solo	68
(a) Função de permeabilidade	68
(b) Teor de umidade volumétrico	68
Figura 23 – Resultados da análise de estabilidade determinística – talude de jusante	69
(a) Método de Bishop Simplificado	69
(b) Método de Morgenstern-Price	69
(c) Método dos Elementos Finitos	69
Figura 24 – Resultados da análise de estabilidade determinística – talude de montante	70
(a) Método de Bishop Simplificado	70
(b) Método de Morgenstern-Price	70

(c) Método dos Elementos Finitos	70
Figura 25 – Variação no índice de confiabilidade – talude de jusante, método FOSM	74
Figura 26 – Variação no índice de confiabilidade – talude de montante, método FOSM	77
Figura 27 – Fatores de segurança – talude de jusante, Método das Estimativas Pontuais	79
Figura 28 – Variação no índice de confiabilidade - talude de jusante, método das Estimativas Pontuais	81
Figura 29 – Fatores de Segurança – talude de montante, método das Estimativas Pontuais	83
Figura 30 – Variação no índice de confiabilidade - talude de montante, método das Estimativas Pontuais	84
Figura 31 – Análise de convergência do FS para talude de jusante	86
(a) Método de Bishop Simplificado	86
(b) Método de Morgenstern-Price	86
(c) Método dos Elementos Finitos	86
Figura 32 – Análise de convergência do FS para talude de montante	87
(a) Método de Bishop Simplificado	87
(b) Método de Morgenstern-Price	87
(c) Método dos Elementos Finitos	87
Figura 33 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Bishop Simplificado	89
(a) Sem correlação	89
(b) Coeficiente de correlação -0,5	89
Figura 34 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Morgenstern-Price	90
(a) Sem correlação	90
(b) Coeficiente de correlação -0,5	90
Figura 35 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Método dos Elementos Finitos	91
(a) Sem correlação	91
(b) Coeficiente de correlação -0,5	91
Figura 36 – Fatores de segurança – método de Monte Carlo, talude de jusante .	92
(a) Sem coeficiente de correlação	92
(b) Coeficiente de correlação -0,5	92
Figura 37 – Variação no índice de confiabilidade – talude de jusante, método de Monte Carlo	93
Figura 38 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Bishop Simplificado	94
(a) Sem correlação	94
(b) Coeficiente de correlação -0,5	94
Figura 39 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Morgenstern-Price	95
(a) Sem correlação	95
(b) Coeficiente de correlação -0,5	95
Figura 40 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Método dos Elementos Finitos	96
(a) Sem correlação	96
(b) Coeficiente de correlação -0,5	96

Figura 41 – Fatores de Segurança – método de Monte Carlo, talude de montante	97
(a) Sem coeficiente de correlação	97
(b) Coeficiente de correlação -0,5	97
Figura 42 – Variação no índice de confiabilidade – talude de montante, método de Monte Carlo	98
Figura 43 – Valores médios de FS obtidos por métodos probabilísticos, talude de jusante	100
(a) Sem correlação	100
(b) Coeficiente de correlação -0,5	100
Figura 44 – Valores médios de FS obtidos por métodos probabilísticos, talude de montante	102
(a) Sem correlação	102
(b) Coeficiente de correlação -0,5	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores típicos de coeficiente de permeabilidade dos solos saturados	30
Tabela 2 – Funções de densidade de probabilidade para variáveis aleatórias em engenharia geotécnica	36
Tabela 3 – Valores típicos de coeficiente de variação dos principais parâmetros geotécnicos	37
Tabela 4 – Valores típicos de coeficiente de correlação entre ângulo de atrito e coesão	38
Tabela 5 – Valores característicos de uma variável aleatória X	39
Tabela 6 – Coeficientes de confiança para a distribuição normal	49
Tabela 7 – Índice de confiabilidade e probabilidade de falha para obras geotécnicas em função do nível de performance esperado	53
Tabela 8 – Valores típicos de índice de confiabilidade e probabilidade de falha	53
Tabela 9 – Resultados de ensaios do solo	60
Tabela 10 – Valores estatísticos obtidos a partir de COV	71
Tabela 11 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Bishop Simplificado	72
Tabela 12 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Morgenstern-Price	72
Tabela 13 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Método dos Elementos Finitos	73
Tabela 14 – Resumo – talude de jusante, método FOSM	73
Tabela 15 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Bishop Simplificado	75
Tabela 16 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Morgenstern-Price	75
Tabela 17 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Método dos Elementos Finitos	76
Tabela 18 – Resumo – talude de montante, método FOSM	76
Tabela 19 – Estimativas pontuais para as variáveis aleatórias de entrada	77
Tabela 20 – Talude de jusante – Média de FS por meio do Método das Estimativas Pontuais, sem correlação	79
Tabela 21 – Resumo – talude de jusante, Método das Estimativas Pontuais	80
Tabela 22 – Talude de montante – Média de FS por meio do método das Estimativas Pontuais, sem correlação	82
Tabela 23 – Resumo – talude de montante, método das Estimativas Pontuais	83
Tabela 24 – Resumo – talude de jusante, método da simulação de Monte Carlo	92
Tabela 25 – Resumo – talude de montante, método da simulação de Monte Carlo	97
Tabela 26 – Resumo das análises probabilísticas – talude de jusante	99
Tabela 27 – Resumo das análises probabilísticas – talude de montante	101

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Comparação entre métodos baseados em equilíbrio limite	22
Quadro 2 – Fatores de Segurança mínimos utilizados nas análises de estabilidade	28
Quadro 3 – Principais fontes de incertezas	33
Quadro 4 – Comparação entre métodos probabilísticos	51

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
- ANA – Agência Nacional de Águas
- BS – Método de Bishop Simplificado
- COV – Coeficiente de variação
- ELM – *Enhanced Limit Method*, método do equilíbrio limite aperfeiçoado
- FDP – Função de densidade de probabilidade
- FOSM – *First Order, Second Moment*, método da primeira ordem e segundo momento
- FS – Fator de Segurança
- MEF – Método dos Elementos Finitos
- MEP – Método das Estimativas Pontuais
- MSMC – Método de Simulação de Monte Carlo
- MP – Método de Morgenstern-Price
- PNSB – Política Nacional de Segurança de Barragens
- SRM – *Strength reduction method*, método de redução da resistência

LISTA DE SÍMBOLOS

γ_n – Peso específico natural do solo

c' – Coesão efetiva do solo

ϕ' – Ângulo de atrito efetivo do solo

k – Coeficiente de permeabilidade do solo

ψ – Ângulo de dilatância do solo

ν – Coeficiente de Poisson do solo

E – Módulo de elasticidade do solo

p_f – Probabilidade de falha

β – Índice de confiabilidade

$E[X]$ – Valor esperado ou médio da variável X

FS_{\min} – Valor mínimo do Fator de Segurança

FS_{\max} – Valor máximo do Fator de Segurança

$FS_{det.}$ – Valor determinístico do Fator de Segurança

$V[X]$ – Variância da variável X

$\sigma[X]$ – Desvio padrão da variável X

$\rho_{X,Y}$ – Coeficiente de correlação entre as variáveis X e Y

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	Objetivos	16
1.1.1	Objetivo geral	16
1.1.2	Objetivos específicos	16
1.2	Estrutura do trabalho	16
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	17
2.1	Barragens de terra	17
2.2	Aspectos gerais de segurança de barragens	18
2.3	Análise de estabilidade de taludes em barragens	20
2.3.1	Métodos de análise por equilíbrio limite	20
2.3.1.1	Método de Bishop Simplificado	22
2.3.1.2	Método de Morgenstern-Price	23
2.3.2	Métodos de análise por tensão–deformação	24
2.3.3	Fatores de Segurança	27
2.3.4	Determinação dos parâmetros de resistência	28
2.4	Análise de fluxo em barragens de terra	29
2.4.1	Permeabilidade do solo	29
2.4.2	Percolação	30
2.5	Análise probabilística de estabilidade de taludes	32
2.5.1	Incertezas envolvidas em geotecnia	33
2.5.2	Aleatoriedade das variáveis	35
2.5.3	Análise estatística de parâmetros geotécnicos	38
2.5.4	Método da Primeira Ordem e Segundo Momento	41
2.5.5	Método das Estimativas Pontuais	44
2.5.6	Método de Simulação de Monte Carlo	48
2.5.7	Comparação entre os três principais métodos probabilísticos	50
2.5.8	Crítérios de aceitação – Probabilidade de falha e índice de confiabilidade	51
2.5.9	Trabalhos realizados com métodos probabilísticos para estabilidade de taludes	53
3	MATERIAIS E MÉTODOS	56
3.1	Materiais	57
3.2	Métodos	60
3.2.1	Análise da malha de elementos finitos – percolação e tensão-deformação	60
3.2.2	Análise determinística da percolação	62
3.2.3	Análise determinística da estabilidade	63
3.2.4	Análise probabilística	64
3.2.4.1	Análise probabilística – Método FOSM	65
3.2.4.2	Análise probabilística – Método das Estimativas Pontuais	65
3.2.4.3	Análise probabilística – Método de Monte Carlo	66
4	APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	67
4.1	Análise determinística	67

4.1.1	Percolação	67
4.1.2	Estabilidade	68
4.2	Análise probabilística	70
4.2.1	Método FOSM	70
4.2.1.1	Resultados – Talude de jusante	71
4.2.1.2	Resultados – Talude de montante	74
4.2.2	Método das Estimativas Pontuais	77
4.2.2.1	Resultados – Talude de jusante	78
4.2.2.2	Resultados – Talude de montante	81
4.2.3	Método da Simulação de Monte Carlo	85
4.2.3.1	Resultados – Talude de jusante	88
4.2.3.2	Resultados – Talude de montante	94
4.3	Análise dos resultados	99
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	103
5.1	Sugestões para trabalhos futuros	105
	REFERÊNCIAS	106
	ANEXO A – PROJETO EXECUTIVO E ENSAIOS PRÉVIOS	115

1 INTRODUÇÃO

Barragens são obras geotécnicas com a finalidade de acumulação ou contenção de água ou resíduos. Estas estruturas são construídas com diversos objetivos, como a acumulação de água para abastecimento humano, dessedentação animal, geração de energia hidrelétrica, controle de cheias e irrigação de cultivos (MEIRELLES, 2013). Quanto ao material de construção empregado, as barragens são classificadas em: barragens de terra, de enrocamento e barragens de concreto (MASSAD, 2010).

De acordo com o último levantamento realizado pela Agência Nacional de Águas (2019), 56% das barragens cadastradas no país são construídas em terra. A predominância desta tipologia está associada à disponibilidade de material e métodos construtivos mais simples, especialmente se tratando de barragens agrícolas de pequeno porte. Os critérios básicos para a avaliação de barragens, conforme diretrizes da Eletrobrás (2003), são em função da análise de estabilidade; pela avaliação dos taludes de montante e jusante; da percolação, no corpo do aterro e fundações; e das tensões e deformações, para compatibilização da deformação entre materiais constituintes.

A análise da estabilidade de taludes é desenvolvida em função da resistência que a massa de solo oferece ao cisalhamento. Tradicionalmente, esta análise é realizada por métodos baseados em equilíbrio limite, nos quais a massa de solo é discretizada em fatias para avaliação do Fator de Segurança. Dentre os métodos mais utilizados, destacam-se os métodos desenvolvidos por Bishop (1955), Morgenstern-Price (1965), Spencer (1967) e Janbu (1973). Estes métodos, embora muito difundidos na prática da engenharia geotécnica, fornecem valores constantes ou determinísticos para o Fator de Segurança, provenientes de parâmetros geotécnicos também constantes. Na realidade, as propriedades do solo são naturalmente dispersas, com variabilidade inerente ao seu processo de formação. A variabilidade dos parâmetros geotécnicos condiciona a segurança dos taludes e, por esta razão, deve ser avaliada de forma a considerar estas incertezas.

Como alternativa, foram desenvolvidos métodos de análise com base probabilística e estatística para a avaliação da estabilidade de taludes sob o conceito de confiabilidade. Dentre os principais métodos probabilísticos empregados, destacam-se o Método da Primeira Ordem e Segundo Momento (FOSM), Método das Estimativas Pontuais e o Método de Simulação de Monte Carlo. Nestes métodos, os parâmetros geotécnicos de interesse são modelados sob a forma de variáveis aleatórias, o que permite a consideração das incertezas e da variabilidade destes parâmetros de forma quantitativa.

Como resultado destas análises, são obtidos dois parâmetros probabilísticos: a probabilidade de falha e o índice de confiabilidade, de modo a complementar o resultado determinístico do Fator de Segurança e fornecer um indicativo das condições

relativas à segurança e consequências associadas à eventual falha ou ruptura destas estruturas.

Nesse sentido, o presente trabalho visa a aplicação das metodologias determinísticas e probabilísticas de estabilidade de taludes em um estudo de caso na cidade de Alegrete/RS, pela avaliação dos taludes de jusante e montante de uma barragem de terra de pequeno porte.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Avaliar comparativamente a estabilidade dos taludes de uma barragem de terra de pequeno porte localizada no município de Alegrete/RS através das metodologias probabilística e determinística.

1.1.2 Objetivos específicos

- Realizar a análise determinística da estabilidade dos taludes da barragem em estudo, através de métodos baseados em equilíbrio limite e tensão deformação;
- Realizar a análise probabilística da estabilidade dos taludes da barragem em estudo, através de métodos probabilísticos diretos e indiretos;
- Avaliar a contribuição do coeficiente de correlação entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo frente à segurança e estabilidade dos taludes;
- Avaliar a segurança dos taludes da barragem em função de valores propostos na literatura.

1.2 Estrutura do trabalho

O presente trabalho está disposto em quatro capítulos principais.

O Capítulo 1 apresenta o norteamto da pesquisa, com a introdução, abordagem dos objetivos do trabalho e a justificativa da elaboração do mesmo.

O Capítulo 2 apresenta o referencial bibliográfico consultado acerca de aspectos gerais de barragens de terra e a sua análise estrutural, compreendendo a estabilidade de taludes por métodos determinísticos e probabilísticos.

O Capítulo 3 apresenta a metodologia empregada para o desenvolvimento da pesquisa, envolvendo as etapas empregadas para as simulações numéricas.

O Capítulo 4 refere-se a apresentação e análise dos resultados obtidos.

Por fim, são apresentadas as considerações finais e sugestões para pesquisas futuras, além das referências bibliográficas consultadas na elaboração da pesquisa.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica busca apresentar os principais conceitos relacionados a segurança de barragens, métodos de previsão de estabilidade de aterros e de estimativa de parâmetros geotécnicos, assim como alguns exemplos da aplicação destas metodologias.

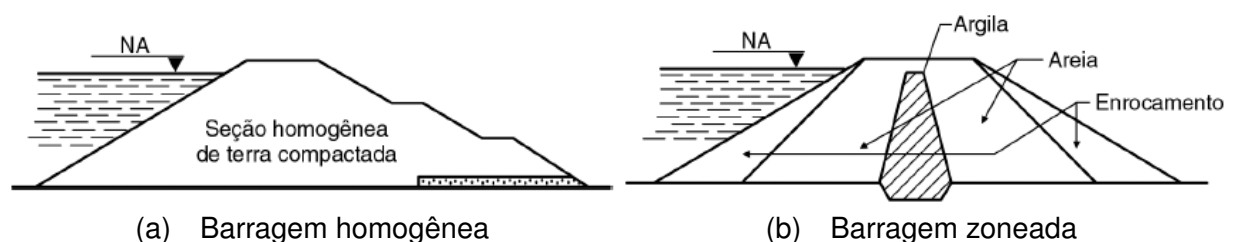
2.1 Barragens de terra

Pela definição da Agência Nacional de Águas (2016b, p. 15), uma barragem é "uma estrutura destinada à contenção ou acumulação de água, de substâncias líquidas ou de misturas de líquidos e sólidos". Dentre suas diversas finalidades, destacam-se o abastecimento de água para consumo humano e de animais, irrigação, recreação e paisagismo, aquicultura, geração de energia elétrica e contenção de rejeitos (CARVALHO, 2011). As barragens podem ser classificadas de acordo com o material utilizado para sua construção, dividindo-se em barragens de concreto convencional em arco e de gravidade, barragens de enrocamento e barragens de terra (MASSAD, 2010).

As barragens de terra são o tipo mais executado no Brasil, destacando sua importância em obras agrícolas de pequeno porte (MEIRELLES, 2013). Este fato se deve principalmente devido à disponibilidade de material terroso e condições topográficas favoráveis, aliada à possibilidade de construção sob fundações mais deformáveis (MASSAD, 2010).

Em função da composição da seção transversal, as barragens de terra podem ser classificadas como barragens homogêneas e barragens zoneadas (HRADILEK et al., 2002), como visto respectivamente nas Fig. 1(a) e 1(b):

Figura 1 – Seções transversais típicas – barragens de terra



Fonte: Caputo (2015)

As barragens homogêneas são aquelas constituídas por um único material, com exceção da proteção dos taludes. Os materiais empregados neste tipo de barragem, segundo Caputo (2015), devem satisfazer condições referentes à estabilidade contra ruptura, impermeabilidade e facilidade na construção. Quanto à estabilidade, a segurança contra o deslizamento e o tombamento depende exclusivamente da massa

do solo compactado. Assim, este tipo de barragem necessita de inclinação de taludes relativamente suave, como forma de garantir segurança contra instabilidade (HRADILEK et al., 2002; MARANGON, 2004; MEIRELLES, 2013). Em adição, o material deve apresentar baixa permeabilidade de modo a permitir níveis aceitáveis de percolação através do seu corpo. A segurança quanto à percolação é garantida por sistemas de drenagem interna, como filtros verticais ou inclinados (MASSAD, 2010).

Já as barragens zoneadas são constituídas por uma zona central, chamada de núcleo, de material argiloso e função impermeabilizante; e os espaldares construídos com material mais permeável, com função estabilizadora (MARANGON, 2004). Em comparação à barragem homogênea, têm custo elevado por conta do maior volume de escavação e transporte. No entanto, os taludes podem ter maior inclinação e são diminuídos os riscos relativos à percolação (HRADILEK et al., 2002; CARVALHO, 2011).

O tipo de barragem de terra a ser executada está associado, principalmente, à disponibilidade e a qualidade do material existente no local, ao solo que constituirá a fundação e pelos métodos construtivos a serem empregados (HRADILEK et al., 2002; MARANGON, 2004). Em termos construtivos, é recomendada a construção de barragens de terra homogêneas para alturas até 10 metros, caso haja disponibilidade de solo argiloso ou solo areno-siltoso/argiloso. Este tipo de barragem é considerado mais simples e prático para a construção, justificando ser o tipo de barragem mais executada em todo mundo (STEPHENS, 2011).

2.2 Aspectos gerais de segurança de barragens

A Política Nacional de Segurança de Barragens, estabelecida pela Lei Federal nº 12.334 (BRASIL, 2010), foi elaborada como instrumento de fiscalização e regulamentação para garantir padrões adequados de segurança destas estruturas, de modo a “fomentar a prevenção e a reduzir a possibilidade de acidente ou desastre e suas consequências” (BRASIL, 2010, p. 1). A referida Lei teve atualização no ano de 2020, através da Lei nº 14.066, em função das tragédias envolvendo barragens de rejeito ocorridas nos últimos anos (BRASIL, 2020).

No entanto, a PNSB não se aplica a todas as barragens, apenas aquelas apresentem ao menos uma das seguintes características, conforme seu Artigo 1º: altura do maciço maior ou igual a 15 metros, volume de reservação total maior ou igual a três milhões de metros cúbicos; armazenamento de resíduos perigosos ou categoria de dano médio ou alto (BRASIL, 2020).

Em seu Artigo 7, a Lei classifica as barragens em dois itens: a Categoria de Risco (CRI), avaliado em alto, médio e baixo, com base no estado de conservação, características técnicas e o atendimento ao plano de segurança. A segunda classificação é feita conforme o Dano Potencial Associado (DPA), também avaliado em alto, médio

e baixo, que as categoriza em função da "potencial de perdas de vidas humanas e impactos econômicos, sociais e ambientais decorrentes da ruptura da barragem" (BRASIL, 2020, p.1). A classificação quanto à CRI é focada na estrutura da barragem, enquanto o DPA visa a área afetada pela jusante da barragem (AGÊNCIA NACIONAL DE ÁGUAS, 2019).

Ainda segundo a Agência Nacional de Águas (2016b), entende-se por pequenas barragens de terra aquelas com altura inferior à 15 metros e capacidade de reserva inferior à 3 milhões de metros cúbicos. Assim, com exceção das barragens que apresentem DPA médio ou alto, as pequenas barragens de terra não possuem legislação própria quanto à segurança e gerenciamento de risco.

Conforme o Relatório de Segurança de Barragens apresentado pela ANA (2019), 61% do total de barragens cadastradas no país não possuem informação suficiente para o enquadramento à PNSB, comprometendo a fiscalização e a verificação da segurança destas estruturas. No estado do Rio Grande do Sul, onde as barragens são fiscalizadas pela Secretaria Estadual de Meio Ambiente e Infraestrutura (SEMA), estão cadastradas um total de 10.865 barragens, das quais 9.357 não possuem informações suficientes para a definição de submissão à PNSB e 1.403 estão submetidas à Lei n° 14.066 (2020).

Ainda, o relatório informa que foram reportados cinco incidentes envolvendo barragens no período de abrangência do Relatório, sendo quatro destas sem informações relativas à altura, volume ou material.

No município de Alegrete, de acordo com o último levantamento realizado pela ANA, estão cadastradas 264 barragens, sendo o uso principal para irrigação e dessedentação animal. Deste total, quanto à regulamentação, 97 são submetidas à PNSB. Em relação ao material de construção, 86 são construídas em terra, enquanto as demais não possuem informações a respeito do material de construção. Quanto ao volume armazenado, 170 destas possuem capacidade de armazenamento inferior à 3 hm^3 , e desta forma, são classificadas como pequenas barragens. Além disso, não foram reportados acidentes no período referido ao relatório (AGÊNCIA NACIONAL DE ÁGUAS, 2019).

Embora representem a maior parte destas construções, a segurança de barragens de pequeno porte é, por vezes, negligenciada. O dimensionamento de barragens de pequeno porte, conforme Carvalho e Paschoalin (2004), geralmente está limitado à recomendações empíricas, manuais técnicos e apostilas didáticas. De acordo com Euclides, Ferreira e Faria Filho (2005), devido a facilidade construtiva deste tipo de barragem, aspectos técnicos, legais e ambientais não possuem o rigor necessário. Os autores ainda evidenciam a lacuna na literatura referente à metodologias direcionadas ao dimensionamento de pequenas barragens.

Devido à importância destas estruturas e as consequências (sejam de vidas,

ambientais ou econômicas) do seu rompimento, é fundamental a avaliação de sua segurança e dos potenciais riscos associados a sua falha (BAECHER, 2016; HRADILEK et al., 2002). Para tanto, é necessário o entendimento dos modos de falha mais comuns em barragens.

Estudos acerca das estatísticas de acidentes em barragens de terra, como de Foster, Fell e Spannagle (2000) e Zhang, Xu e Jia (2009), indicam que as causas mais comuns de ruptura são: galgamento; fenômenos de erosão interna (*piping*), tanto no corpo do aterro quanto na fundação; e instabilidade nos taludes.

O galgamento, também denominado de extravasamento ou *overtopping*, corresponde à passagem de água acima do nível da crista. Esta situação está associada geralmente à níveis pluviométricos elevados, na qual os sistemas de extravasão (vertedouro e canal de fuga) não comportam o excesso de água proveniente do reservatório (MORANO, 2006).

A instabilidade de barragens, conforme Floriano (2017), pode ser atribuída em sua maior parte à percolação no interior do maciço causado pelo desnível entre nível do reservatório e o pé do talude de jusante. Este fluxo pode desencadear o fenômeno da erosão interna (*piping*), que inicia no talude de jusante e avança para o talude de montante (PERINI, 2009). Nesta situação, o fluxo cria um canal onde ocorre a percolação e o carreamento do solo, podendo em muitos casos levar à ruptura global da barragem (MASSAD, 2010).

A ruptura do talude de montante, ainda segundo o autor, é outra situação que ocorre devido à percolação, neste caso associada ao rebaixamento rápido do nível do reservatório (FLORIANO, 2017). Para diminuir estes transtornos decorrentes da percolação, devem ser previstos filtros internos ao maciço e o controle do fluxo pela fundação (MASSAD, 2010).

2.3 Análise de estabilidade de taludes em barragens

Os métodos de análise de estabilidade determinísticos dividem-se em duas categorias: métodos baseados em equilíbrio limite e métodos baseados em tensão–deformação (MASSAD, 2010), apresentados a seguir.

2.3.1 Métodos de análise por equilíbrio limite

A análise da estabilidade de barragens é realizada geralmente por meio de análise de equilíbrio limite (FELL et al., 2005). Este processo consiste no cálculo de um valor de Fator de Segurança constante, variando o método utilizado para tanto (AYSEN, 2002). Os pressupostos seguidos pelos métodos de equilíbrio limite são:

- a) o solo se comporta como material rígido-plástico, isto é, rompe-se bruscamente, sem se deformar;

- b) as equações de equilíbrio estático são válidas até a iminência da ruptura, quando, na realidade, o processo é dinâmico;
- c) o coeficiente de segurança (F) é constante ao longo da linha de ruptura, isto é, ignoram-se eventuais fenômenos de ruptura progressiva. (MASSAD, 2010, p. 64)

O coeficiente de segurança, ou Fator de Segurança (FS), é entendido como razão entre a resistência ao cisalhamento disponível do solo e a tensão de cisalhamento necessária para manter o equilíbrio ao longo de uma superfície potencial de deslizamento (DUNCAN; WRIGHT; BRANDON, 2014).

Nestes métodos, o Fator de Segurança é calculado utilizando uma ou mais equações de equilíbrio estático, aplicadas à massa do solo supondo uma superfície crítica de deslizamento (DUNCAN, 2000). Por ser um problema estaticamente indeterminado, é necessário assumir simplificações. A principal diferença entre os métodos existentes baseia-se em quais suposições de forças internas e equilíbrio de forças e/ou momentos são realizadas (CHENG; LAU, 2008).

Os métodos baseados em equilíbrio limite podem ser separados em duas categorias principais: métodos simplificados e métodos rigorosos (CHENG; LAU, 2008). Os métodos ditos simplificados satisfazem apenas ao equilíbrio de forças ou de momentos; ao passo que os métodos ditos rigorosos satisfazem ambos (GERSCOVICH, 2016).

Dentre os métodos baseados em equilíbrio limite, os mais utilizados são Fellenius (1927), Bishop (1955), Morgenstern e Price (1965), Spencer (1967) e Janbu (1973). O Quadro 1 sintetiza as principais características e hipóteses adotadas nestes métodos.

Quadro 1 – Comparação entre métodos baseados em equilíbrio limite

Método	Características
Fellenius (1927)	Superfície de ruptura circular
	Satisfaz o equilíbrio de momentos
Bishop Simplificado (1955)	Superfície de ruptura circular
	Satisfaz o equilíbrio de momentos
	Satisfaz o equilíbrio de forças verticais
Janbu Simplificado (1968)	Superfície de ruptura qualquer
	Satisfaz o equilíbrio de forças verticais e horizontais
Morgenstern e Price (1965)	Superfície de ruptura qualquer
	Satisfaz o equilíbrio de momentos
	Satisfaz o equilíbrio de forças verticais e horizontais
Spencer (1967)	Superfície de ruptura qualquer
	Satisfaz o equilíbrio de momentos
	Satisfaz o equilíbrio de forças verticais e horizontais

Fonte: Adaptado de Tonus (2009)

O método apresentado por Fellenius (1927), também conhecido como método sueco, caracteriza-se pela adoção de superfície de ruptura circular e por apenas satisfazer o equilíbrio de momentos (GERSCOVICH, 2016). Este método permite o cálculo direto do Fator de Segurança, em contraste aos demais métodos que exigem uma solução iterativa (DUNCAN, 2000). No entanto, as simplificações em sua formulação pode induzir a erros graves por negligenciar a pressão da água entre as fatias (MASSAD, 2010).

O método de Janbu Simplificado (1973) foi criado de forma a reduzir o custo computacional do método generalizado, por meio de simplificações no esforço entre as fatias e a introdução de um fator de correção f_0 , dependente do tipo de solo analisado (SILVA, 2018; FABRICIO, 2006). De forma semelhante ao método de Bishop Simplificado, este método é realizado de forma iterativa para o cálculo de FS, porém com maior esforço computacional (AYSEN, 2002).

O método apresentado por Spencer (1967) é classificado como rigoroso, de forma a satisfazer todas as equações de equilíbrio estático (GERSCOVICH, 2016). Neste método, são calculados dois fatores de segurança, referentes ao equilíbrio de forças e ao de momentos, e adotado o critério do somatório das resultantes entre fatias é uma força Q_i e inclinação θ a partir do qual encontra-se o FS final (DUNCAN, 2000; ABRAMSON et al., 2002).

2.3.1.1 Método de Bishop Simplificado

O Método de Bishop Simplificado (1955) é, de acordo com Huang (2014), o método mais amplamente utilizado na prática da engenharia. O Fator de Segurança

é calculado em função dos momentos resistente e atuante sobre uma superfície de ruptura circular (MAFIOLETI, 2016), através da Eq. 2.1:

$$FS = \frac{\sum_{i=1}^N \left[\frac{c' \delta l \cos \alpha + (W - u \delta l \cos \alpha) \tan \phi'}{\cos \alpha + (\sin \alpha \tan \phi') / FS} \right]}{\sum_{i=1}^N W \sin \alpha} \quad (2.1)$$

O método necessita ser realizado de forma iterativa, visto que o FS está presente em ambos os lados da equação (FREITAS, 2011). Para a solução, de acordo com Massad (2010), é selecionado um valor inicial, FS_1 , e recalcula-se através da Eq. 2.1 de forma a obter um novo valor de FS, chamado FS_2 . O processo iterativo é repetido até que a diferença entre os valores de FS seja desprezível (AYSEN, 2002).

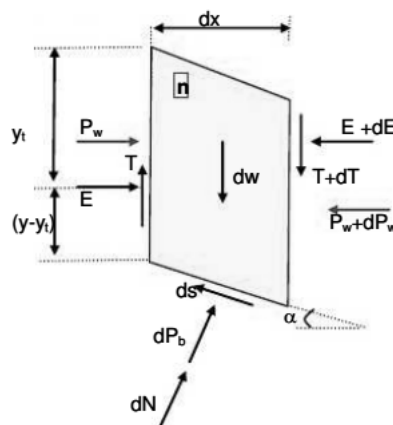
Este método, segundo Duncan (2000), é mais preciso que o Método de Fellenius, principalmente nos casos de análise por tensões efetivas e poropressões elevadas.

2.3.1.2 Método de Morgenstern-Price

O método de Morgenstern e Price (1965), considerado um método rigoroso, cujas condições de estabilidade satisfazem ao equilíbrio de forças e momentos. Sua formulação é aplicada a superfícies de ruptura quaisquer (FABRICIO, 2006).

Neste método, a massa de solo é dividida em fatias infinitesimais, conforme representado na Figura 2.

Figura 2 – Fatia e esforços atuantes – Método de Morgenstern-Price



Fonte: Gerscovich (2016)

Onde dW é o peso da fatia; P_w é a poropressão no contorno da fatia; dP_b a resultante da poropressão na base da fatia; γ a inclinação da fatia com a horizontal; E e T os esforços atuando em $(y - y_t)$ e dx a largura infinitesimal da fatia.

De modo a tornar o problema estaticamente determinado, o método de Morgenstern-Price (1965) assume que a força de cisalhamento (T) entre as fatias é relacionada às forças normais (E) da forma (GERSCOVICH, 2016):

$$T = \lambda \cdot f(x) \cdot E \quad (2.2)$$

Onde T é a força tangencial entre as fatias; λ é um parâmetro a ser determinado pelo processo iterativo; $f(x)$ é uma função arbitrária e E corresponde à força normal entre as fatias.

A função $f(x)$ é arbitrada pelo usuário, sendo geralmente empregadas as funções: constante; arco de seno; arco de seno incompleto e trapezoidal (FABRICIO, 2006). Por padrão, em ambos os softwares SLOPE/W e SLIDE a função adotada é de arco de seno incompleto, e provavelmente por esta razão é a função mais utilizada (DUNCAN, 2000).

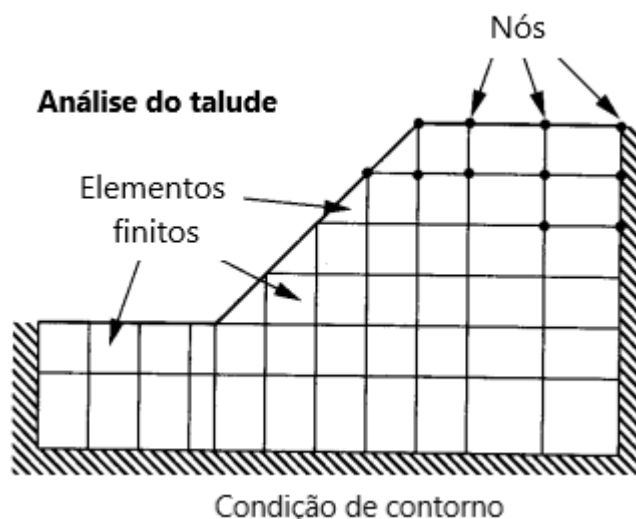
Na situação em que $f(x) = 0$, a solução encontrada é igual a de Bishop; enquanto para $f(x) = \text{constante}$, a solução é igual ao método de Spencer (GERSCOVICH, 2016).

2.3.2 Métodos de análise por tensão–deformação

Embora os métodos baseados em equilíbrio limite sejam amplamente utilizados na prática geotécnica, a validade de seus resultados deve ser avaliada em função das simplificações teóricas contidas em sua formulação (SILVA, 2018). A principal limitação destes métodos, conforme discutido por Krahn (2003), consiste em satisfazer apenas as equações de equilíbrio estático, sem considerar a compatibilidade entre tensões e deformações.

O desenvolvimento de métodos numéricos, em conjunto à disponibilidade e evolução de computadores pessoais, possibilitou modelar problemas geotécnicos com nível de complexidade não antes possível, como a não-linearidade no comportamento dos materiais e variações espaciais e temporais (DESAI; CHRISTIAN, 1977; HONORES, 2016). Dentre estes métodos, destaca-se o método dos elementos finitos (MEF). Este método essencialmente divide o solo, cujo comportamento é dito contínuo, em elementos discretos (ou finitos). Estes elementos, conectados entre si por nós, são analisados e tratados individualmente (ABRAMSON et al., 2002; GRIFFITHS; FENTON, 2004). A Fig. 3 mostra a representação da malha de elementos finitos e os termos utilizados nestas análises.

Figura 3 – Definição de termos usados em análises de estabilidade por elementos finitos



Fonte: Adaptado de Abramson et al. (2002)

Griffiths e Lane (1999) apresentam, em síntese, as vantagens da utilização da análise por elementos finitos na estabilidade de taludes:

- a) Não é necessária a divisão do domínio em fatias verticais;
- b) Visto que não há fatias, não são necessárias simplificações para os esforços entre estas;
- c) o MEF determina a localização das zonas de ruptura pelo cálculo das tensões atuantes, sem que seja realizado a busca por uma superfície de pesquisa crítica, necessária nas análises por equilíbrio limite. (GRIFFITHS; LANE, 1999, p. 130). Tradução nossa.

A análise de estabilidade de taludes conduzida por meio de MEF, com análise por modelo constitutivo linear elástica de Mohr-Coulomb, necessita de seis parâmetros do solo para seu funcionamento (DUNCAN, 2000): coesão; ângulo de atrito, ângulo de dilatação (ψ), peso específico, módulo de elasticidade (E) e coeficiente de Poisson (ν). Destes, os três primeiros são utilizados nas análises convencionais por equilíbrio limite, e obtidos através de ensaios laboratoriais mais comumente utilizados. Griffiths e Lane (1999) e Duncan (2000) apresentam em detalhes como estes parâmetros influenciam o comportamento do solo e alteram o FS encontrado a partir destas análises.

A solução da estabilidade de taludes por meio de MEF pode ser dividida em duas categorias principais: o método direto, baseado na redução da resistência do solo; e indireto, chamado de Método de Equilíbrio Limite Aperfeiçoado.

O primeiro método, nomeado de *Strength Reduction Method* - SRM, é executado através da redução progressiva dos parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo, ou ainda, pelo aumento do carregamento até a ruptura do talude (CHUQUIMUNI, 2005; IÑEGUEZ, 2016). Para a determinação de FS utilizando este modelo, são realizadas

um número crescente de análises onde os parâmetros c' e ϕ' são decrescidos em um intervalo previamente definido:

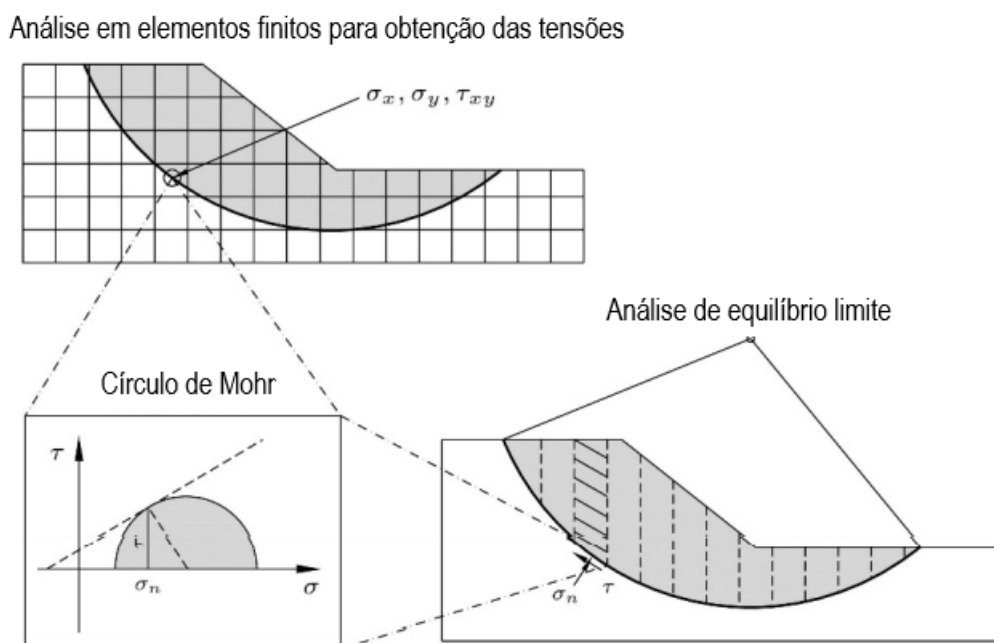
$$c^* = \frac{c}{M} \quad (2.3)$$

$$\phi^* = \frac{\phi}{M} \quad (2.4)$$

Onde M é o parâmetro de redução adotado para c e ϕ . O processo é repetido até que seja atingida a ruptura do talude, onde o fator de segurança global é obtido quando $M = FS$ (CHUQUIMUNI, 2005). A solução deste método está disponível comercialmente no software Plaxis 2D 2021, e mais recentemente, nas versões do pacote GeoStudio.

O Método de Equilíbrio Limite Aperfeiçoado (do inglês, *Enhanced Limit Method* – *ELM* consiste na utilização de uma análise de tensões, obtida por meio de MEF, para a determinação de um fator de segurança global do talude de forma semelhante ao utilizado nas análises por equilíbrio limite convencionais (PACHECO, 2005). Na Fig. 4, estão apresentados de forma esquemática o funcionamento deste método e a nomenclatura utilizada no mesmo.

Figura 4 – Representação esquemática do método de equilíbrio aperfeiçoado



Fonte: Adaptado de Iñiguez (2016).

De maneira geral, a solução do ELM consiste em importar as tensões obtidas por elementos finitos em uma análise convencional de equilíbrio limite, onde o FS é obtido em função do somatório da resistência ao cisalhamento e a tensão cisalhante mobilizada na superfície (KRAHN, 2003).

A principal vantagem da utilização de ELM ao invés da análise por SRM consiste na utilização de uma única análise por elementos finitos, reduzindo o custo computacional e o tempo demandado para a obtenção do FS (IÑEGUEZ, 2016). Duncan (2000) apresenta ainda como vantagens do método: as tensões computadas por elementos finitos são muito mais próximas das reais; e como o resultado do FS é determinístico, visto que as tensões já foram computadas, problemas relativos à convergência da solução são excluídos.

Conforme destacado por Cheng e Lau (2008), em taludes com geometria simples e material homogêneo, a diferença entre o Fator de Segurança e a posição da superfície de ruptura obtidos a partir de métodos baseados em equilíbrio limite e elementos finitos é pequena, e ambas metodologias possuem resultados satisfatórios para a prática da engenharia.

2.3.3 Fatores de Segurança

A estabilidade dos taludes de barragens de terra deverá ser avaliada em diferentes estágios, dentre os quais as etapas de final de construção, operação em regime permanente e situações que ocasionem rebaixamento rápido (GERSCOVICH, 2016).

A análise de estabilidade da barragem em operação reflete as condições estruturais da barragem após um período de tempo suficientemente grande para que ocorra a saturação e estabelecimento da rede de fluxo no corpo do aterro, além do adensamento total no aterro e na fundação (DUNCAN; WRIGHT; BRANDON, 2014). Nesta situação, conforme as diretrizes estabelecidas pela Eletrobrás (2003), a análise de estabilidade deverá ser conduzida por meio tensões efetivas. O talude crítico a ser analisado é o de jusante, visto que o talude de montante está submerso e as forças decorrentes da percolação agem de forma favorável à estabilidade (MASSAD, 2010). Para o talude de montante, a condição crítica corresponde ao rebaixamento rápido do reservatório, situação que pode ocasionar deslizamentos progressivos (ELETROBRÁS, 2003). Os Fatores de Segurança mínimos recomendados para os taludes de barragens de terra estão expostos no Quadro 2, com indicação de qual condição de solicitação se encontram.

Quadro 2 – Fatores de Segurança mínimos utilizados nas análises de estabilidade

Condição de solicitação	Talude	FS mínimo
Final da construção	Montante e Jusante	1,3
Rebaixamento do reservatório (do NA máximo ao NA mínimo)	Montante	1,1
Reservatório cheio em regime permanente de operação	Montante e Jusante	1,5

Fonte: Adaptado de Carvalho e Paschoalin (2004)

O sentido de percolação justifica a adoção de valores distintos para o Fator de Segurança dos taludes de jusante e montante. Visto que a água percola no sentido montante–jusante, a poro-pressão é favorável à estabilidade do talude de montante e desfavorável ao de jusante (CARVALHO; PASCHOALIN, 2004)

2.3.4 Determinação dos parâmetros de resistência

A análise de estabilidade de taludes não pode ser feita sem o conhecimento de valores representativos da resistência ao cisalhamento do solo, independente do método selecionado (ABRAMSON et al., 2002). Tipicamente, a resistência ao cisalhamento é determinada através de ensaios em laboratório, como ensaios triaxiais e ensaio de cisalhamento direto (MASSAD, 2010).

O ensaio de cisalhamento direto, segundo (PINTO, 2006), é o mais antigo ensaio utilizado para a determinação da resistência ao cisalhamento de solos. O funcionamento do ensaio consiste em determinar, sob uma tensão normal (σ), um valor de tensão de cisalhamento (τ) correspondente à ruptura do solo (CAPUTO, 1988).

No entanto, a confiabilidade dos resultados é questionável, visto que o solo rompe ao longo de uma superfície pré-fixada (DAS, 2007). A envoltória da resistência do solo é obtida pela realização de ensaios com valores crescentes de tensões normais (PINTO, 2006). O ensaio também apresenta a desvantagem de não permitir a obtenção dos valores de poro-pressão e parâmetros de deformabilidade (GERSCOVICH, 2011; MARANGON, 2018b).

Por meio destes ensaios, são determinados os parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo: o intercepto coesivo ou coesão efetiva (c') e o ângulo de atrito efetivo (ϕ'); quando se trata de ensaios drenados; e coesão total (c) e ângulo de atrito (ϕ), para ensaios não drenados. Estes parâmetros, conforme Gerscovich (2016), são dependentes de fatores como condições de drenagem; direção do ensaio em relação à anisotropia do solo; velocidade de cisalhamento e nível de tensões.

A correta formulação dos problemas associados à estabilidade de taludes é

fundamental, em particular a seleção do comportamento do solo coesivo em relação ao seu estado de tensões (FENTON; GRIFFITHS, 2008). O tipo de análise a ser desenvolvida, em drenada ou não drenada, deve ser definida para avaliar a condição crítica a qual o solo estará submetido (GAIOTO, 2006; GERSCOVICH, 2011). A análise em termos de condições não drenadas implica na adoção dos parâmetros de resistência ao cisalhamento em tensões totais. Como indicado por Fenton e Griffiths (2008), Pinto (2006), a utilização de condições não drenadas em zonas de baixa permeabilidade para as etapas de final da construção e rebaixamento rápido é justificado pela dificuldade na estimação das poro-pressões atuantes.

Já as condições drenadas aquelas onde a alteração no carregamento atuante seja suficientemente lenta para que seja atingida uma condição de equilíbrio na massa de solo e não ocorra mais dissipação do excesso de poro-pressão (DUNCAN, 2000). De acordo com Gerscovich (2011), teoricamente a análise com parâmetros efetivos leva a resultados mais corretos, visto que quantifica apenas a parcela resistida pelo solo. No entanto, é necessário o conhecimento das condições de poro-pressão.

2.4 Análise de fluxo em barragens de terra

De acordo com as diretrizes do Critérios de Projeto Civil de Usinas Hidrelétricas da Eletrobrás (2003), as análises de percolação em barragens tem como objetivo a previsão de distribuição das pressões e do valor das vazões, tanto no maciço de terra quanto em suas fundações. Estes indicativos são necessários às etapas de dimensionamento de dispositivos de drenagem, sistemas de impermeabilização e ainda estudos de estabilidade do maciço (ELETROBRÁS, 2003; MEIRELLES, 2013).

Em se tratando de levantamentos de acidentes e rupturas de barragens, percebe-se a predominância de problemas envolvendo o controle da percolação nestas obras (FOSTER; FELL; SPANNAGLE, 2000). Conforme Knappett e Craig (2018), o projeto de uma barragem de terra, bem como a seleção do solo que servirá como material de aterro, tem como objetivo reduzir ou eliminar os efeitos danosos da percolação. Ainda, como a avaliação da estabilidade em barragens é realizada em termos de tensões efetivas, o entendimento da percolação da água no solo é fundamental para abordagens envolvendo a segurança (PINTO, 2006; BROADDUS, 2015). Para tanto, é necessário compreender o principal conceito associado à percolação em barragens: a permeabilidade do solo (SARÉ, 2003).

2.4.1 Permeabilidade do solo

A permeabilidade é a propriedade do solo que indica a facilidade com que um fluído tem de escoar em seu interior (LAMBE; WHITMAN, 1969), e varia de acordo com diversos fatores, dentre os quais a porosidade, distribuição granulométrica, grau

de saturação do solo e a viscosidade do fluido (DAS, 2007). A quantificação do grau de permeabilidade do solo é feita por meio do coeficiente de permeabilidade k . A Tabela 1 apresenta alguns valores típicos de k .

Tabela 1 – Valores típicos de coeficiente de permeabilidade dos solos saturados

Tipo de solo	k (cm/s)
Pedregulho limpo	100–1,0
Areia grossa	1,0–0,01
Areia fina	0,01–0,001
Argila de silte	0,001–0,00001
Argila	<0,000001

Fonte: Adaptado de Das (2007)

O coeficiente de permeabilidade k pode ser determinado por meio de ensaios in situ e ensaios de laboratório, com uso de permeômetros (CAPUTO, 1988). Os ensaios utilizados em laboratório dividem-se em ensaios de carga constante e carga variável (BARDET, 1997). O ensaio de permeabilidade a carga constante é utilizado para solos com permeabilidade alta, como areias, enquanto o ensaio a carga variável é utilizado para solos com permeabilidade média a baixa, como areias e siltes (HEAD; EPPS, 2014).

2.4.2 Percolação

A percolação de água através do maciço de uma barragem de terra é tratado como um problema de fluxo não confinado, no qual o limite da região é a linha freática, cuja pressão é a atmosférica (KNAPPETT; CRAIG, 2018).

Em barragens de terra em fluxo permanente, onde não há variação volumétrica e considerando o solo homogêneo e isotrópico, o fluxo bidimensional pode ser simplificado pela da Equação de Laplace (2.5) (AYSEN, 2002; SARÉ, 2003):

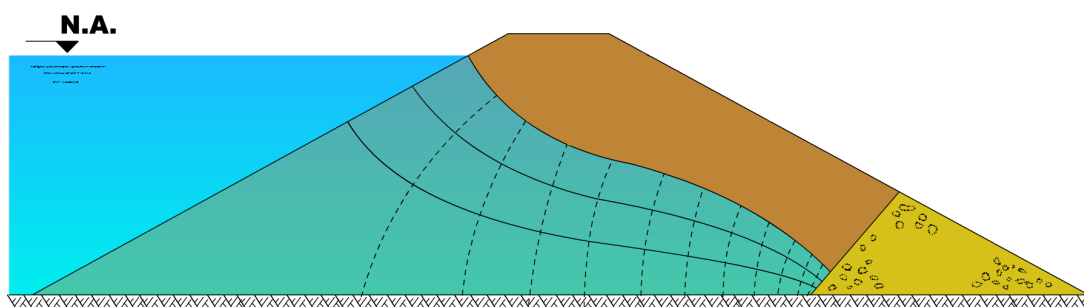
$$k_x \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + k_z \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 \quad (2.5)$$

No caso de barragens, devido à compactação do solo após seu lançamento, ocorre a diferença na permeabilidade nas direções horizontal e vertical. Conforme Pinto (2006), para solos compactados, os valores de coeficiente de permeabilidade horizontais k_h assumem valores de 5, 10 e até 15 vezes superior aos valores de coeficiente de permeabilidade verticais k_v . A recomendação de Foster, Fell e Spannagle (2000) é da adoção da razão $k_h/k_v \geq 15$ para o dimensionamento do aterro.

A solução da Equação de Laplace, para um problema específico, envolve a determinação de condições de contorno. Como discutido por Saré (2003), as condições de contorno encontradas para a resolução da equação dividem-se em quatro: superfícies impermeáveis; superfícies em contato com o fluido; linha freática e superfície livre de fluxo.

A solução gráfica do problema de percolação bidimensional é conhecida como rede de fluxo, como a representada na Figura 5. Esta solução consiste em determinar dois grupos de curvas, denominadas linhas de fluxo e linhas equipotenciais, ortogonais entre si (MASSAD, 2010). As linhas de fluxo representam o caminho de percolação da água, no sentido montante–jusante; e as linhas equipotenciais representam um conjunto de pontos de mesma carga hidráulica (SARÉ, 2003). Esta solução é considerada simples e efetiva para problemas de geometria simples e fluxo em meio homogêneo (ALBERTI, 1988; AYSÉN, 2002).

Figura 5 – Rede de fluxo pelo interior de barragem de terra



Fonte: Adaptado de Pinto (2006)

Outra abordagem é a solução da equação de Laplace por meio de métodos numéricos que discretizam o domínio de percolação. Dentre estes métodos, destaca-se Método dos Elementos Finitos (MAFIOLETI, 2016). O funcionamento do MEF consiste na discretização de um meio contínuo de forma que elementos adjacentes possuam nós em comum (MASSAD, 2010). A análise de percolação por meio de MEF é realizada em três etapas, como descrito por Strufaldi (2004). A primeira etapa envolve a modelagem do problema, pela definição da malha, propriedade dos materiais e condições de contorno necessárias. A segunda etapa refere-se à solução do sistema de equações de elementos finitos. A terceira e última etapa corresponde à interpretação destes resultados.

A solução por métodos numéricos está disponível em pacotes de softwares como GEO5 FEM Water Flow (Fine), PLAXIS 2D PlaxFlow (Bentley) e SEEP/W (Geo-Slope).

Segundo as Diretrizes para elaboração de projetos de barragens, apresentado pela Agência Nacional de Águas (2016a), as análises de percolação deverão ser realizadas nas situações de rebaixamento rápido e em regime de operação, de modo a

fornecer subsídios para estudos de estabilidade. Neste último, deve ser considerado o nível máximo normal para o reservatório (AGÊNCIA NACIONAL DE ÁGUAS, 2016a).

2.5 Análise probabilística de estabilidade de taludes

Enquanto outras áreas de engenharia possuem as propriedades de seus materiais mais bem definidas, os solos são formados por processos geológicos naturais e possuem propriedades físicas e mecânicas naturalmente dispersas (FLORES, 2008). Lidar com as incertezas é, desta forma, um aspecto indissociável da Engenharia Geotécnica (NADIM, 2007).

A aplicação de conceitos de probabilidade e estatística em análises geotécnicas apresenta crescente interesse, tanto no âmbito acadêmico quanto na prática de engenharia. Ainda, a avaliação da confiabilidade em projetos de engenharia vem sendo requerida por órgãos regulamentadores, de modo a lidar de uma maneira racional com as incertezas, os riscos e a mitigação de seus efeitos (FENTON; GRIFFITHS, 2008). Os métodos probabilísticos surgiram como alternativas sistemáticas para incorporação da variabilidade de carregamentos e parâmetros de projeto, para o levantamento do risco de ruptura e a confiabilidade das estruturas (MAIA; ASSIS, 2004). Nestas abordagens, os parâmetros geotécnicos são considerados como variáveis aleatórias apresentadas como distribuições de probabilidade, ao invés de possuírem valores constantes ou determinísticos. O uso destes métodos permite a obtenção da probabilidade de ruptura de uma determinada estrutura em análise, que em conjunto com o Fator de Segurança, representa de forma mais ampla suas condições de estabilidade (ARAUJO, 2018).

Segundo Sandoval (2012), a utilização de abordagens probabilísticas em engenharia geotécnica requer alguns passos específicos: a caracterização da variabilidade do solo, a seleção e aplicação de um método de análise probabilístico e o estabelecimento de valores de riscos aceitáveis.

De forma geral, os métodos de análise probabilística da estabilidade taludes estão baseados nos mesmos princípios dos métodos determinísticos, como modo de ruptura e equilíbrio limite (EL-RAMLY, 2001). A maior vantagem destes métodos consiste na identificação e quantificação das incertezas inerentes à avaliação da estabilidade (FLORES, 2008). Assim, a abordagem probabilística de estabilidade de taludes oferece uma estrutura eficiente para a incorporação lógica e sistemática das incertezas, deste modo fornecendo uma base mais racional para o projeto e o processo de tomada de decisões (EL-RAMLY, 2001; LÓPEZ, 2017). No entanto, conforme discutido por Silva (2015), abordagens probabilísticas ainda são pouco utilizadas na prática da engenharia devido à falta de conhecimento e instrução nestes métodos, e ainda a dificuldade na incorporação prática destes conceitos.

Os métodos probabilísticos empregados na análise de estabilidade de taludes variam de acordo com suas hipóteses, limitações, capacidade de lidar com problemas

complexos e sua robustez matemática (EL-RAMLY; MORGENSTERN; CRUDEN, 2002). De acordo com Guedes (1997 apud COSTA, 2005), os métodos probabilísticos podem ser classificados de duas formas distintas, em diretos ou indiretos. Através dos métodos diretos, obtém-se a distribuição da variável aleatória dependente (Fator de Segurança) em função das distribuições das variáveis aleatórias de entrada, como no caso das Simulações de Monte Carlo. Nos métodos indiretos, como o Método da Primeira Ordem e Segundo Momento e o Método das Estimativas Pontuais, são estimados somente os primeiros momentos estatísticos (média e variância) da distribuição do Fator de Segurança, em função dos momentos estatísticos das variáveis aleatórias de entrada (RIBEIRO, 2008).

Os três principais métodos probabilísticos utilizados no meio geotécnico são o Método de Primeira Ordem e Segundo Momento, o Método das Estimativas Pontuais e o Método de Simulação de Monte Carlo, discutidos adiante.

2.5.1 Incertezas envolvidas em geotecnia

Para a análise das incertezas no contexto de segurança de barragens, é necessária a compreensão das principais fontes as quais estão relacionadas. Diversos autores (TANG; YUCEMEN; ANG, 1976; VANMARCKE, 1980; EINSTEIN; BAECHER, 1982; MORGENSTERN, 1995; PHOON; KULHAWY, 1999a) propuseram classificações para as incertezas, adotando diferentes critérios, como representados pelo Quadro 3.

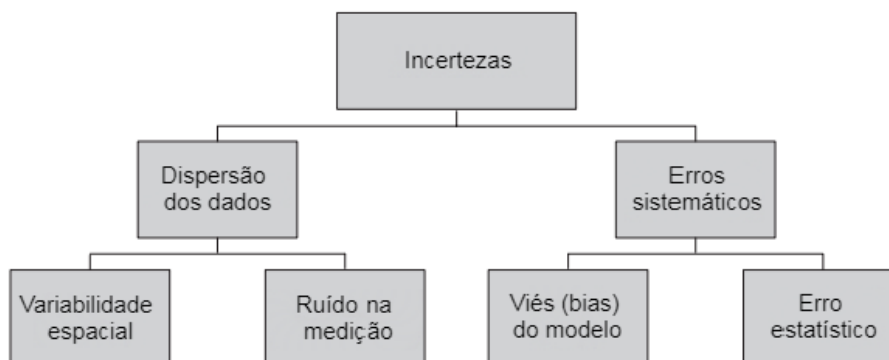
Quadro 3 – Principais fontes de incertezas

Autores	Fontes de incerteza
Vanmarcke, 1977a	Variabilidade inerente do solo; Incertezas estatísticas; Erros de medição.
Christian, Ladd e Baecher, 1994	Dispersão de dados; Erro sistemático.
Phoon e Kulhawy, 1999a, 1999b	Variabilidade inerente do solo; Erros de medição; Transformação de incertezas.

Fonte: Adaptado de Sandoval (2012)

De forma geral, como descrito por Baecher (1987) e Christian, Ladd e Baecher (1994), as principais fontes das incertezas em parâmetros geotécnicos estão divididas em duas grandes categorias: dispersão nos dados e erro sistemático, como ilustrado na Figura 6.

Figura 6 – Fontes de incerteza em estimativas de propriedades do solo



Fonte: Adaptado de Baecher (1987)

As incertezas associadas à dispersão dos dados dividem-se ainda em variabilidade natural e ruído na medição. A variabilidade natural é associada à aleatoriedade inerente ao processo de formação dos solos, e ocorre através de variabilidade temporal (para situações onde o fenômeno ocorre em um único local), variabilidade espacial (para fenômenos que ocorrem em diferentes locais, em um único instante de tempo), ou ainda a combinação de ambos (HARTFORD; BAECHER, 2004). A variabilidade espacial dos parâmetros dos solos pode ser atribuída a variações mineralógicas, geológicas e de história de tensões (FLORES, 2008). Durante o processo executivo do corpo do aterro de uma barragem, são introduzidas variações espaciais aleatórias de propriedades como a resistência ao cisalhamento, a deformabilidade e a permeabilidade, que ocorrem involuntariamente e não podem ser eliminadas (STRUFALDI, 2004). Como exemplo, Hachich (1981) pontua que o aterro de uma barragem nunca é inteiramente homogêneo, devido a variabilidade ocorrida nos processos de compactação, dos materiais componentes e seus respectivos teores de umidade, que condicionam a variação local da permeabilidade.

Já os erros sistemáticos dividem-se em incerteza no modelo e erros estatísticos. A incerteza do modelo representa a inabilidade de um modelo, ou técnica de projeto, de representar de modo preciso o comportamento físico de um sistema. Refere-se à lacuna entre a teoria adotada nos modelos de previsão e a realidade (EL-RAMLY, 2001). No caso da modelagem de estabilidade de taludes, a incerteza do modelo está associada à escolha da função de distribuição de probabilidade adotada para a representação das variáveis aleatórias (FLORES, 2008).

Os erros estatísticos estão relacionados à escassez de dados que gerem um espaço amostral significativo, ou seja, ensaios com poucas amostras podem resultar em valores estatísticos significantemente diferente dos reais (BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

A necessidade de tratamento quantitativo de incertezas no contexto geotécnico

conduziu ao desenvolvimento e aplicação de métodos probabilísticos, que serão abordados a seguir.

2.5.2 Aleatoriedade das variáveis

A premissa principal da análise probabilística é que os parâmetros geotécnicos não são mais representados por um valor fixo ou constante, como usado nas análises determinísticas, e passam a ser tratados como variáveis aleatórias (ARAUJO; SAYÃO, 2018). As variáveis aleatórias podem ser consideradas discretas, quando assumem apenas certos valores específicos, ou contínuas, quando dentro de um intervalo pode assumir qualquer valor (RIBEIRO, 2008). Uma variável aleatória é chamada de discreta se seu conjunto de possíveis resultados for contável. Isso geralmente ocorre para qualquer variável aleatória que seja uma contagem de ocorrências ou de itens. Uma variável aleatória é chamada contínua se puder assumir valores em uma escala contínua. É o caso de dados medidos em ensaios, como coesão e ângulo de atrito (FENTON; GRIFFITHS, 2008; FLORES, 2008). Assim, as variáveis aleatórias serão tratadas como contínuas na elaboração do presente trabalho.

O comportamento probabilístico de um fenômeno aleatório, dependente de uma variável aleatória contínua X , pode ser descrito por uma função matemática chamada de função de densidade de probabilidade (FDP). Esta função relaciona o valor da variável aleatória de acordo com sua probabilidade de ocorrência (ANG; TANG, 2006). As formas mais usuais para a função de densidade de probabilidade são as distribuições normal ou gaussiana, lognormal, gama, t de Student, entre outras (RIBEIRO, 2008; LÓPEZ, 2017; ARAUJO, 2018).

Em muitos casos, a distribuição de probabilidade deve ser determinada empiricamente baseada nos dados amostrais disponíveis. A seleção de uma FDP pode ser inferida pela comparação visual com gráfico de frequência amostral (histograma), ou ainda por meio de testes estatísticos como teste de Chi-quadrado ou teste de Kolmogorov-Smirnov (GATTI, 2005; ANG; TANG, 2006). Em geral, devido à limitação no número de ensaios realizados, as funções de densidade de probabilidade são selecionadas com base na revisão da literatura em projetos similares (ABRAMSON et al., 2002). Conforme pontuado por El-Ramly (2001), é necessário ainda a análise dos valores máximos e mínimos da distribuição selecionada, de forma que sejam consistentes com os limites físicos do parâmetro a ser modelado (e.g., valores negativos para parâmetros como peso específico e de resistência ao cisalhamento).

No caso das principais variáveis aleatórias associadas à estabilidade de taludes, a coesão e o ângulo de atrito, o uso das distribuições normal e log-normal é adequado para a representação do comportamento estatístico destes parâmetros (USACE, 2006; PHOON et al., 2006). Embora o uso da função de distribuição normal represente o comportamento de muitos parâmetros geotécnicos, a adoção da distribuição log-normal

é mais apropriada por fornecer apenas valores positivos (EL-RAMLY, 2001). Alguns parâmetros comumente representados pela distribuição log-normal são a resistência não-drenada de argilas e o Fator de Segurança (USACE, 1999). Ainda, a distribuição log-normal é conveniente para a modelagem de quantidades que variam em diversas ordens de magnitude, como a condutividade hidráulica do solo (GILBERT, 1996). No entanto, como pontuado por Flores (2008), a utilização de função de distribuição normal é preferível na ausência de dados por fornecer valores ligeiramente maiores para probabilidade de falha e, desta forma, a favor da segurança.

Outros parâmetros geotécnicos tratados como variáveis aleatórias têm suas funções de densidade de probabilidade reportadas na literatura, como disposto na Tabela 2.

Tabela 2 – Funções de densidade de probabilidade para variáveis aleatórias em engenharia geotécnica

Propriedade do solo	Tipo de solo	Distribuição
Resistência ao cisalhamento não drenada	Argila (ensaios triaxiais)	LN
	Argila	LN
	Silte argiloso	N
Peso específico submerso	Todos	N
Razão s_u/σ'_{v_0}	Argila	N/LN
Limite de plasticidade	Argila	N
Ângulo de atrito	Areia	N
Índice de vazios, porosidade	Todos	N
Razão de pré-adensamento	Argila	N/LN

N – distribuição normal

LN – distribuição log-normal

Fonte: Adaptado de Lacasse e Nadim (1998).

O comportamento de uma variável aleatória, quando não se dispõe da função de densidade de probabilidade, pode ser descrito em função de parâmetros estatísticos denominados de momentos. Estes parâmetros são o primeiro momento ou tendência central, representada matematicamente pela média, e o segundo momento ou dispersão, representada pela variância (LÓPEZ, 2017; ARAUJO; SAYÃO, 2018).

A média é a principal medida característica de uma variável aleatória, representando a sua tendência central. A média é, geralmente, o valor assumido para os parâmetros envolvidos na análise determinística da estabilidade de taludes (FABRICIO, 2006). Para uma variável aleatória contínua X com uma função de densidade de probabilidade $f(x)$, a média ou valor esperado de X é representada por μ_x (ANG; TANG, 2006).

Para a estimativa da dispersão ou variação da densidade de probabilidade, é utilizado o termo variância. Este é um indicativo da dispersão ou a heterogeneidade de um parâmetro físico (UZIELLI et al., 2006; KOTTEGODA; ROSSO, 2008). A variância mensura o quão distantes estão os valores de uma variável em relação ao seu valor médio. O coeficiente de variação (COV) é outra medida muito utilizada em análises de variabilidade geotécnica, por ser adimensional e fornecer uma medida de dispersão mais significativa em relação à média (UZIELLI et al., 2006). É calculada como a razão entre o desvio padrão e a média, expresso em porcentagem (ANG; TANG, 2006).

Quando não se dispõe de dados suficientes para realização do tratamento estatístico e são conhecidos apenas os valores médios dos parâmetros, é possível utilizar valores de COV relatados na literatura (APAZA; BARROS, 2014), como os demonstrados na Tabela 3.

Tabela 3 – Valores típicos de coeficiente de variação dos principais parâmetros geotécnicos

Parâmetro	Coeficiente de Variação (%)
Peso específico	3 (2 a 8)
Coesão efetiva	40 (20 a 80)
Ângulo efetivo de resistência	10 (4 a 20)
Coesão não drenada	30 (20 a 50)

Fonte: Adaptado de Sandroni e Sayão (1992 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018).

É usual, na modelagem de problemas geotécnicos, lidar com mais de uma variável aleatória em sua formulação (como coesão, ângulo de atrito, peso específico do solo) (FLORES, 2008). Quando se trata de múltiplas variáveis, é necessário avaliar a dependência, ou correlação, que uma incerteza pode ter em relação a outra (HARTFORD; BAECHER, 2004). A medida mais utilizada para quantificar a variabilidade de um parâmetro em função de outro é o coeficiente de correlação (UZIELLI et al., 2006).

O coeficiente de correlação amostral $\hat{\rho}_{x,y}$ entre duas variáveis X e Y é definido como a razão entre a covariância de X e Y e o produto entre os desvios padrão de X e Y (FLORES, 2008), definido pela Eq. 2.6:

$$\hat{\rho}_{X,Y} = \frac{\sum_{i=1}^n [(X_i - \hat{\mu}_X)(Y_i - \hat{\mu}_Y)]}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{\mu}_X)^2 \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{\mu}_Y)^2}} \quad (2.6)$$

O intervalo do coeficiente de correlação varia entre $[-1, 1]$. Um valor de ρ positivo indica correlação linear positiva, enquanto um valor de ρ negativo indica

correlação linear negativa. Já um valor de ρ igual ou próximo a zero implica que não há dependência linear entre as variáveis analisadas (FENTON; GRIFFITHS, 2008).

Em conjunto à seleção de funções de densidade de probabilidade, a aplicação dos métodos probabilísticos requer a estimativa ou adoção de coeficiente de correlação entre as variáveis (EL-RAMLY, 2001).

A correlação entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento de Mohr-Coulomb tem sido objeto de pesquisa, visto que integra análises importantes como a capacidade de carga de fundações, estruturas de contenção e a estabilidade de taludes (UZIELLI et al., 2006). No âmbito de metodologias probabilísticas, ignorar a correlação entre c' e ϕ' pode resultar em Fatores de Segurança pouco confiáveis (RIBEIRO, 2008). A Tabela 4 sintetiza alguns valores de coeficiente de correlação entre o ângulo de atrito e coesão reportados na literatura.

Tabela 4 – Valores típicos de coeficiente de correlação entre ângulo de atrito e coesão

Fonte	Coeficiente de Correlação $\hat{\rho}$
Lumb (1966)	-0.37 a -0.7
Cherubini (1997)	0, -0.25, -0.50 e -0.75
Wolff (1985)	-0.47
Cherubini (2000)	-0.61
Massih et al. (2008)	-0.3 a -0.70
Yucemen et al. (1973)	-0.24 a -0.49
Babu e Srivastava (2007)	-0.25, -0.50 e -0.70

Fonte: Adaptado de Kayser e Gajan (2014).

2.5.3 Análise estatística de parâmetros geotécnicos

Em virtude do número limitado de ensaios que podem ser realizados em laboratório ou in situ, é necessário o tratamento dos dados para que estes sejam representativos das condições reais das propriedades geotécnicas de interesse (BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

A estimativa dos parâmetros adotados como variáveis contínuas pode ser realizada a partir de uma amostra de tamanho finito N (SILVA, 2018), como visto na Tabela 5. Estas estimativas amostrais serão utilizadas no tratamento estatístico dos parâmetros geotécnicos adotados na elaboração do presente trabalho, para a aplicação nos métodos probabilísticos, como será exposto no Capítulo 3.

Tabela 5 – Valores característicos de uma variável aleatória X

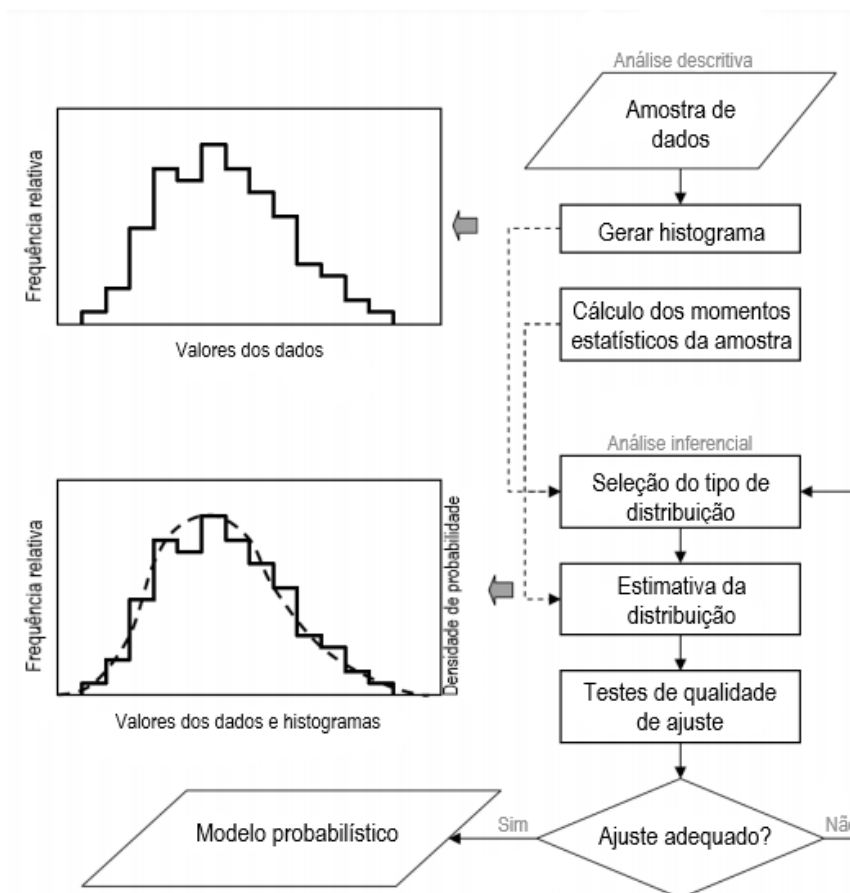
Parâmetro	Definição	Estimativa amostral
Média	$\mu_X = \int_{-\infty}^{+\infty} x f(x) dx$	$\hat{\mu}_X = \sum_{i=1}^n \frac{x_i}{n}$
Variância	$\sigma_X^2 = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - \mu_X) f(x) dx$	$\hat{\sigma}_X^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \hat{\mu}_X)^2$
Desvio Padrão	$\sigma_X = \sqrt{\mu_X^2 - (\mu_x)^2}$	$\hat{\sigma}_X = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{(x_i - \hat{\mu}_X)^2}{n-1}}$
Coeficiente de Variação (COV)	$COV_X = \frac{\sigma_X}{\mu_X}$	$COV_X = \frac{\hat{\sigma}_X}{\hat{\mu}_X}$

Fonte: Adaptado de Silva (2018).

Por definição, o tratamento estatístico inferencial é utilizado para a obtenção de informações sobre propriedades de grandes populações a partir de observações em um número limitado de elementos dessa população (ANG; TANG, 2006). O objetivo da estatística inferencial reside em permitir estimativas mais racionais e afirmações sobre sua confiança ou precisão, e a consequente modelagem de uma variável aleatória a partir de uma função de distribuição de probabilidade (EINSTEIN; BAECHER, 1982; UZIELLI et al., 2006).

Em síntese, a modelagem de variáveis sob a forma probabilística é realizada através das etapas mostradas na Fig. 7. A representação em linhas tracejadas indica que o resultado da análise descritiva pode ser usado diretamente para a análise inferencial, contudo, não é obrigatório (UZIELLI et al., 2006).

Figura 7 – Integração de análises descritivas e inferenciais para modelagem probabilística de variáveis aleatórias



Fonte: Adaptado de Uzielli et al. (2006)

A partir da obtenção do conjunto amostral, realiza-se a análise descritiva por meio de ferramentas como a construção de gráficos (histogramas, *boxplot*) e o cálculo das medidas de tendência central e variação (GATTI, 2005; UZIELLI et al., 2006; ANG; TANG, 2006). Na sequência, prossegue-se com a análise inferencial para a seleção da função de densidade de probabilidade de cada variável. Dado um conjunto amostral de uma determinada população, existem técnicas para a estimativa dos parâmetros que melhor representem a sua função de densidade de probabilidade. Estas técnicas são denominados de métodos de estimação, e as principais são o Método da Máxima Verossimilhança e o Método dos Momentos (SOONG, 2004; ANG; TANG, 2006).

Realizada a estimativa de qual distribuição melhor representa o parâmetro modelado, são realizados testes de qualidade de ajuste para verificar a conformidade dos dados com a função selecionada. Esta etapa é realizada por meio de métodos como teste de Kolmogorov-Smirnov e Chi-quadrado (UZIELLI et al., 2006; FABER, 2012).

Ao final desta etapa, considerando a aceitação da qualidade do ajuste, a modelagem probabilística de uma variável está completa. É importante salientar que a

confiabilidade dos métodos probabilísticos, apresentados a seguir, está diretamente relacionada à qualidade dos dados de entrada (BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

2.5.4 Método da Primeira Ordem e Segundo Momento

Os métodos probabilísticos chamados indiretos utilizam técnicas de aproximação somente dos primeiros dois momentos estatísticos (média e variância), desprezando os momentos superiores, relativos à simetria e curtose (RIBEIRO, 2008).

O Método FOSM (*First Order, Second Moment*) é amplamente utilizado em estudos geotécnicos, tendo sido desenvolvido a partir de uma aproximação da primeira ordem da série de Taylor para a obtenção do segundo momento (variância) do Fator de Segurança (MAIA; ASSIS, 2004; ARAUJO; SAYÃO, 2018). Neste método, a variável dependente (Fator de Segurança) é derivado de forma a ser função das variáveis de entrada X_i (KAYSER; GAJAN, 2014), tal que:

$$FS = f(X_1, \dots, X_n) \quad (2.7)$$

A partir da expansão da Série de Taylor da Eq. 2.7, centrada nos valores médios $(\mu_{X_1}, \dots, \mu_{X_n})$ (ANG; TANG, 2006), obtém-se:

$$FS = f(X_1, \dots, X_n) + \frac{1}{1!} \sum_{i=1}^n (X_i - \mu_{X_i}) \frac{\partial FS}{\partial X_i} + \frac{1}{2!} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n (X_i - \mu_{X_i})(X_j - \mu_{X_j}) \frac{\partial^2 FS}{\partial X_i \partial X_j} + \dots \quad (2.8)$$

Para simplificação, o método FOSM realiza o truncamento nos termos de primeira ordem, visto que a ordem de grandeza do terceiro termo em diante é desprezível em relação aos primeiros (ARAUJO, 2018). Reorganizando a Eq. 2.8 após o truncamento, tem-se a Eq. 2.9:

$$FS \approx f(\mu_{X_1}, \dots, \mu_{X_n}) + \sum_{i=1}^n (X_i - \mu_{X_i}) \frac{\partial FS}{\partial X_i} \quad (2.9)$$

Desta forma, a média $E[FS]$ e a variância $V[FS]$ do Fator de Segurança são aproximados, respectivamente, a partir das Equações 2.10 e 2.11:

$$E[FS] \approx FS[\mu_{X_1}, \mu_{X_2}, \dots, \mu_{X_n}] \quad (2.10)$$

$$V[FS] \approx \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial FS}{\partial X_i} \right)^2 \cdot V[X_i] + \sum_{i=1}^n \sum_{j \neq i}^n \rho_{X_i, X_j} \cdot \left(\frac{\partial FS}{\partial X_i} \frac{\partial FS}{\partial X_j} \right) \quad (2.11)$$

Onde μ_{X_i} é o valor médio da variável X_i e $V[X_i]$ é a variância da mesma.

Caso as variáveis sejam estatisticamente independentes, ou seja, $\rho_{X_i, X_j} = 0$, a variância do Fator de Segurança é dada pela Eq. 2.12:

$$V[FS] \approx \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial FS}{\partial X_i} \right)^2 \cdot V[X_i] \quad (2.12)$$

A aplicação do método, como apresentado na Eq. 2.9, exige o conhecimento das derivadas parciais do FS. A obtenção destas derivadas era, a princípio, a maior restrição para utilização do método FOSM, necessitando do emprego de métodos de diferenciação numérica (BAECHER; CHRISTIAN, 2003; ARAUJO, 2018).

Uma forma de aproximar o cálculo das derivadas parciais é pelo método das diferenças divididas. Estas aproximações consistem em variar individualmente o valor de cada variável, enquanto as demais são fixadas em seus valores médios, e observar a alteração no valor de FS (MAIA; ASSIS, 2004; ARAUJO; SAYÃO, 2018). Assim, a aproximação da derivada parcial do FS em função de cada variável X_i é obtida pela Eq. 2.13:

$$\frac{\partial FS}{\partial X_i} = \frac{FS[X_i + \delta_{X_i}] - FS[\mu_{X_i}]}{\delta_{X_i}} \quad (2.13)$$

A validade da Eq. 2.13 é restrita a condição de que o incremento δ_{X_i} seja suficientemente pequeno de modo a manter a constante o valor de cada derivada parcial (RIBEIRO, 2008). Para uma variação de $\pm 10\%$ do valor médio, como concluído por Dell'Avanzi (1995 apud FABRICIO, 2006), a razão $\partial FS / \partial X_i$ se mantém constante, sendo este valor recomendado para o incremento. Com a solução pelo método das diferenças divididas, o método FOSM, para n variáveis independentes é necessário a realização de $n + 1$ análises determinísticas (MAIA; ASSIS, 2004).

Como alternativa, pode-se utilizar o método de diferenças finitas centrais (Eq. 2.14), adotando a variação de cada variável aleatória X_i como seu desvio padrão $\sigma[X_i]$

(MOSTYN; LI, 1993 apud ARAUJO, 2018). Esta aproximação numérica é utilizada nas análises de confiabilidade definidas pela *U.S. Army Corps of Engineers* (2006).

$$\frac{\partial FS}{\partial X_i} = \frac{FS(\mu_{X_i} + \sigma[X_i]) - FS(\mu_{X_i} - \sigma[X_i])}{2 \cdot \sigma[X_i]} \quad (2.14)$$

Para um número n de variáveis, esta formulação necessita de um número de análises determinísticas de $2n + 1$.

De forma geral, como resumido por Baecher e Christian (2003), a sequência para aplicação do Método FOSM é a seguinte:

- a) Identificação e seleção das variáveis aleatórias de entrada;
- b) Obtenção da média e da variância das variáveis aleatórias;
- c) Determinação do valor esperado (média) do Fator de Segurança;
- d) Cálculo das derivadas parciais ou aproximação numérica do Fator de Segurança em função das variáveis envolvidas;
- e) Aplicação da Equação 2.11 para obtenção da variância do Fator de Segurança;
- f) Determinação do índice de confiabilidade β e da probabilidade de falha p_f ;
- g) Análise dos resultados para identificação da contribuição relativa de cada variável.

A maior vantagem deste método é sua simplicidade e necessidade de um pequeno número de análises determinísticas, o que o torna muito utilizado na análise probabilística de estabilidade de taludes (EL-RAMLY, 2001; FABRICIO, 2006). Sua formulação permite determinar a contribuição relativa de cada variável de entrada na confiabilidade global da estrutura. Esta informação é importante para a decisão de quais fatores necessitam de maior investigação e quais podem ser tratados de forma determinística (CHRISTIAN; LADD; BAECHER, 1994; MAIA, 2003). Autores ainda sugerem que o método FOSM seja realizado preliminarmente à outros métodos, como forma de determinar a influência de cada variável no resultado final (MAIA, 2003; BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

Quanto às limitações do método, a forma de obtenção das derivadas parciais ou a aproximação numérica utilizada pode gerar resultados inconsistentes (BAECHER; CHRISTIAN, 2003). Além disso, o truncamento da Série de Taylor introduz erros significantes por negligenciar os termos de ordem superior, e a magnitude destes erros deve ser verificada (LACASSE; NADIM, 1998).

2.5.5 Método das Estimativas Pontuais

O Método de Estimativas Pontuais consiste em uma aproximação numérica de técnicas de integração, apresentado por Rosenblueth (1975). Este método busca substituir a função de densidade de probabilidade, empregada para variáveis contínuas, por uma função discreta que possua os mesmos dois primeiros momentos probabilísticos (média e variância) (EL-RAMLY, 2001).

Conforme exemplos apresentados por Rosenblueth (1975), o Método das Estimativas Pontuais pode ser interpretado em três casos distintos: o primeiro, onde a variável dependente é função de uma única variável de entrada, cuja média, variância e coeficiente de assimetria são conhecidos; o segundo, onde a variável dependente é função de uma única variável de entrada, com distribuição simétrica e aproximadamente gaussiana; e o terceiro, onde a variável dependente é função de um conjunto de n variáveis, correlacionadas ou não entre si, com distribuições simétricas (BAECHER; CHRISTIAN, 2003; KOTTEGODA; ROSSO, 2008). A aplicação deste método normalmente recai no terceiro caso, abordado com detalhes a seguir, como a avaliação do FS em função de parâmetros geotécnicos tratados como variáveis.

Segundo Rosenblueth (1975), a distribuição de uma dada variável aleatória x_i pode ser substituída pela discretização em dois pontos específicos, obtidos através das Eq. 2.15 e 2.16, onde soma-se ou subtrai-se o desvio padrão de seu valor médio:

$$x_{i+} = E[x_i] + \sigma_{x+} \quad (2.15)$$

$$x_{i-} = E[x_i] - \sigma_{x-} \quad (2.16)$$

Estes pontos, x_{i+} e x_{i-} , possuem probabilidades de ocorrência P_+ e P_- , respectivamente. A representação desta discretização pode ser vista na Fig. 8 (FLORES, 2008).

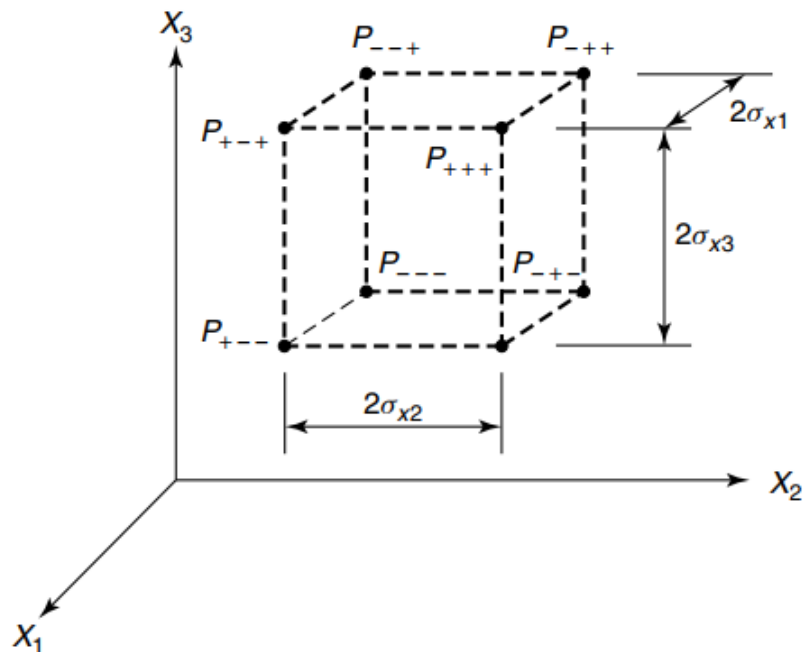
Como exemplo da aplicação do método, em um conjunto de três variáveis aleatórias, i , j e k , correlacionadas entre si, são determinados os pontos de estimativas pelas Eq. 2.17:

$$\begin{aligned}
 P_{+++} = P_{---} &= \frac{1}{8}(1 + \rho_{i,j} + \rho_{j,k} + \rho_{k,i}) \\
 P_{+--} = P_{--+} &= \frac{1}{8}(1 + \rho_{i,j} - \rho_{j,k} - \rho_{k,i}) \\
 P_{+-+} = P_{-+-} &= \frac{1}{8}(1 - \rho_{i,j} - \rho_{j,k} + \rho_{k,i}) \\
 P_{+--} = P_{-++} &= \frac{1}{8}(1 - \rho_{i,j} + \rho_{j,k} - \rho_{k,i})
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

Onde ρ denota o coeficiente de correlação entre variáveis. Caso as variáveis não apresentem correlação entre si, os pontos são simplificados para $P = \frac{1}{8}$.

A representação gráfica deste caso particular pode ser observada na Fig. 10. Nesta figura, cada variável aleatória de entrada (nomeadas de X_1 , X_2 e X_3) está disposta em um eixo, que representa a sua variação. Cada vértice do quadrilátero está distante em $2\sigma_{x_i}$ entre si e representa uma permutação a ser realizada (BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

Figura 10 – Estimativas pontuais para três variáveis aleatórias de entrada



Fonte: Rosenblueth (1975 apud BAECHER; CHRISTIAN, 2003)

A partir da generalização para n variáveis aleatórias de entrada, conforme

descrito por Baecher e Christian (2003), os pontos são obtidos pela Eq. 2.18:

$$P_{(s_1, \dots, s_n)} = \frac{1}{2^n} \left[1 + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n (s_i)(s_j)\rho_{i,j} \right] \quad (2.18)$$

A partir da obtenção dos pontos, são calculadas a média $E[FS]$ e a variância $V[FS]$ do Fator de Segurança, pelas Eq. 2.19 e 2.21, respectivamente:

$$E[FS] \approx \sum_{i=1}^n P_i \cdot FS_i \quad (2.19)$$

$$E[FS^2] \approx \sum_{i=1}^n P_i \cdot FS_i^2 \quad (2.20)$$

$$V[FS] \approx E[FS^2] - [E[FS]]^2 \quad (2.21)$$

A aplicação do Método das Estimativas Pontuais para a avaliação da estabilidade de taludes é conduzida pelas seguintes etapas (RIBEIRO, 2008; ARAUJO, 2018):

- a) Seleção do método determinístico para análise de estabilidade, como Bishop, Janbu, Morgenstern-Price;
- b) Definição dos parâmetros geotécnicos a serem tratados como variáveis aleatórias e seus respectivos valores de média e desvio padrão;
- c) Execução das 2^n análises determinísticas em função das variáveis aleatórias selecionadas;
- d) Obtenção da média e desvio padrão de FS;
- e) Obtenção da probabilidade de falha p_f e índice de confiabilidade β .

O Método das Estimativas Pontuais é caracterizado por ter fácil execução no caso de poucas variáveis de entrada (ARAUJO; SAYÃO, 2018). No entanto, como o número de análises determinísticas aumenta exponencialmente em função dos parâmetros tratados como variáveis, seu uso pode se tornar inviável (BAECHER; CHRISTIAN, 2003; LÓPEZ, 2017).

2.5.6 Método de Simulação de Monte Carlo

Dentre os métodos probabilísticos, o Método de Simulação de Monte Carlo vem ganhando popularidade na análise probabilística em geotecnia, principalmente devido à sua robustez e simplicidade conceitual (CAO; WANG; LI, 2017).

O funcionamento deste método consiste em gerar, aleatoriamente, um número N de valores para cada um dos n parâmetros de incertezas envolvidos na determinação da variável dependente, o Fator de Segurança (FABRICIO, 2006). O conjunto de valores gerados, tratados como uma amostra da população, é utilizado para a obtenção da média (Eq. 2.22) e variância (Eq. 2.23) do Fator de Segurança a partir das N simulações realizadas (RIBEIRO, 2008; FENTON; GRIFFITHS, 2008):

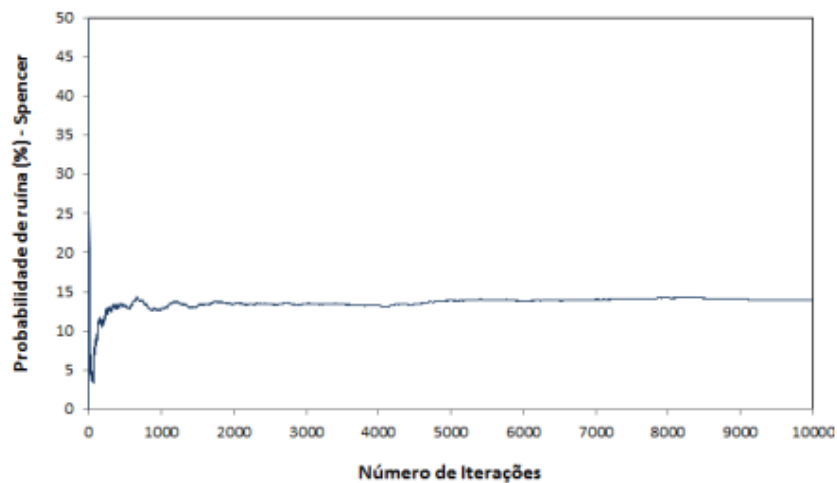
$$E[FS] = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N FS[X_1, \dots, X_N] \quad (2.22)$$

$$V[FS] = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (FS[X_1, \dots, X_N] - E[FS])^2 \quad (2.23)$$

O MSMC apresenta diversas vantagens quando comparado aos métodos analíticos e aproximados. Primeiramente, não requer um conhecimento extensivo prévio em estatística que os outros métodos necessitam (EL-RAMLY, 2001). Este método, no entanto, exige um grande número de simulações para obter distribuições confiáveis e conseqüentemente resultados precisos (SILVA, 2015). O número ideal de iterações depende essencialmente do número de variáveis aleatórias de entrada, da variabilidade destes parâmetros e a estimativa da probabilidade de falha esperada (EL-RAMLY; MORGENSTERN; CRUDEN, 2002). O número de simulações não raramente ultrapassa a ordem de milhares para atingir um nível de confiança aceitável para a análise de estabilidade de taludes (COSTA, 2005).

Uma forma de otimizar o processo numérico consiste em repetir a simulação com um número crescente de iterações para avaliar a convergência da probabilidade de falha. Gráficamente, analisa-se o número de iterações em relação à probabilidade de falha e seleciona-se o valor mínimo de iterações no qual o valor de p_f se estabiliza (EL-RAMLY; MORGENSTERN; CRUDEN, 2002), conforme Fig. 11. Neste exemplo, para uma simulação de Monte Carlo com 10.000 iterações, percebe-se que o valor da probabilidade de falha atinge valores estáveis a partir de aproximadamente 2.000 iterações (MAIA; ASSIS, 2004).

Figura 11 – Gráfico de convergência de probabilidade para talude submerso, pelo método de Spencer.



Fonte: Maia e Assis (2004)

Conforme Harr (1987 apud MAIA, 2003), o número de simulações necessárias, em função do nível de confiança requerido, é expresso por meio da Eq. 2.24:

$$N = \left(\frac{h_{a/2}^2}{4 \cdot \epsilon^2} \right)^m \quad (2.24)$$

Onde N é o número de simulações requerido, $h_{a/2}^2$; é o valor obtido na Tabela 6, ϵ é o máximo erro permitido, expresso em forma decimal, e m é o número de variáveis aleatórias de entrada.

Tabela 6 – Coeficientes de confiança para a distribuição normal

Nível de confiança $(1 - \epsilon)(\%)$	$h_{a/2} (\%)$
90	1,64
95	1,96
95,45	2,00
98	2,33
99	2,58
99,5	2,87
99,994	4,00

Fonte: adaptado de Harr (1987 apud MAIA, 2003).

Para obter uma simulação de Monte Carlo com 99% de confiança, considerando a formulação do problema com uma variável aleatória, exige-se a realização de 16.641

simulações. Se o problema possuir m variáveis, o número de simulações necessárias aumenta exponencialmente, limitando sua aplicabilidade prática (FABRICIO, 2006). Em contrapartida, os avanços relativos ao poder de processamento em computadores ampliam a capacidade de simulações realizadas, contribuindo para a utilização do método (BAECHER; CHRISTIAN, 2003).

A aplicação do Método de Monte Carlo para avaliação da estabilidade de taludes consiste nos seguintes passos (EL-RAMLY, 2001; COSTA, 2005):

- a) Seleção do método determinístico para análise de estabilidade, como Bishop, Janbu, Morgenstern-Price;
- b) Decisão de quais parâmetros serão modelados probabilisticamente e suas respectivas funções de distribuição de probabilidade;
- c) Estimativa dos valores para as variáveis de entrada a serem utilizados no modelo determinístico. Estes valores são obtidos através de um gerador de números pseudo-aleatórios, e, a partir destes, calcula-se o valor de FS correspondente a esta combinação;
- d) Repetição do processo para a construção da função de densidade de probabilidade para o Fator de Segurança, a partir da qual são obtidos o valor médio, a variância e a probabilidade de ruptura.

A desvantagem do método recai sobre a convergência lenta de seu resultado e, a depender da complexidade do problema analisado, o custo computacional é elevado (BAECHER; CHRISTIAN, 2003). Esta desvantagem pode ser contornada pelo uso de técnicas de amostragem, tais como amostragem estratificada e hiper-cubo latino, que reduzem significativamente o tempo demandado pelas simulações (FLORES, 2008; FABER, 2012).

2.5.7 Comparação entre os três principais métodos probabilísticos

A seleção do método probabilístico a ser utilizado necessita do julgamento das vantagens e desvantagens de cada um. Aspectos como o esforço computacional envolvido, simplificações adotadas, níveis de precisão e complexidade matemática devem ser ponderados (BAECHER; CHRISTIAN, 2003; COSTA, 2005). De forma sintetizada, o Quadro 4 apresenta as principais características dos métodos probabilísticos abordados no presente trabalho.

Quadro 4 – Comparação entre métodos probabilísticos

	FOSM	Estimativas Pontuais	Simulação de Monte Carlo
Teoria	A variância do FS é função da variância das variáveis	Utilização de estimativas pontuais das variáveis para obtenção da média e desvio padrão do FS	Simulação de amostra do FS através da combinação de valores aleatórios para as variáveis
Número de análises	$n + 1^*$ $2n + 1^{**}$	2^n	Milhares
Resultados	Variância do FS	Média e variância do FS	Distribuição do FS
Vantagens	Simple aplicação e fornece a influência de cada parâmetro na variância do FS	Simple aplicação	Método "exato", fornece a distribuição do FS
Dificuldades	Não se obtém a distribuição do FS	Não se obtém a distribuição do FS, e para um número grande de análises, aumento excessivo da complexidade	Necessita de um software que realize a análise probabilística e o conhecimento da distribuição de cada variável

* Aproximação numérica pelo método das diferenças divididas.

** Aproximação numérica pelo método das diferenças finitas centrais.

Fonte: Adaptado de Araujo (2018)

2.5.8 Critérios de aceitação – Probabilidade de falha e índice de confiabilidade

A principal crítica aos métodos de análise determinísticos, como mencionado anteriormente, se refere à incapacidade destes de mensurar o nível de segurança de um projeto (FENTON; GRIFFITHS, 2008). A segurança é incorporada em análises determinísticas pela adoção de Fatores de Segurança com grau de conservadorismo, de modo a manter os projetos afastados de uma situação de ruptura. No entanto, esta margem de segurança não é capaz de mensurar a probabilidade de ocorrência da falha do talude (LIMA, 1991).

Como alternativa, os métodos probabilísticos estendem o conceito de Fator de Segurança incorporando explicitamente as incertezas dos parâmetros envolvidos (USACE, 1997; BAECHER; CHRISTIAN, 2003). Estes métodos quantificam a incerteza global de uma estrutura por meio de grandezas chamadas de índice de confiabilidade (β) e probabilidade de falha (p_f).

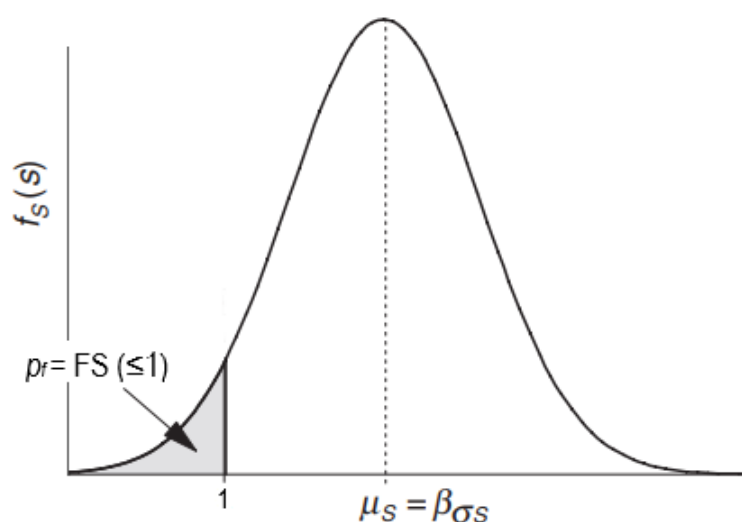
O índice de confiabilidade pode ser entendido, como descrito por Baecher e Christian (2003), como a quantificação da segurança pelo número de desvios padrão de incerteza que separam o valor médio de FS da condição de falha, igual a FS = 1. Na

situação onde as variáveis de entrada e o FS sejam admitidos com distribuição normal, o índice de confiabilidade é calculado através da Eq. 2.25:

$$\beta = \frac{E[FS] - 1}{\sigma[FS]} \quad (2.25)$$

Onde $E[FS]$ é o valor médio do Fator de Segurança e $\sigma[FS]$ o seu desvio padrão. No contexto da estabilidade de taludes, de acordo com Kottegodda e Rosso (2008), a probabilidade de falha é entendida como a probabilidade da distribuição do Fator de Segurança ser igual ou inferior à unidade, ou seja, $p_f = P[FS \leq 1]$. Graficamente, a probabilidade de falha corresponde à área sob a distribuição a esquerda do limite de FS (FENTON; GRIFFITHS, 2008), conforme ilustrado na Fig. 12.

Figura 12 – Representação gráfica da margem de segurança e probabilidade de falha



Fonte: Adaptado de Kottegodda e Rosso (2008)

Ressalta-se ainda que o termo probabilidade de falha não indica necessariamente uma situação de colapso ou falha catastrófica, mas uma situação onde um estado limite foi excedido (FLORES, 2008). Nesse sentido, o *U.S. Corps of Engineers* (1999) adota o termo "probabilidade de performance insatisfatória" para denotar o termo.

Com o aumento na importância do gerenciamento de risco a partir destes conceitos probabilísticos, têm sido publicados na literatura técnica critérios para a aceitação destes valores, em função das consequências associadas à estas obras (APAZA; BARROS, 2014). Autores como Baecher e Christian (2003) ainda elaboraram gráficos que associam a probabilidade de falha à respectiva consequência, em termos de vidas ou custos.

A Tabela 7 apresenta os valores de índice de confiabilidade e probabilidade de falha adotados pela *U. S. Army Corps of Engineers* (2006) em termos qualitativos quanto a performance desejada.

Tabela 7 – Índice de confiabilidade e probabilidade de falha para obras geotécnicas em função do nível de performance esperado

Nível de performance esperado	Índice de confiabilidade	Probabilidade de falha
Alto	5	0,0000003
Bom	4	0,00003
Acima da média	3	0,0015
Abaixo da média	2,5	0,006
Pobre	2,0	0,023
Insatisfatório	1,5	0,07
Perigoso	1	0,16

Fonte: Adaptado de USACE (2006)

A Tabela 8 apresenta valores propostos por Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) para projetos correntes de engenharia geotécnica.

Tabela 8 – Valores típicos de índice de confiabilidade e probabilidade de falha

Casos	Índice de confiabilidade	Probabilidade de falha
Fundações	2,3 a 3,0	10^{-2} a 10^{-3}
Taludes de mineração	1,0 a 2,3	10^{-1} a 10^{-2}
Barragens	3,5 a 5,0	10^{-3} a 10^{-5}
Estruturas de contenção	2,0 a 3,0	10^{-2} a 10^{-3}

Fonte: Adaptado de (DELL'AVANZI; SAYÃO, 1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018)

2.5.9 Trabalhos realizados com métodos probabilísticos para estabilidade de taludes

A utilização de métodos probabilísticos em estabilidade de taludes tem sido discutida desde a década de 1970, com trabalhos precursores de Matsuo e Kuroda (1974), Alonso (1976), Tang, Yucemen e Ang (1976) e Vanmarcke (1980). A principal limitação pertinente a época era a aplicação destes métodos, cujo custo computacional era inviável aos computadores disponíveis até então (BAECHER; CHRISTIAN, 2003). A crescente preocupação com a segurança e confiabilidade de obras de engenharia geotécnica ampliou o interesse nestes métodos nas últimas décadas, especialmente na

análise probabilística da estabilidade de taludes (CHRISTIAN; LADD; BAECHER, 1994). A seguir, estão descritos alguns trabalhos que utilizaram metodologias probabilísticas para a análise de estabilidade de taludes.

O estudo de Lima (1991) apresentou a análise probabilística de estabilidade de taludes a partir do Método das Estimativas Pontuais e posterior validação dos resultados através de comparação com o Método de Simulação de Monte Carlo. A autora ainda desenvolveu uma metodologia de tratamento estatístico de dados a partir de ensaios de resistência ao cisalhamento por compressão axial. A metodologia foi aplicada ao talude de jusante da barragem de Santa Branca, com histórico de inoperância do sistema de drenagem e precariedade da estabilidade da barragem. A análise determinística da seção foi realizada com o método de Bishop Simplificado, através do software BISPO, com modo de ruptura circular. Para desenvolvimento da análise probabilística, foram considerados como variáveis aleatórias os parâmetros de resistência ao cisalhamento, enquanto o peso específico e as condições de poro-pressão foram tratados de forma determinística. Como resultado, a autora pontua que os valores de probabilidade de falha obtidos através dos dois métodos divergiram significativamente. A estabilidade da barragem de Santa Branca foi posteriormente avaliada por Araujo (2018), considerando a estrutura atual da barragem, pós reforço estrutural, com a utilização dos métodos FOSM, Estimativas Pontuais e Simulação de Monte Carlo.

Em seu trabalho, El-Ramly (2001) desenvolveu uma planilha eletrônica *@Risk* baseada em Simulação de Monte Carlo utilizando o software *Excel*, visando a integração de métodos probabilísticos de estabilidade de taludes na prática geotécnica. A análise desenvolvida considerou a variabilidade espacial das propriedades do solo, bem como as fontes de incertezas sistemáticas. A metodologia proposta em seu trabalho foi avaliada em dez casos de estudo em taludes de solo, cada um com particularidades em sua constituição e formulação do problema. Foram variados parâmetros como a análise por meio de tensões totais ou efetivas, superfícies de ruptura circulares e não circulares e diferentes métodos de análise de estabilidade. Como resultado, o autor pontua que a implementação de métodos probabilísticos pode ser realizada com certa facilidade, desde que haja conhecimentos básicos em estatística e probabilidade.

Em seu trabalho, Silva (2015) realizou a análise de estabilidade de um talude de cava da Mina de Alegria – MG, utilizando três métodos probabilísticos, Método de Simulação de Monte Carlo, Método FOSM e o Método das Estimativas Pontuais. A análise determinística prévia foi realizada através do software Slide 5.0, adotando-se o Método de Bishop Simplificado e modo de ruptura circular. Para a análise probabilística, foram adotados como variáveis aleatórias de entrada os parâmetros de resistência (c e ϕ). Foram utilizados os valores obtidos em laboratório como média e o desvio padrão estimado a partir de valores de covariância obtidos na literatura. Os resultados de probabilidade de falha e índice de confiabilidade foram muito próximos nos três

métodos, entretanto, o Método de Simulação de Monte Carlo permitiu um número muito maior de simulações executadas em uma única análise. Como desvantagem, conforme mencionado pela autora, este método demanda maior tempo de processamento.

Com base no algoritmo de confiabilidade estrutural FORM (*First Order Reliability Method* – Método de confiabilidade de primeira ordem), a pesquisa realizada por Mafioleti (2016) apresenta uma retroanálise probabilística da estabilidade de uma seção transversal da barragem de terra da margem esquerda da Usina Hidrelétrica de Itaipu - PR. A análise de estabilidade determinística foi realizada utilizando os métodos Simplificado de Bishop, Generalizado de Janbu e Simplificado de Janbu, cada qual utilizando três tipos de superfície de ruptura distintos. A ruptura simulada foi do talude de jusante, utilizando como variáveis aleatórias de entrada a coesão efetiva e o ângulo de atrito interno efetivo referentes às argilas do corpo da barragem e sua fundação. Por meio de dados das cotas piezométricas na seção transversal instrumentada e dos valores de coeficiente de permeabilidade adotados em projeto, a autora realizou a retroanálise para obtenção do coeficiente de permeabilidade in situ, de forma a simular de forma realista as condições de fluxo do maciço. Ainda segundo a autora, a análise probabilística visa complementar os resultados decorrentes de análises determinísticas, principalmente para tomada de decisões referentes à fase de construção de barragens e quanto a preservação destas estruturas.

Fabricio (2006) apresentou a comparação de dois métodos probabilísticos, FOSM e Estimativas Pontuais, aplicados à análise de estabilidade da barragem de Curuá-Una, no Pará, e de um muro de arrimo no estado do Rio de Janeiro. Para a estabilidade da barragem, o autor obteve valores de probabilidade de ruptura superiores pelo método FOSM em função de menores valores médios de FS e maior variância. O autor conclui que o método FOSM apresenta maior aplicabilidade na prática geotécnica e complementa de forma satisfatória as análises determinísticas.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

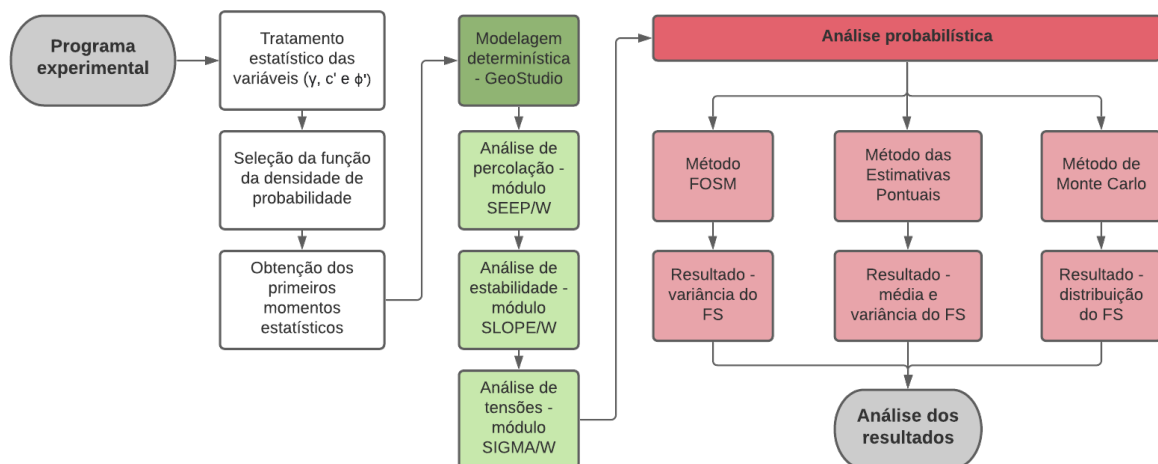
Neste capítulo, estão expostos o programa experimental realizado nesta pesquisa, os materiais de estudo e a metodologia empregada. O programa experimental utilizado neste trabalho está representado na Figura 13, segmentado em três etapas principais.

A primeira etapa consistiu no tratamento estatístico dos parâmetros geotécnicos tratados como variáveis (peso específico, coesão efetiva e ângulo de atrito efetivo). Nesta etapa, foram selecionados os valores médios destes parâmetros por meio de relatório de ensaios prévios à construção da barragem e valores de coeficiente de variação reportados em literatura nacional.

A segunda etapa envolveu a modelagem em ambiente computacional da seção transversal da barragem. A modelagem determinística no pacote GeoStudio compreendeu a avaliação da percolação no maciço, pelo módulo SEEP/W, seguida pela avaliação da estabilidade por métodos baseados em equilíbrio limite no módulo SLOPE/W e por análise de tensão-deformação no módulo SIGMA/W.

A terceira etapa corresponde à modelagem probabilística da estabilidade da barragem, pelos métodos FOSM, Estimativas Pontuais e simulação de Monte Carlo. A partir da realização destes métodos, foram obtidos o índice de confiabilidade e probabilidade de falha para cada talude. Por fim, foram analisados os resultados provenientes dos métodos determinísticos e probabilísticos.

Figura 13 – Fluxograma do programa experimental

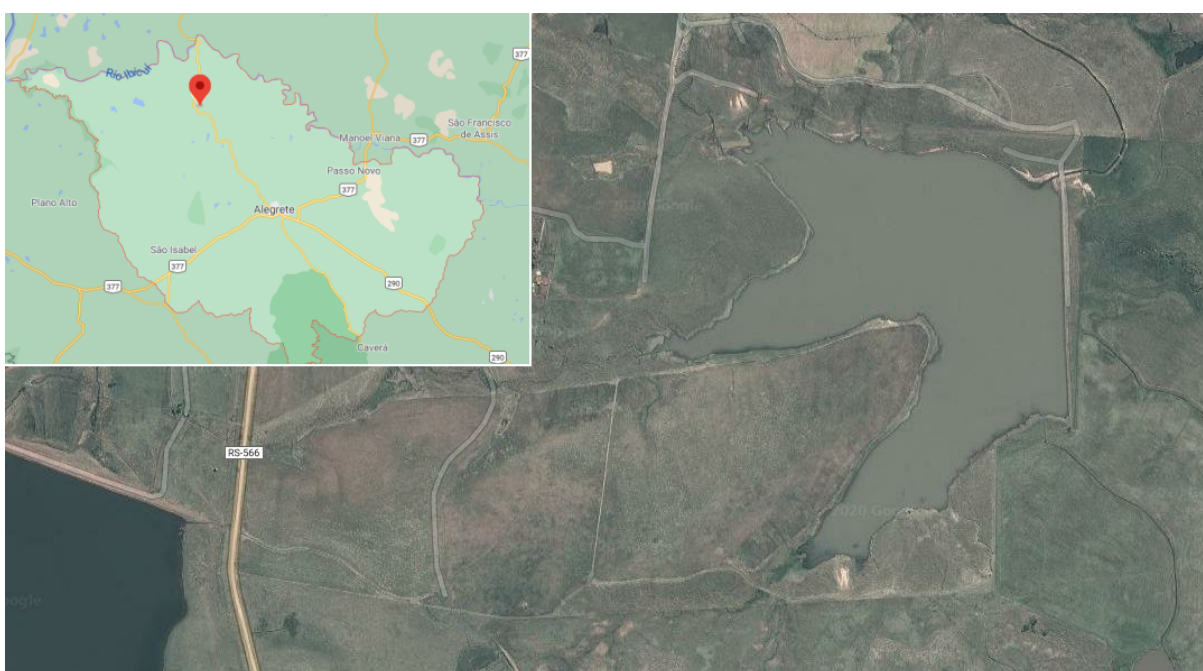


Fonte: Elaboração própria.

3.1 Materiais

O objeto de estudo deste trabalho consiste em uma barragem de terra no interior do município de Alegrete – RS, localidade de Mariano Pinto, na propriedade Fazenda Colorado. A vista aérea da barragem e a indicação de sua localização no município está ilustrada na Figura 14.

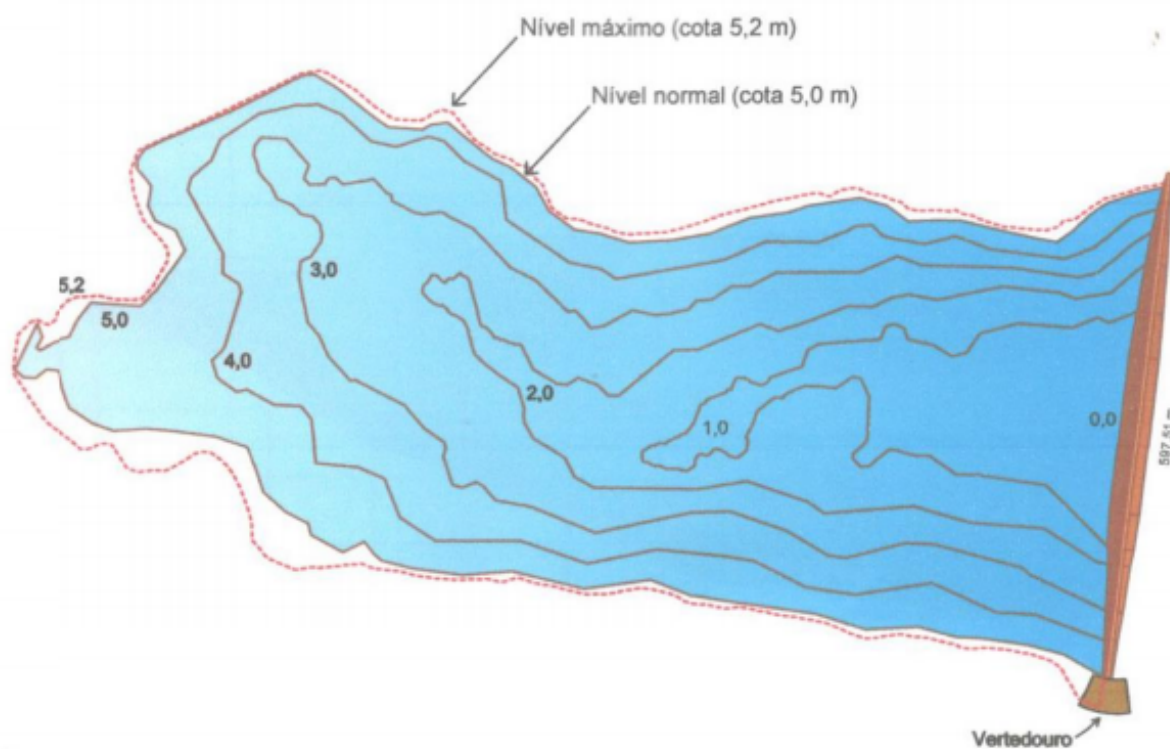
Figura 14 – Vista aérea da barragem em estudo



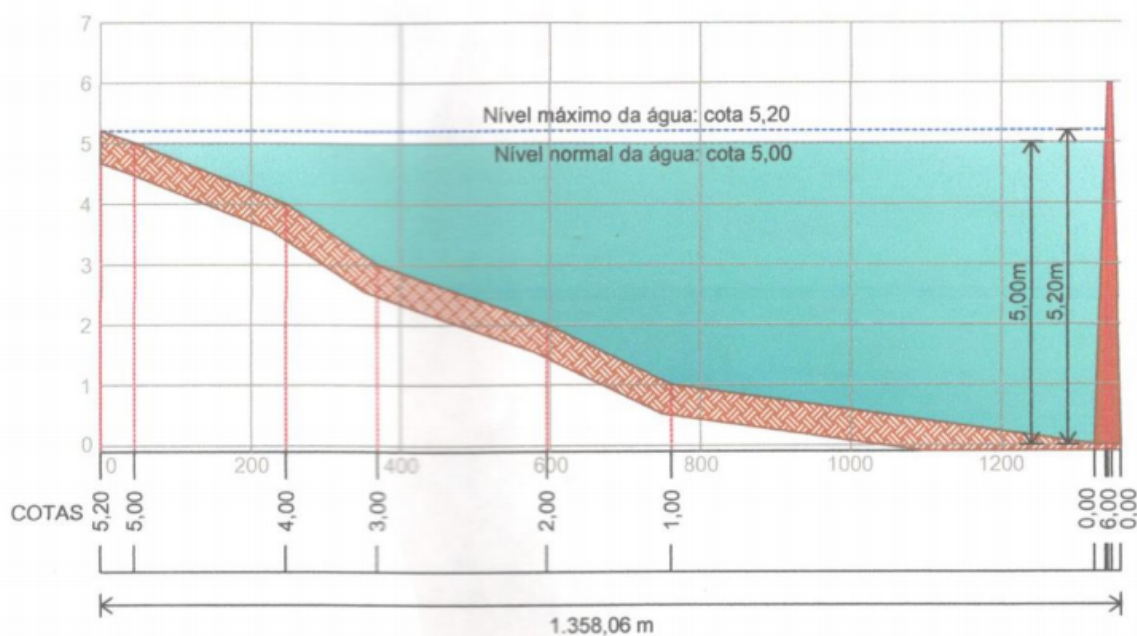
Fonte: Google Earth Pro (2020)

A barragem foi construída no ano de 2015, com objetivo de acumulação de águas pluviais para irrigação de cultivares de arroz e soja. O maciço da barragem possui comprimento total de 597,51 metros e coroamento com largura de 5 metros e altura total de 6 metros, com volume de material escavado total de $47.758,93 \text{ m}^3$. Possui área de alague de $0,558 \text{ km}^2$, volume de reservação total de $1,212 \text{ hm}^3$ de água, em nível de operação normal, e volume de $1,327 \text{ hm}^3$ em nível máximo. As curvas de nível referentes à bacia de acumulação estão representadas na Fig. 10 (a), e o perfil longitudinal na Fig. 10 (b).

Figura 15 – Bacia de acumulação



(a) Curvas de nível



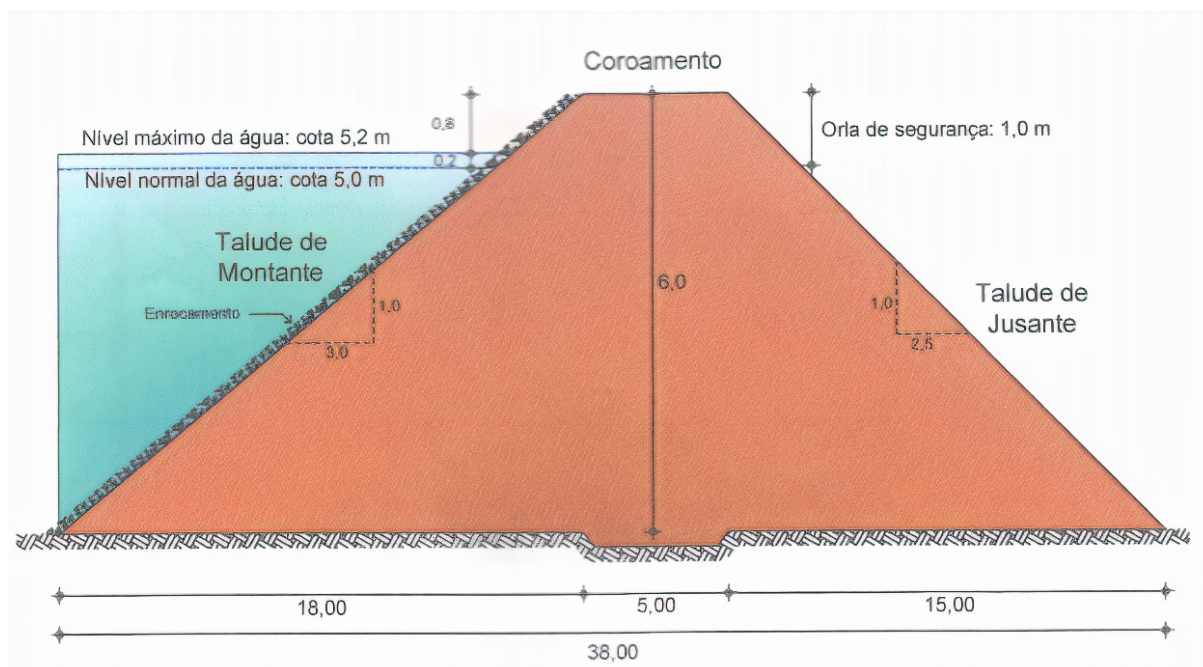
(b) Perfil longitudinal

Fonte: AGROTOP – Agroplanejamento e Topografia (2015)

A barragem é de pequeno porte e seção homogênea, sem a presença de sistema interno de drenagem. O material do aterro consiste em solo argiloso e enroca-

mento de pedras de mão na face de montante. A seção transversal tipo é mostrada na Figura 16.

Figura 16 – Seção transversal da barragem



Fonte: AGROTOP – Agroplanejamento e Topografia (2015)

Conforme relatório apresentado para a caracterização do solo da barragem, executado pelo Laboratório de Materiais de Construção Civil da Universidade Federal de Santa Maria (2013), a fundação da barragem foi analisada por abertura de trincheira de 2,70 metros de profundidade, com retroescavadeira, no eixo da barragem. O solo, até profundidade de 1 metro, é caracterizado por material com textura predominantemente argilosa, de média a alta plasticidade. A partir desta profundidade, o solo encontrado é de natureza argilo-arenosa, mais resistente e com média plasticidade.

Os parâmetros geotécnicos obtidos através de ensaios no solo prévios à construção da barragem, conforme exigido pela legislação vigente (RIO GRANDE DO SUL, 1954), estão apresentados na Tabela 9. Estes valores dizem respeito ao material empregado no corpo do aterro, não tendo sido ensaiado o solo de fundação.

O material do corpo do aterro é classificado como argila de alta compressibilidade (CH) pelo Sistema Unificado de Classificação de Solos (SUCS). Pelo Sistema de Classificação do *Highway Research Board* (HRB-AASHTO) classifica-se como solo silto-argiloso de subgrupo A-7-5, com índice de grupo (IG) 20, correspondente à argilas altamente plásticas com presença de matéria orgânica e baixa capacidade de suporte (DAS, 2007).

O ensaio de cisalhamento direto para fins de projeto foi executado com três corpos de prova compactados em energia normal e umidade natural, com tensões verticais de 50 kN/m^2 , 100 kN/m^2 e 200 kN/m^2 em ensaio do tipo rápido, com velocidade de $1,21 \text{ mm/min}$, conforme o Relatório apresentado pelo Laboratório de Materiais de Construção Civil da UFSM (2013). Estes resultados estão apresentados na Tabela 9, junto aos principais resultados dos ensaios realizados para fins de projeto. Demais especificações de projeto estão apresentados no Anexo A.

Tabela 9 – Resultados de ensaios do solo

Parâmetro	Valor médio
Massa específica dos sólidos (g/cm^3)	2,590
Massa específica aparente seca (g/cm^3)	1,263
Peso específico natural (kN/m^3)	17,16
Teor de umidade ótima (%)	29,0%
Permeabilidade do solo compactado (cm/s)	$5,465 \cdot 10^{-7}$
Limite de Liquidez (%)	73
Limite de Plasticidade (%)	31
Coesão efetiva (kN/m^2)	5,7
Ângulo de atrito interno ($^\circ$)	25,2

Fonte: Laboratório de Materiais de Construção Civil – LMCC – UFSM (2013)

3.2 Métodos

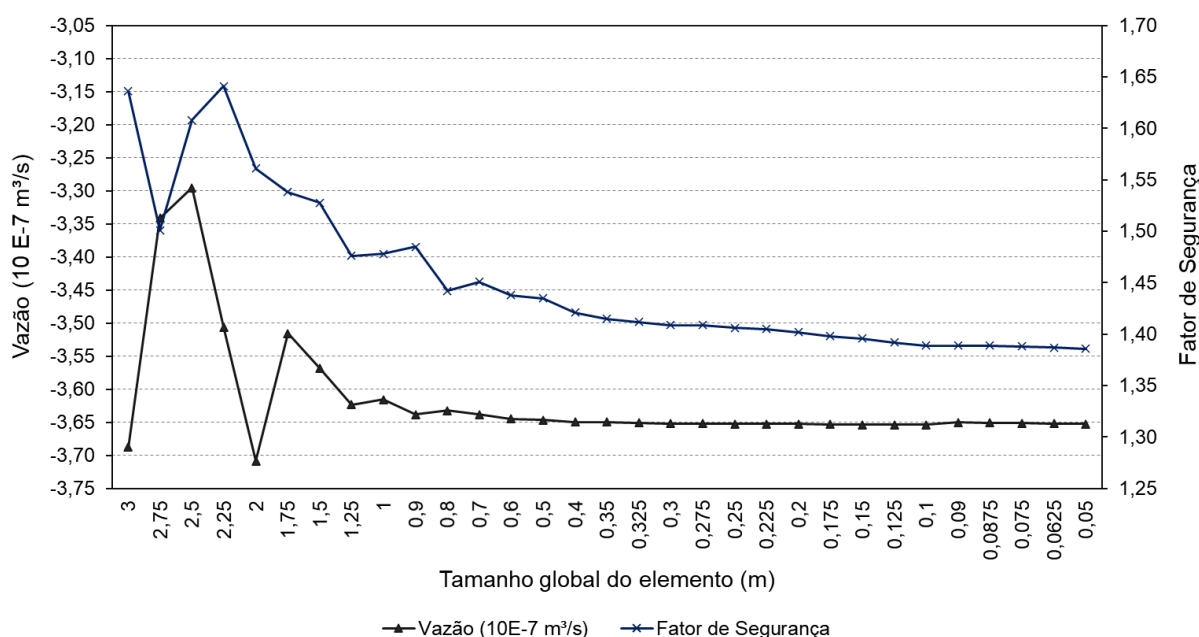
3.2.1 Análise da malha de elementos finitos – percolação e tensão-deformação

A seleção do tamanho global do elemento foi avaliada em função da percolação no maciço (módulo SEEP/W) e Fator de Segurança, cujas tensões foram obtidas pelo módulo SIGMA/W.

A vazão foi avaliada por meio de um vetor de fluxo localizado no limite entre o talude de jusante e a crista da barragem, para o intervalo de um dia. Os valores de FS foram obtidos conforme detalhado no item 3.2.3. Esta análise conjunta se deve ao fato da mesma malha ser utilizada para ambos os módulos. Primeiramente, foram realizadas estas análises com tamanho global de elemento inicial de três metros. Foram repetidas as análises para tamanhos globais decrescentes, com valor mínimo de 0,05 metros.

A análise da variação da vazão e FS em função da densidade da malha está apresentado na Fig. 17.

Figura 17 – Variação da vazão e Fator de Segurança em função da densidade da malha de elementos finitos

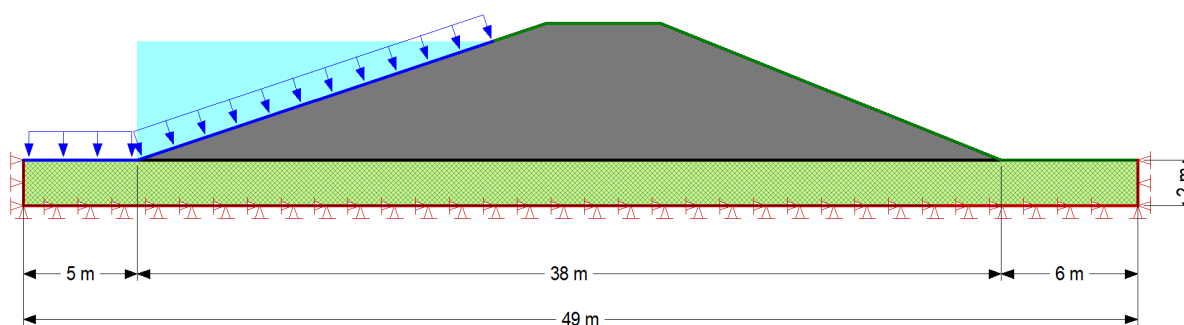


Fonte: Elaboração própria.

Como resultado desta análise, o tamanho global do elemento foi fixado em 0,35 m, conforme recomendação inicial do desenvolvedor. Este tamanho global foi selecionado em função da estabilização da vazão de água no interior do maciço. O FS foi avaliado em função da magnitude de variação e o tempo despendido para a execução das simulações.

Como condições de contorno aplicadas à modelagem em elementos finitos no módulo SIGMA/W, conforme ilustrado na Fig. 18, foram adotadas: a restrição ao movimento nos eixos X–Y, aplicado ao nível inferior da fundação; a restrição ao movimento no eixo X, aplicado às laterais da parcela referente à fundação; e a carga referente ao reservatório, na face de montante. Esta carga foi aplicada em função de o módulo SIGMA/W importar da análise parente apenas a posição da linha freática obtida no módulo SEEP/W.

Figura 18 – Condições de contorno aplicadas à modelagem em elementos finitos



Fonte: Elaboração própria.

3.2.2 Análise determinística da percolação

A análise da percolação no corpo da barragem foi realizada através do software SEEP/W, que integra o pacote GeoStudio. Para a seção da barragem em estudo, o fluxo foi considerado na situação de regime permanente em nível máximo normal de operação, como discutido no Capítulo 2. Os parâmetros adotados de coeficiente de permeabilidade e peso específico foram obtidos através dos ensaios realizados pelo Laboratório de Materiais de Construção Civil da UFSM (2013). A sequência executiva para análise da percolação foi seguida por:

- a) Definição da geometria da seção transversal;
- b) Inserção das propriedades do solo;
- c) Determinação das condições de contorno;
- d) Refinamento da malha gerada;
- e) Obtenção dos resultados;
- f) Exportação dos resultados para SLOPE/W.

A geometria da seção transversal foi definida diretamente na interface gráfica do pacote GeoStudio, com base na seção típica apresentada em projeto.

Para as propriedades hidrogeotécnicas do solo, o modelo adotado foi de fluxo saturado/não saturado no corpo da barragem, visto a consideração de solo totalmente saturado abaixo da linha freática e parcialmente saturado acima desta. Na interface do módulo SEEP/W, são inseridos dois parâmetros referentes à percolação em solo saturado/não saturado: a função de permeabilidade k_w e a função de teor de umidade volumétrica (Θ_w). Estes valores foram estimados na interface do software, com base na classificação do solo, a partir de algoritmo que seleciona valores estimados por meio de banco de dados próprio.

Não foi avaliada a contribuição do enrocamento frente à percolação no maciço. A fundação da barragem foi tratada como modelo de material impenetrável, limitando a análise ao corpo do aterro. Devido à falta de informações acerca da anisotropia decorrente do processo de compactação do solo, a razão k_h/k_v foi mantida constante e com valor unitário.

A condição de contorno no talude de montante é dada em função da carga hidráulica H , referente ao nível máximo normal, de 5,20 metros. No pé do talude de jusante foi aplicada a condição de contorno de $H = 0$, enquanto na face de jusante foi adotada condição de contorno de possibilidade de surgência.

Segundo as indicações do fornecedor GEO-SLOPE (2012), a malha de elementos finitos gerada deve começar de forma simplificada. A recomendação inicial é de limitar o número de elementos em até 1.000 por malha, e, caso se julgue necessário, aumentar a densidade para refinar a análise. Ainda, recomenda-se que todos os elementos da malha sejam visíveis a olho nu em um zoom de 100%. Para a dimensão da seção transversal analisada foi adotado o tamanho global do elemento de 0,35 metros, que resulta em uma malha com número de elementos igual a 1.005, conforme discutido no item 3.2.1.

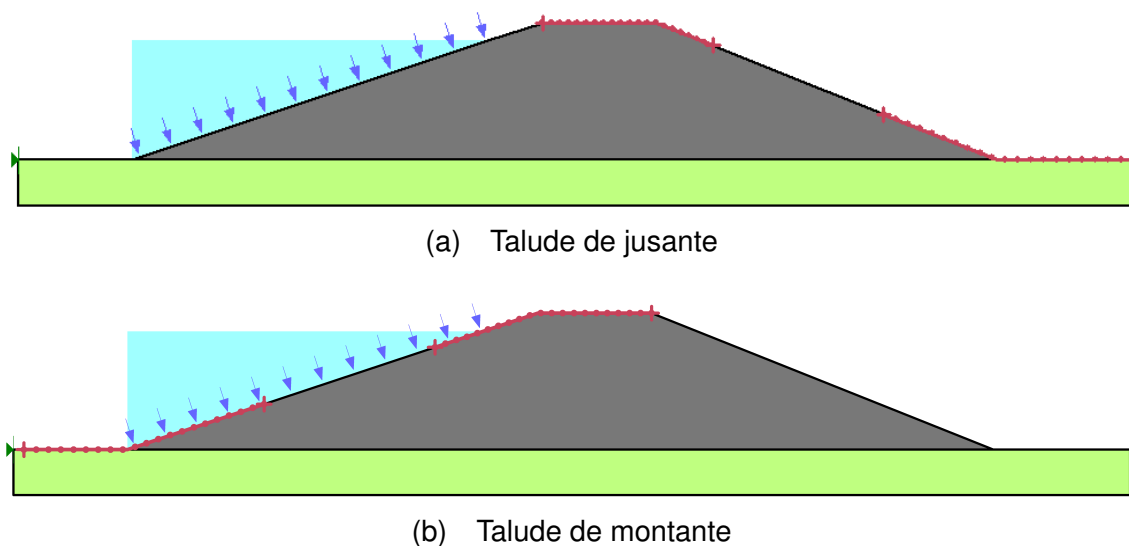
Por fim, os resultados da rede de fluxo obtidos no SEEP/W foram exportados para o módulo SLOPE/W, por meio de *Análise parente*, através do qual foram realizadas análises da estabilidade.

3.2.3 Análise determinística da estabilidade

A análise da estabilidade dos taludes foi avaliada por meio de dois métodos de equilíbrio limite, Bishop Simplificado e Morgenstern-Price, detalhados respectivamente nos itens 2.3.1.1 e 2.3.1.2, e por meio de Método dos Elementos Finitos com solução por Equilíbrio Limite Aperfeiçoado, detalhado no item 2.3.2.

Para estes métodos determinísticos, a avaliação da estabilidade foi conduzida com número de fatias igual a 100. Ainda, foram fixadas as mesmas superfícies de pesquisa de estabilidade, ilustradas na Fig. 19, para maior consistência nos resultados.

Figura 19 – Superfícies de pesquisa adotadas – taludes de jusante e montante



Para a análise por meio do MEF, foi necessário determinar o modelo constitutivo do material do aterro e da fundação.

O solo do aterro foi definido como material linear elástico (modelo de Mohr-Coulomb), com parâmetros efetivos-drenados. O módulo de elasticidade efetivo E' foi selecionado como constante e com valor de 5.000 kPa, em função de valores típicos de argilas conforme reportado por Marangon (2018a). Para o solo de fundação, foi selecionado o modelo de material linear elástico com parâmetros efetivos-drenados. O módulo de elasticidade efetivo selecionado foi de 4.000 kPa, com base em valores reportados por Marangon (2018a). O valor de coeficiente de Poisson selecionado para ambos os materiais foi mantido conforme padrão do software, de 0,33. O peso específico do solo do aterro foi mantido com mesmo valor obtido através dos ensaios prévios (Tabela 9). O peso específico adotado para o solo de fundação foi de 18 kN/m^3 .

3.2.4 Análise probabilística

Neste trabalho, foi realizada a avaliação da probabilidade de falha e do índice de confiabilidade dos taludes de montante e jusante, em situação de regime permanente com nível máximo de operação. Para tanto, foram empregados três métodos probabilísticos: o método FOSM, método das Estimativas Pontuais e Simulação de Monte Carlo.

Ressalta-se que a utilização destes os métodos é precedida pela avaliação determinística previamente definida, sendo adotadas as mesmas superfícies críticas de ruptura dos métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price para os métodos FOSM e Estimativas Pontuais. Para o Método de Monte Carlo, a superfície crítica de ruptura é obtida iterativamente no decorrer da simulação.

Foram tratados como variáveis aleatórias os parâmetros geotécnicos do solo de peso específico, coesão e ângulo de atrito efetivos. Os parâmetros referentes à resistência ao cisalhamento do maciço foram ainda tratados como correlacionados entre si, por meio do coeficiente de correlação, para avaliação da influência de sua consideração nos resultados dos métodos probabilísticos.

As variáveis aleatórias foram modeladas sob distribuição normal, definidos através de seu valor médio e desvio padrão, conforme discutido no Capítulo 2. Para o parâmetro de coesão efetiva do solo, foi modificado o *offset* mínimo, de forma a não possuir valores negativos. Demais parâmetros não tiveram alteração em suas respectivas funções de densidade de probabilidade.

O coeficiente de correlação adotado para a coesão e ângulo de atrito efetivos foi de $\rho = -0,5$. Este valor foi selecionado em função dos valores médios apresentados na Tabela 4.

3.2.4.1 Análise probabilística – Método FOSM

De posse dos valores médios e da variância de cada um dos parâmetros geotécnicos tratados como variáveis aleatórias, foi realizada a análise probabilística pelo método FOSM. Como descrito na Seção 2.5.4, a aplicação deste método previamente aos demais métodos probabilísticos é preferível para avaliar a contribuição relativa de cada variável na segurança global.

A aplicação do método FOSM foi realizada com o auxílio de planilha eletrônica e o pacote GeoStudio. A aproximação das derivadas parciais foi feita pelo método das diferenças divididas, variando o incremento δ_{X_i} em +10% conforme recomendação da bibliografia. Para as 3 variáveis de entrada, foram realizados 4 cálculos de estabilidade no SLOPE/W para cada método determinístico, totalizando 12 análises completas por talude.

Após a obtenção da variância do Fator de Segurança, foram calculados a probabilidade de falha (p_f) e o índice de confiabilidade (β). O cálculo da probabilidade de falha foi avaliado a partir da função = *distnormal* em planilha eletrônica. Esta função tem como parâmetros de entrada um valor de X , a média e o desvio padrão da função e um valor lógico cumulativo correspondente à 1 para retornar a função de distribuição cumulativa e 0 para retornar a função de densidade de probabilidade (ARAUJO, 2018). O índice de confiabilidade foi calculado através da Eq. 2.25 apresentada anteriormente.

3.2.4.2 Análise probabilística – Método das Estimativas Pontuais

A aplicação do Método das Estimativas Pontuais foi realizado por meio do pacote GeoStudio e planilha eletrônica. Para os $n = 3$ parâmetros geotécnicos tratados como variáveis aleatórias, foram realizadas $2^n = 8$ análises determinísticas para cada método determinístico previamente definido. Para este conjunto de análises determinísticas,

foram realizadas as combinações pontuais em função do acréscimo e decréscimo de desvio padrão dos parâmetros.

A obtenção da média e variância do FS foi realizada conforme as respectivas Eq. 2.19 e 2.21. A partir destes valores, foi calculada a probabilidade de falha em planilha eletrônica, a partir da função = *distnormal*, apresentada anteriormente. O índice de confiabilidade foi obtido pela Eq. 2.25.

3.2.4.3 Análise probabilística – Método de Monte Carlo

A modelagem probabilística pelo método de Monte Carlo iniciou pela estimativa do número de iterações necessárias, em função da confiabilidade desejada.

Para as 3 variáveis aleatórias de entrada definidas, adotando o nível de confiança de 95%, em função do tempo demandado, e o parâmetro $h_{a/2}^2$ equivalente na Tabela 6, tem-se:

$$N = \left(\frac{h_{a/2}^2}{4 \cdot \epsilon^2} \right)^m = \left(\frac{1,96^2}{4 \cdot (0,05)^2} \right)^3 = 5,67 \cdot 10^7$$

Devido ao custo computacional demandado, este número de simulações foi inviável de ser realizado. Assim, foram realizadas simulações com número crescente de iterações para avaliar a estabilização de p_f . A avaliação inicial do problema foi feita com um número inicial de 5.000 iterações e, a partir destas simulações, foi avaliada a variação nos resultados decorrente deste número.

A sequência de execução do MSMC no pacote GeoStudio difere-se da análise determinística pela inserção de parâmetros probabilísticos na definição dos dados. A análise probabilística deve ser realizada por *Análise Parente* da avaliação determinística, de forma a herdar as condições de poro-pressão e os valores médios avaliados na estabilidade.

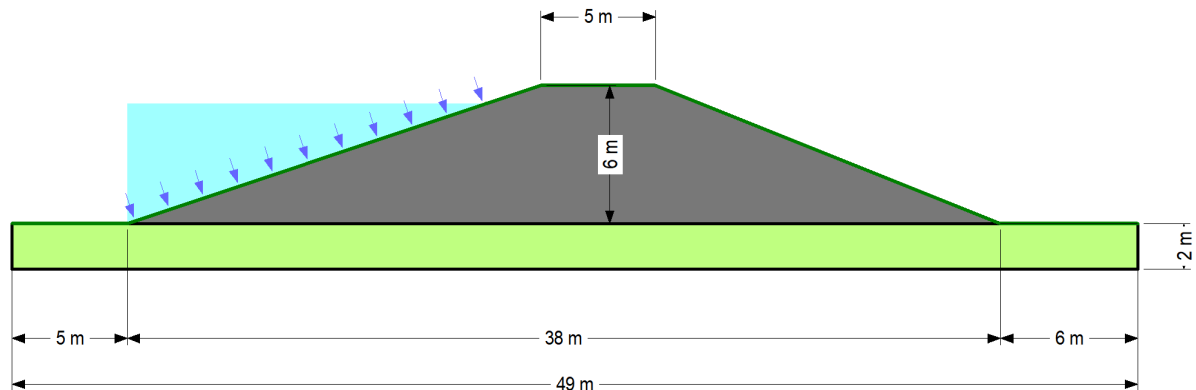
Através da guia *Distribuição*, foi assinalada a opção *Cálculo de distribuição – Probabilístico* que permite a determinação dos parâmetros tratados como variáveis. Nesta interface, foram definidos os parâmetros modelados probabilisticamente, usualmente os parâmetros relativos ao material (ϕ' , c' e γ) e condições de poro-pressão.

Na sequência, foi realizada a seleção da função de densidade de probabilidade e seus respectivos deslocamentos a partir da média, desvio padrão e os valores de máximo e mínimo. Para a aplicação do coeficiente de correlação entre os parâmetros c' e ϕ' , na guia referente à coesão foi adicionado o valor de ρ , com a limitação de valores entre -1 e +1. Por fim, foram definidas o número N de simulações de Monte Carlo executadas.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

No pacote GeoStudio, foram realizadas as modelagens determinísticas de percolação, tensão-deformação e percolação da seção transversal apresentada na Fig. 20.

Figura 20 – Seção transversal da barragem para análise de percolação, tensão-deformação e estabilidade



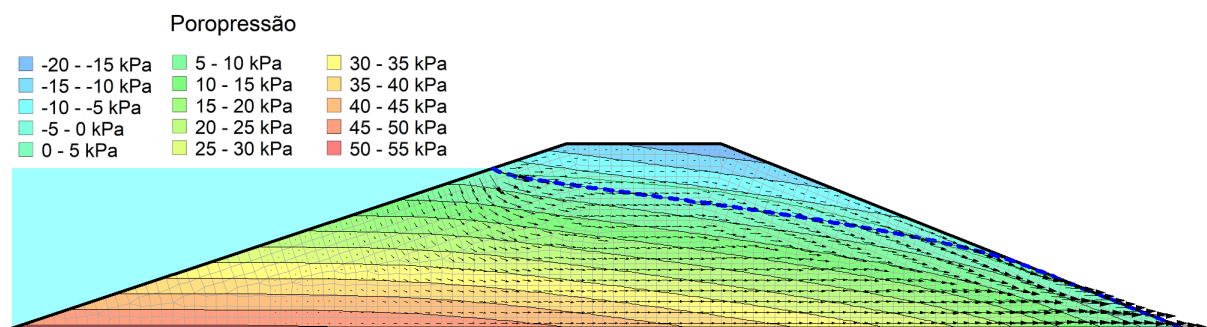
Fonte: Elaboração própria.

4.1 Análise determinística

4.1.1 Percolação

O resultado da avaliação da seção transversal quanto à distribuição da poro-pressão pode ser vista na Fig. 21. A linha tracejada indica a linha freática, obtida iterativamente pelo módulo SEEP/W.

Figura 21 – Resultado da distribuição da poro-pressão

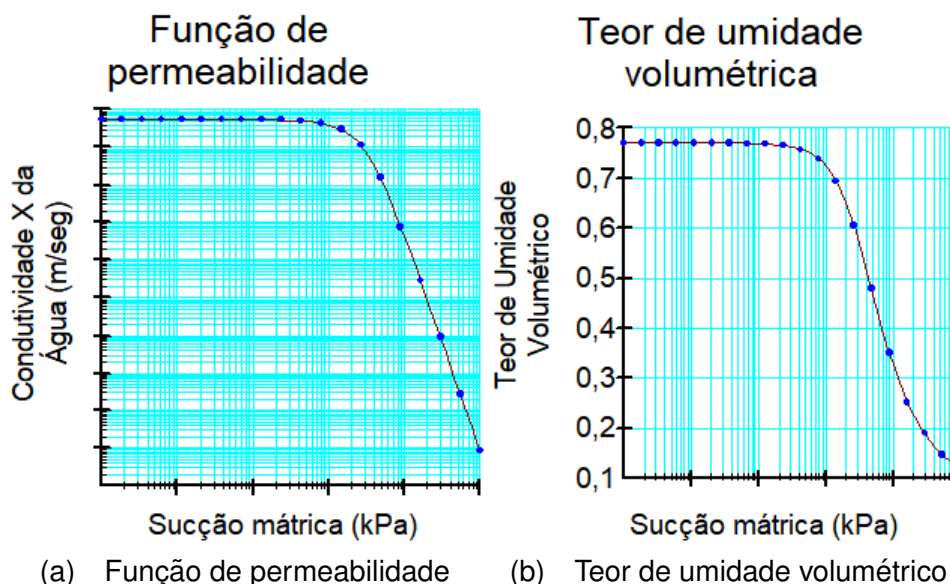


Fonte: Elaboração própria.

A função de teor de umidade volumétrica foi definida por meio do banco de dados do software. O método de estimação da função de permeabilidade selecionado

foi a função Van Genuchten, enquanto os demais parâmetros da função são estimados através da função de teor de umidade volumétrica. Os gráficos obtidos para estes parâmetros hidráulicos, em função da sucção mátrica, estão expostos na Fig. 22.

Figura 22 – Parâmetros hidráulicos do solo



Fonte: Elaboração própria.

O teor de umidade volumétrica foi selecionado com o método de estimação *Funções de Amostra*, onde foi selecionado o material argila siltosa. O grau de saturação, selecionado como 77,1%, em função do resultado dos corpos de prova para o ensaio de cisalhamento direto realizados pelo Laboratório de Materiais de Construção Civil da UFSM (2013).

A função de condutividade hidráulica de Van Genuchten possui como parâmetros de entrada o teor de umidade volumétrica, o teor de umidade volumétrica saturada, a poro-pressão negativa e parâmetros de ajuste da curva denominados a , n e m (GEO-SLOPE, 2012). Na interface do módulo SEEP/W, são indicados como valores de entrada o coeficiente de permeabilidade saturado (k_{sat}), o resultado do método de estimação do teor de umidade volumétrica e o teor de umidade residual, mantido em 0,05 conforme padrão do software.

4.1.2 Estabilidade

Para a análise determinística da estabilidade, o modelo constitutivo adotado para o solo foi o de Mohr-Coulomb, com valores de peso específico natural, coesão e ângulo de atrito efetivos apresentados na Tabela 9.

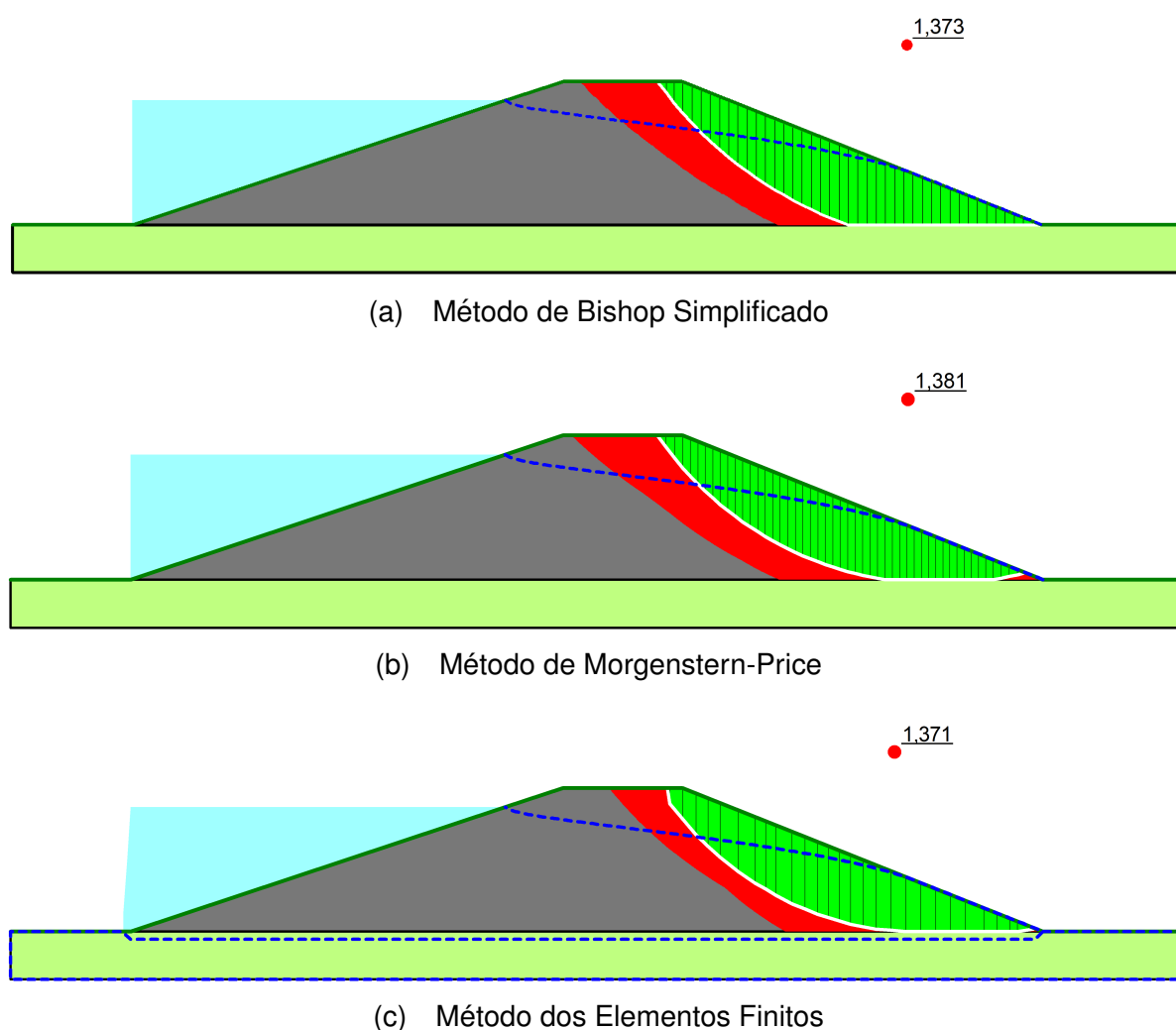
Para a definição da superfície de pesquisa, foi selecionado o modo *Entrada e Saída*, e selecionada a direção do movimento (esquerda para direita e vice-versa)

para cada talude. O número armazenado de superfícies críticas foi mantido conforme padrão do módulo SLOPE/W, igual a um. Foram selecionados intervalos com número de divisões igual a 20 e divisão dos raios de pesquisa igual a 20.

Para as análises de estabilidade utilizando o método de Morgenstern-Price, foi definida a função lateral entre fatias de meia senoide, conforme padrão do software.

Os resultados da análise de estabilidade determinística para os taludes de jusante e montante estão apresentados nas Fig. 23 e 24.

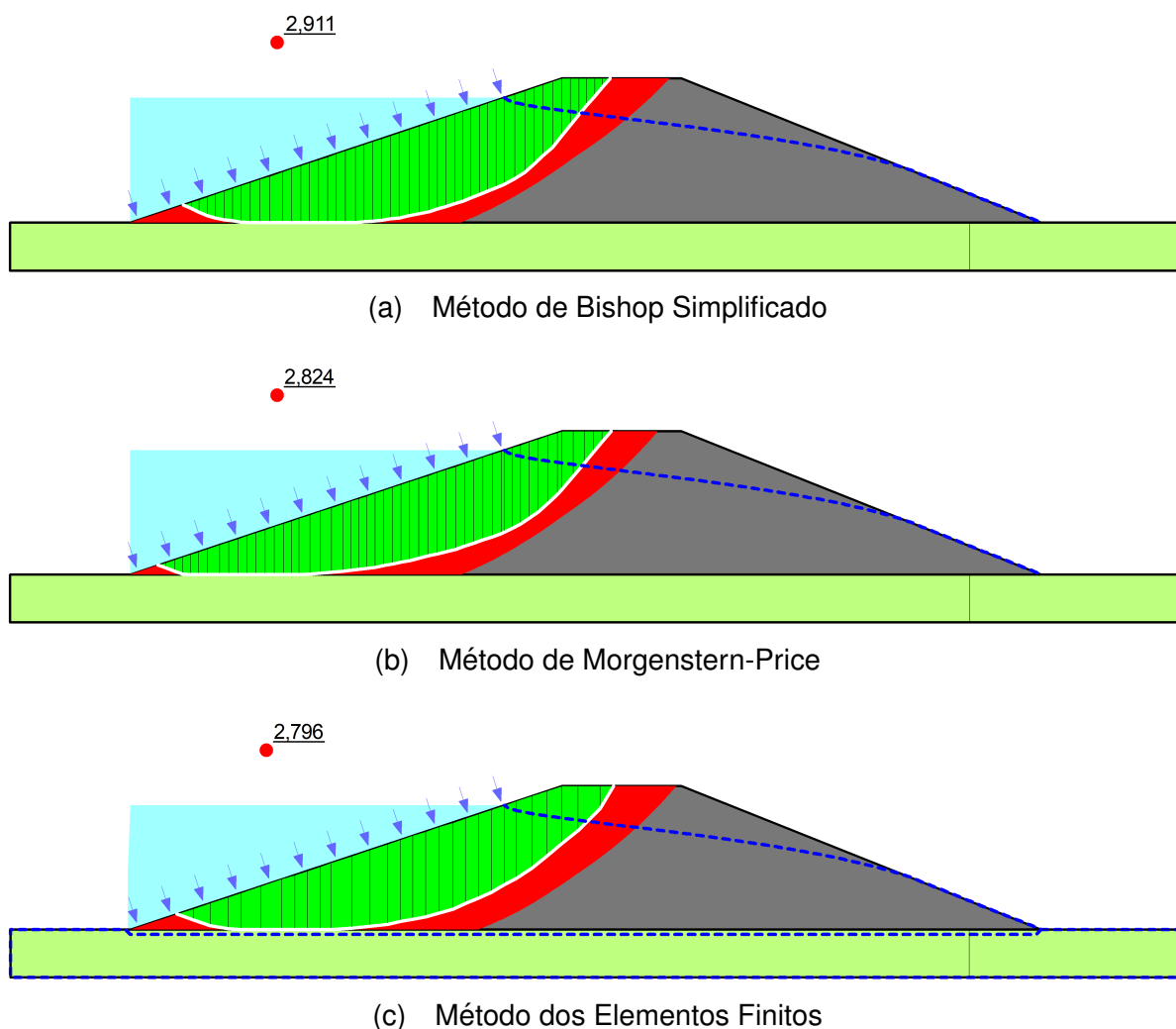
Figura 23 – Resultados da análise de estabilidade determinística – talude de jusante



Fonte: Elaboração própria.

Para os métodos determinísticos, o valor de FS encontrado para o talude de jusante foi inferior ao recomendado por Carvalho e Paschoalin (2004). Os resultados encontrados por estes métodos foram semelhantes entre si, com o menor FS obtido através do método dos Elementos Finitos.

Figura 24 – Resultados da análise de estabilidade determinística – talude de montante



Fonte: Elaboração própria.

Os valores de FS determinísticos obtidos para o talude de montante foram próximos entre si, sendo o menor valor referente ao método dos Elementos Finitos. Todos os valores de FS encontram-se acima do valor mínimo recomendado por Carvalho e Paschoalin (2004).

4.2 Análise probabilística

4.2.1 Método FOSM

Para o Método FOSM, a estabilidade dos taludes de montante e jusante foi avaliada com parâmetros de resistência ao cisalhamento não correlacionados ($\rho = 0$) e com correlação negativa ($\rho = -0,5$). Em ambos os casos, as variáveis foram descritas pela função de densidade de probabilidade normal. Esta simplificação se deve ao fato de não se possuir dados suficientes para estimar o comportamento da função de

densidade de probabilidade de cada variável, e ainda, conforme discutido no item 2.5.2, a utilização da distribuição normal tende a majorar o valor da probabilidade de falha, favorecendo a segurança. Como resultado da modelagem de todas as variáveis de entrada com função normal, a variável de saída (FS) também possui a FDP normal.

Para a obtenção da variância do Fator de Segurança através do Método FOSM, foram utilizados os valores médios dos parâmetros, conforme os valores de projeto (Tabela 9). O valor adotado de $E[FS]$, valor médio do Fator de Segurança, é referente à análise determinística com resultados apresentados nas Fig. 23 e 24. A variância $V[X_i]$ de cada parâmetro X_i foi obtida através do valor médio de COV apresentado na Tabela 3, através da Eq. 4.1:

$$V[X_i] = [COV[X_i] \cdot E[X_i]]^2 \quad (4.1)$$

Como resultado, foram obtidos os valores expostos na Tabela 10, utilizados para a análise probabilística dos taludes de montante e jusante.

Tabela 10 – Valores estatísticos obtidos a partir de COV

Parâmetro	Valor médio	COV (%)	Desvio padrão	Variância
Peso específico, γ_n (kN/m^3)	17,160	3	0,515	0,265
Coesão efetiva, c' (kN/m^2)	5,700	40	2,280	5,198
Ângulo de atrito efetivo, ϕ' , ($^\circ$)	25,200	10	2,520	6,350

Fonte: Elaboração própria.

O método utilizado de aproximação numérica das derivadas parciais foi o método das diferenças divididas ascendentes (Eq. 2.13), com o incremento δ_{X_i} de cada variável adotado como 10% do seu valor médio.

4.2.1.1 Resultados – Talude de jusante

A partir dos métodos apresentados anteriormente, foram obtidos os resultados do método FOSM para o talude de jusante para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Método dos Elementos Finitos. Os resultados para este método probabilístico estão apresentados respectivamente pelas Tabelas 11, 12 e 13.

Tabela 11 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Bishop Simplificado

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	0,0029	0,0000	0,00%
c'	5,700	0,57	5,198	0,1018	0,0538	86,41%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0365	0,0085	13,59%
$V[FS]$					0,0623	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.2:

$$V[FS] \approx 0,0623 + [(-0,5) \cdot (0,1018 \cdot 0,0365)]$$

$$V[FS] \approx 0,0604 \quad (4.2)$$

Os resultados obtidos para o método de Morgenstern-Price estão expostos na Tabela 12.

Tabela 12 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Morgenstern-Price

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	0,0035	0,0000	0,01%
c'	5,700	0,57	5,198	0,1000	0,0520	85,73%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0369	0,0086	14,26%
$V[FS]$					0,0606	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.3:

$$V[FS] \approx 0,0606 + [(-0,5) \cdot (0,1000 \cdot 0,0369)]$$

$$V[FS] \approx 0,0588 \quad (4.3)$$

Os resultados obtidos para o Método dos Elementos Finitos estão expostos na Tabela 13.

Tabela 13 – Talude de jusante – Variância de FS por meio do método FOSM, Método dos Elementos Finitos

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	0,0006	0,0000	0,00%
c'	5,700	0,57	5,198	0,0947	0,0467	84,64%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0365	0,0085	15,36%
$V[FS]$					0,0551	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.4:

$$V[FS] \approx 0,0551 + [(-0,5) \cdot (0,0947 \cdot 0,0365)]$$

$$V[FS] \approx 0,0534 \quad (4.4)$$

O resumo dos resultados obtidos através do método FOSM para o talude de jusante está apresentado na Tabela 14.

Tabela 14 – Resumo – talude de jusante, método FOSM

	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
$E[FS]$	1,373		1,381		1,371	
$V[FS]$	0,062	0,060	0,061	0,059	0,055	0,053
β	1,495	1,517	1,547	1,571	1,580	1,606
p_f	6,751%	6,459%	6,090%	5,805%	5,702%	5,417%

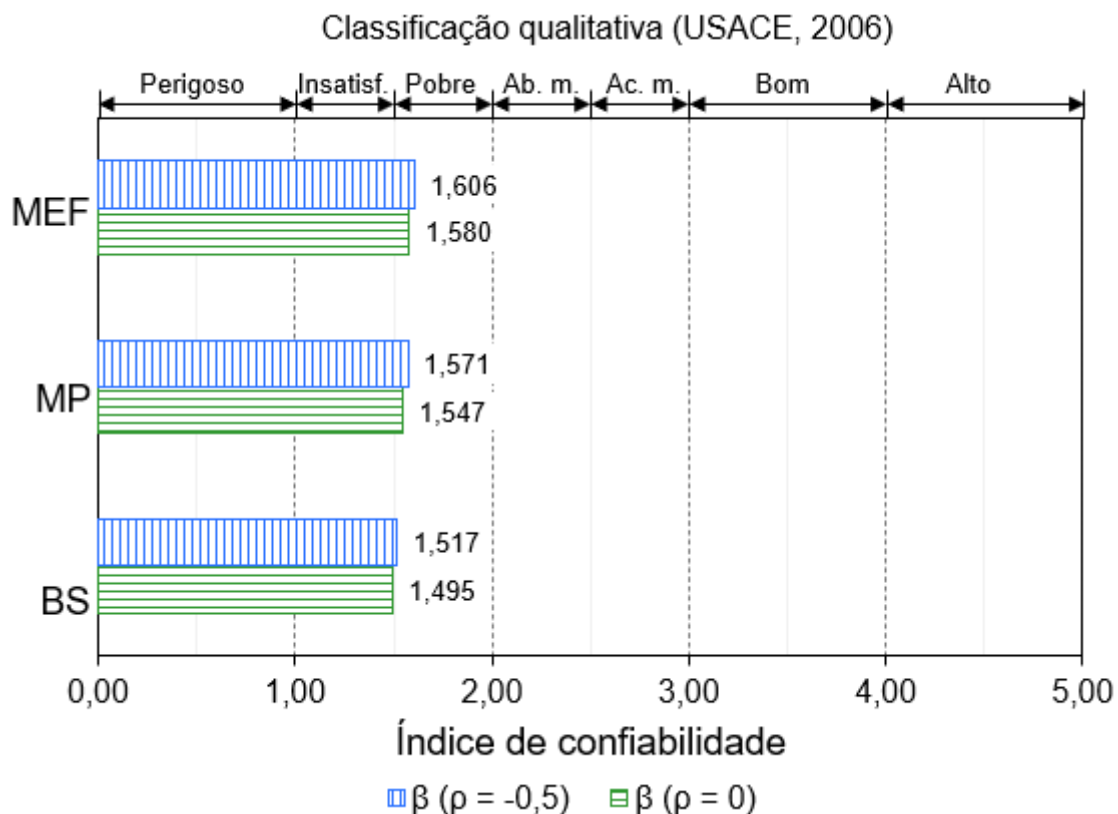
Fonte: Elaboração própria.

Como observado na Tabela 14, a variância do peso específico é pouco influente à variância total do FS, em comparação aos parâmetros de resistência ao cisalhamento. Este resultado corrobora com o reportado na literatura (EL-RAMLY, 2001; ARAUJO; SAYÃO, 2018).

A consideração da correlação teve como resultado a diminuição da variância de FS e na probabilidade de falha para todos os métodos determinísticos empregados. Esta redução foi de 4,33%, 4,68% e 4,99% para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Ambas as análises possuem resultados fora do intervalo proposto por Dell'Avanzi (1995 apud ARAUJO; SAYÃO,

2018) para barragens. A Fig. 25 ilustra a variação no índice de confiabilidade decorrente da consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$.

Figura 25 – Variação no índice de confiabilidade – talude de jusante, método FOSM



Fonte: Elaboração própria.

O aumento do índice de confiabilidade em decorrência da consideração da correlação foi pouco significativo. Este aumento foi de 1,53%, 1,56% e 1,61% para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Método dos Elementos Finitos, respectivamente.

Segundo a classificação da USACE (2006) (Tabela 7), o talude possui índice de confiabilidade com nível de performance entre insatisfatório e pobre.

4.2.1.2 Resultados – Talude de montante

Os resultados da análise probabilística pelo método FOSM para o talude de montante estão expostos nas Tabelas 15, 16 e 17, para os métodos determinísticos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Método dos Elementos Finitos, respectivamente.

Tabela 15 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Bishop Simplificado

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	-0,18713	0,0093	3,70%
c'	5,700	0,57	5,198	0,1947	0,1971	78,69%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0833	0,0441	17,60%
$V[FS]$					0,2505	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.5:

$$V[FS] \approx 0,2505 + [(-0,5) \cdot (0,1947 \cdot 0,0833)]$$

$$V[FS] \approx 0,2424 \quad (4.5)$$

Os resultados obtidos para o método de Morgenstern-Price estão expostos na Tabela 16.

Tabela 16 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Morgenstern-Price

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	-0,10088	0,0027	1,05%
c'	5,700	0,57	5,198	0,2018	0,2116	82,69%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0810	0,0416	16,26%
$V[FS]$					0,2559	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.6:

$$V[FS] \approx 0,2559 + [(-0,5) \cdot (0,2018 \cdot 0,0810)]$$

$$V[FS] \approx 0,2477 \quad (4.6)$$

Os resultados obtidos para o Método dos Elementos Finitos estão expostos na Tabela 17.

Tabela 17 – Talude de montante – Variância de FS por meio do método FOSM, Método dos Elementos Finitos

X_i	$E[X_i]$	δ_{X_i}	$V[X_i]$	$\partial FS_i / \partial X_i$	$(\partial FS / \partial X_i)^2 \cdot V[X_i]$	Contribuição
γ	17,160	1,716	0,265	-0,1031	0,0028	1,28%
c'	5,700	0,57	5,198	0,1860	0,1798	81,49%
ϕ'	25,200	2,52	6,350	0,0774	0,0380	17,24%
$V[FS]$					0,2206	100%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ foi feita com o acréscimo da segunda parcela de variância, de acordo com a Eq. 2.11, com resultado exposto na Eq. 4.7:

$$V[FS] \approx 0,2206 + [(-0,5) \cdot (0,1860 \cdot 0,0774)]$$

$$V[FS] \approx 0,2134 \quad (4.7)$$

O resumo dos resultados obtidos através do método FOSM para o talude de montante está apresentado na Tabela 18.

Tabela 18 – Resumo – talude de montante, método FOSM

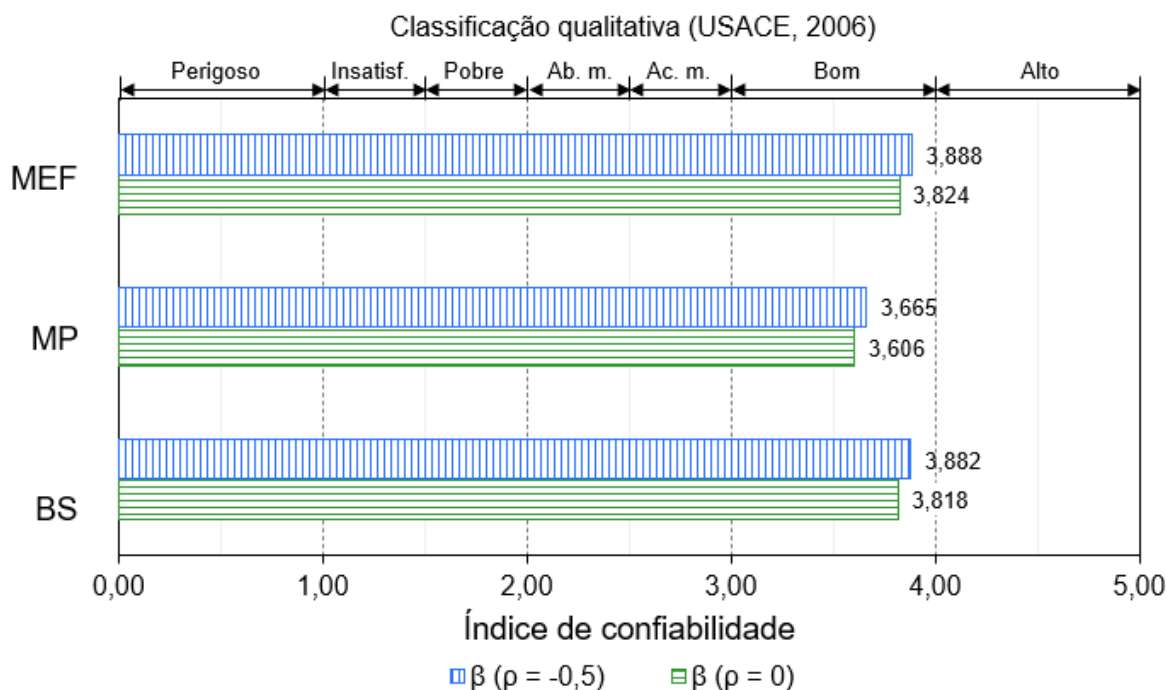
	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
$E[FS]$	2,911		2,824		2,796	
$V[FS]$	0,2505	0,2424	0,2559	0,2477	0,2206	0,2134
β	3,818	3,882	3,606	3,665	3,824	3,888
p_f	0,007%	0,005%	0,016%	0,012%	0,007%	0,005%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação entre $c' - \phi'$ resultou na diminuição pouco significativa da probabilidade de falha do talude. Estes valores se encontram dentro do intervalo proposto por Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) para barragens.

A Fig. 26 apresenta a variação no índice de confiabilidade decorrente da consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ no talude de montante.

Figura 26 – Variação no índice de confiabilidade – talude de montante, método FOSM



Fonte: Elaboração própria.

O índice de confiabilidade apresentou aumento pouco significativo visto a consideração da correlação. Foram obtido os aumentos de 1,7%, 1,6% e 1,7% pelos métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Estes valores estão dentro da faixa correspondente ao nível de performance bom, proposto pela USACE (2006) (Tabela 7).

4.2.2 Método das Estimativas Pontuais

Para os três parâmetros tratados como variáveis aleatórias, foram necessárias 2^3 análises determinísticas para cada método determinístico, referentes à cada talude. Os valores dos parâmetros geotécnicos utilizados, acrescidos e decrescidos de seus respectivos desvios padrão, estão apresentados na Tabela 19.

Tabela 19 – Estimativas pontuais para as variáveis aleatórias de entrada

Parâmetro	$E[X_i] - \sigma_{X_i}$	$E[X_i]$	$E[X_i] + \sigma_{X_i}$
γ	16,645	17,160	17,675
c'	3,420	5,700	7,980
ϕ'	22,680	25,200	27,720

Fonte: Elaboração própria.

O subscrito para cada ponto de FS determinístico, apresentados a seguir, corresponde ao acréscimo ou decréscimo nos parâmetros de entrada. A sequência dos sobrescritos representa respectivamente o peso específico, coesão efetiva e ângulo de atrito efetivo.

As estimativas pontuais, para o caso de variáveis não correlacionadas, foram obtidas a partir da Eq. 2.17, no que resulta:

$$P = 1/8$$

Para a consideração da correlação entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo, as estimativas pontuais são calculadas a partir da Eq. 2.17. Para a nomenclatura previamente definida, foram adotados $i = \gamma$, $j = c'$ e $k = \phi'$.

Como resultado, tem-se:

$$P_{+++} = P_{---} = \frac{1}{8}(1 + \rho_{i,j} + \rho_{j,k} + \rho_{k,i}) = \frac{1}{8}(1 + (-0,5)) = 0,0625 \quad (4.8)$$

$$P_{++-} = P_{--+} = \frac{1}{8}(1 + \rho_{i,j} - \rho_{j,k} - \rho_{k,i}) = \frac{1}{8}(1 - (-0,5)) = 0,1875 \quad (4.9)$$

$$P_{+-+} = P_{-+-} = \frac{1}{8}(1 - \rho_{i,j} - \rho_{j,k} + \rho_{k,i}) = \frac{1}{8}(1 - (-0,5)) = 0,1875 \quad (4.10)$$

$$P_{+--} = P_{-++} = \frac{1}{8}(1 - \rho_{i,j} + \rho_{j,k} - \rho_{k,i}) = \frac{1}{8}(1 + (-0,5)) = 0,0625 \quad (4.11)$$

Para o conjunto de pontos apresentado, foram calculados o valor médio e a variância do Fator de Segurança através das Eq. 2.19 e 2.21, respectivamente.

4.2.2.1 Resultados – Talude de jusante

O resultado do valor médio de Fator de Segurança obtido para o talude de jusante está apresentado na Tabela 20.

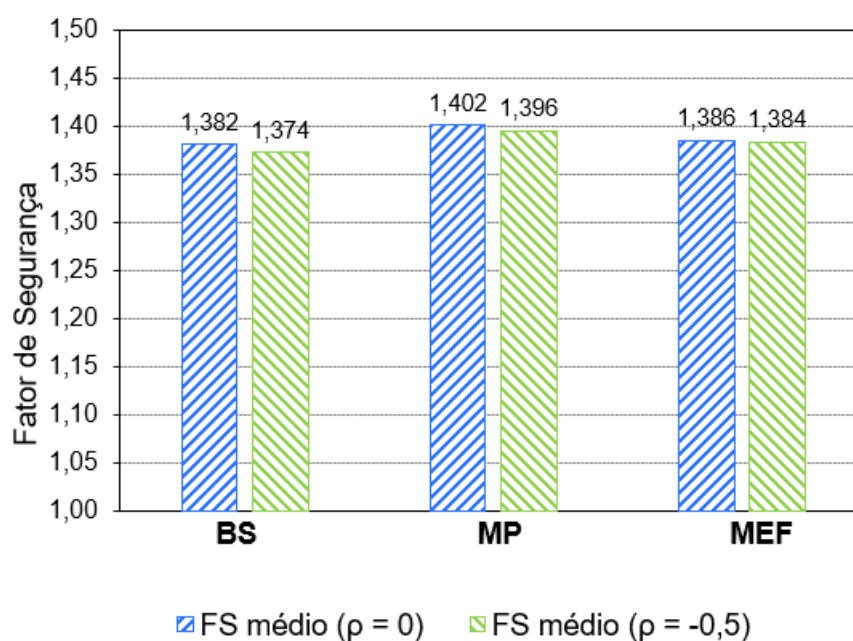
Tabela 20 – Talude de jusante – Média de FS por meio do Método das Estimativas Pontuais, sem correlação

Ponto	Estimativa Pontual	Bishop Simplificado	Morgenstern-Price	Método dos Elementos Finitos
1	FS_{+++}	0,0625	1,725	1,746
2	FS_{++-}	0,1875	1,519	1,535
3	FS_{+--}	0,0625	1,053	1,061
4	FS_{-+-}	0,1875	1,132	1,377
5	FS_{---}	0,0625	1,039	1,107
6	FS_{--+}	0,0625	1,723	1,743
7	FS_{--+}	0,1875	1,284	1,309
8	FS_{-+-}	0,1875	1,527	1,337
$E[FS]$		1,382	1,402	1,386

Fonte: Elaboração própria.

Os valores de FS obtidos através do MEP para o talude de jusante estão apresentados na Fig. 27.

Figura 27 – Fatores de segurança – talude de jusante, Método das Estimativas Pontuais



Fonte: Elaboração própria.

O resumo dos resultados obtidos para o talude de jusante está apresentado na Tabela 21.

Tabela 21 – Resumo – talude de jusante, Método das Estimativas Pontuais

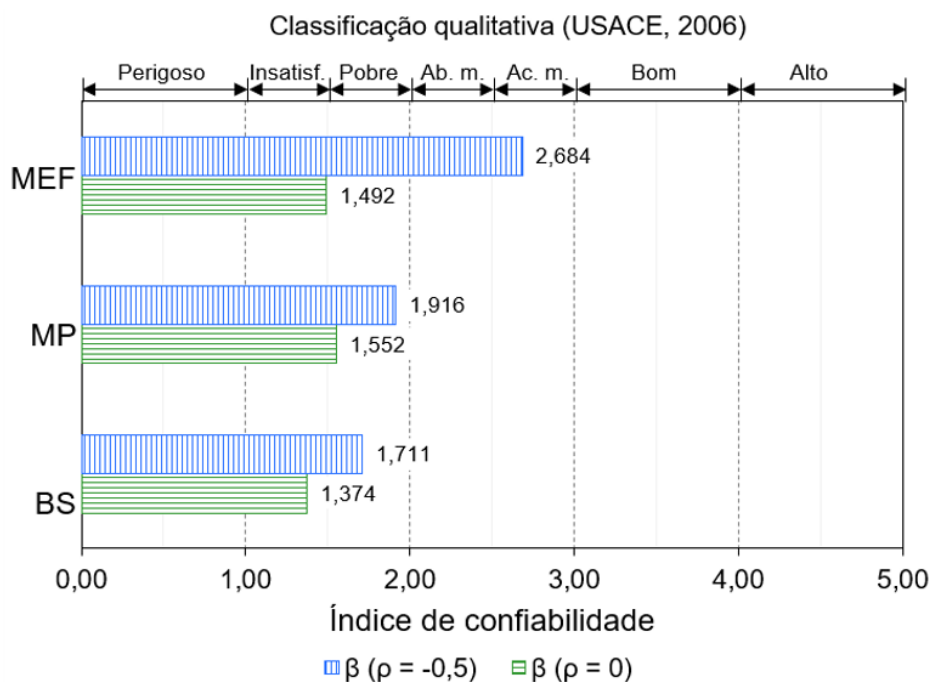
	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
$E[FS]$	1,382	1,374	1,402	1,396	1,386	1,384
$V[FS]$	0,077	0,048	0,067	0,043	0,067	0,020
β	1,374	1,711	1,552	1,916	1,492	2,684
p_f	8,477%	2,770%	6,028%	2,770%	6,783%	0,364%

Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação teve como resultado a diminuição do valor médio de FS e da variância. A partir deste resultado, foram obtidas a redução na probabilidade de falha e aumento nos índices de confiabilidade para este talude. A redução da probabilidade de falha foi de 67,32%, 54,05% e 94,63% para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Estes valores, no entanto, estão fora do recomendado para barragens, segundo Dell'Avanzi (1995 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018).

A Fig. 28 representa a variação no índice de confiabilidade decorrente da consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ para o talude de jusante. No eixo horizontal secundário, está exposta a classificação qualitativa do índice de confiabilidade proposta pela USACE (2006), dividindo-se em perigoso, insatisfatório, pobre, abaixo da média, acima da média, bom e alto (Tabela 7).

Figura 28 – Variação no índice de confiabilidade - talude de jusante, método das Estimativas Pontuais



Fonte: Elaboração própria.

O aumento no índice de confiabilidade foi de 23,404%, 24,547% e 79,840% para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Método dos Elementos Finitos, respectivamente. O aumento referente ao MEF é justificado pela redução significativa na variância do FS obtida por este método.

De acordo com a classificação proposta pela USACE (2006), o talude está situado entre insatisfatório e pobre sem a consideração da correlação. Com esta consideração, o índice de confiabilidade foi classificado como acima da média para o MEF. Os demais métodos tiveram classificação referente ao nível de performance pobre.

4.2.2.2 Resultados – Talude de montante

Os resultados obtidos através do método das Estimativas Pontuais para o talude de montante estão apresentados na Tabela 22.

Tabela 22 – Talude de montante – Média de FS por meio do método das Estimativas Pontuais, sem correlação

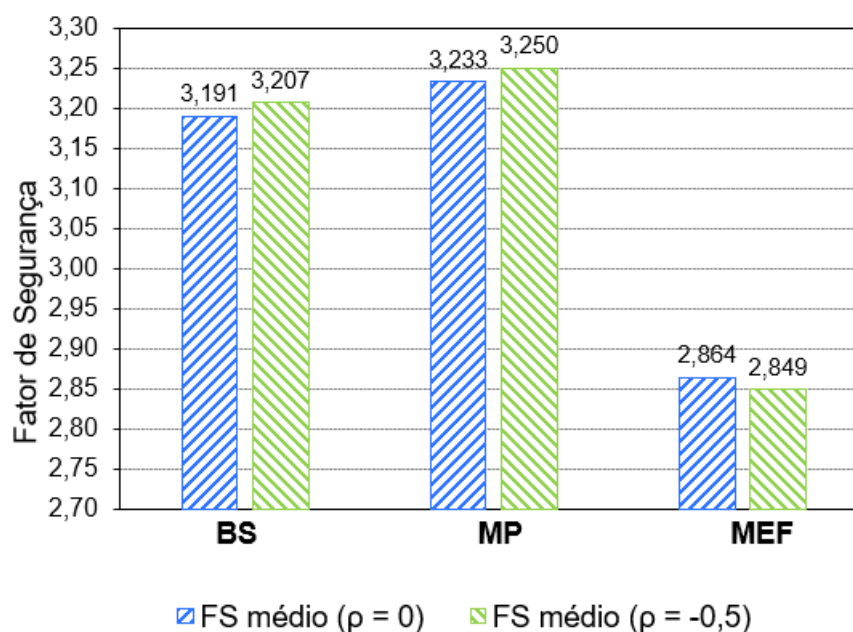
Ponto	Estimativa Pontual	Bishop Simplificado	Morgenstern-Price	Método dos Elementos Finitos
1 FS_{+++}	0,0625	3,870	3,922	3,572
2 FS_{++-}	0,1875	3,465	3,511	2,997
3 FS_{+--}	0,0625	2,120	2,145	2,177
4 FS_{-+-}	0,1875	2,791	2,832	2,543
5 FS_{---}	0,0625	2,501	2,535	2,254
6 FS_{-++}	0,0625	4,138	4,192	3,572
7 FS_{--+}	0,1875	2,907	2,948	2,643
8 FS_{-+-}	0,1875	3,732	3,780	3,155
$E[FS]$		3,191	3,233	2,864

Fonte: Elaboração própria.

De modo geral, os resultados médios obtidos pelos métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price foram semelhantes entre si. A análise por elementos finitos, por tratar de forma mais refinada a massa de solo acima da superfície de ruptura, resultou em um menor valor médio de FS.

Os fatores de segurança obtidos através do MEP para o talude de montante, nas análises sem correlação e com correlação, estão apresentados na Fig. 29.

Figura 29 – Fatores de Segurança – talude de montante, método das Estimativas Pontuais



Fonte: Elaboração própria.

Em se tratando da comparação entre os valores médios de FS obtidos nas análises sem correlação e com correlação, percebe-se o acréscimo em relação a este último, com exceção ao resultado obtido pelo Método dos Elementos Finitos. Para os métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price, o aumento de FS está relacionado aos pontos de maior peso utilizados para o cálculo (Eq. 2.17) coincidirem com combinações de FS onde a combinação resulte em um aumento no valor médio de FS. Para MEF, estes pontos de maior peso coincidiram em combinações com efeito contrário.

O resumo dos resultados obtidos para o talude de montante, nas análises com correlação e sem correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$, está apresentado na Tabela 23.

Tabela 23 – Resumo – talude de montante, método das Estimativas Pontuais

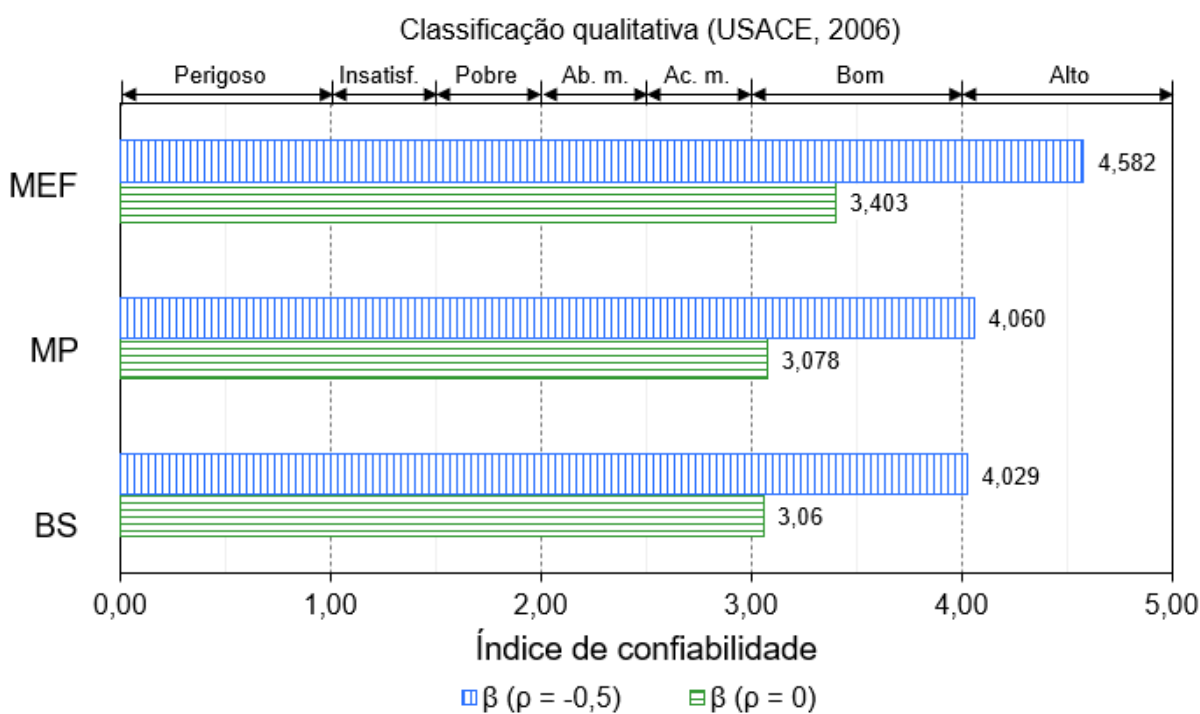
	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
$E[FS]$	3,191	3,207	3,233	3,250	2,864	2,849
$V[FS]$	0,513	0,300	0,526	0,307	0,300	0,163
β	3,059	4,029	3,078	4,060	3,403	4,582
p_f	0,111%	0,003%	0,104%	0,002%	0,033%	0,003%

Fonte: Elaboração própria.

Para a análise sem correlação, as variâncias obtidas pelos métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price foram semelhantes entre si, de 0,513 e 0,526, respectivamente. A análise por elementos finitos resultou em uma variância de 0,300, em função da menor dispersão de valores encontrados nas estimativas pontuais. A probabilidade de falha computada com a consideração da correlação teve decréscimo de 97,29%, 98,07% e 89% para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente.

A variação no índice de confiabilidade decorrente da consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ para o talude de montante está representada na Fig. 30. No eixo horizontal secundário, está exposta a classificação qualitativa do índice de confiabilidade proposta pela USACE (2006), dividindo-se em perigoso, insatisfatório, pobre, abaixo da média, acima da média, bom e alto (Tabela 7).

Figura 30 – Variação no índice de confiabilidade - talude de montante, método das Estimativas Pontuais



Fonte: Elaboração própria.

Os valores de índice de confiabilidade obtidos foram de 3,060, 3,078 e 3,403 para os métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Estes valores situam-se no nível de performance bom, de acordo com a classificação da USACE (2006). Para a consideração da correlação, foram obtidos os valores de 4,029, 4,060 e 4,582 respectivamente. Este aumento de β corresponde a

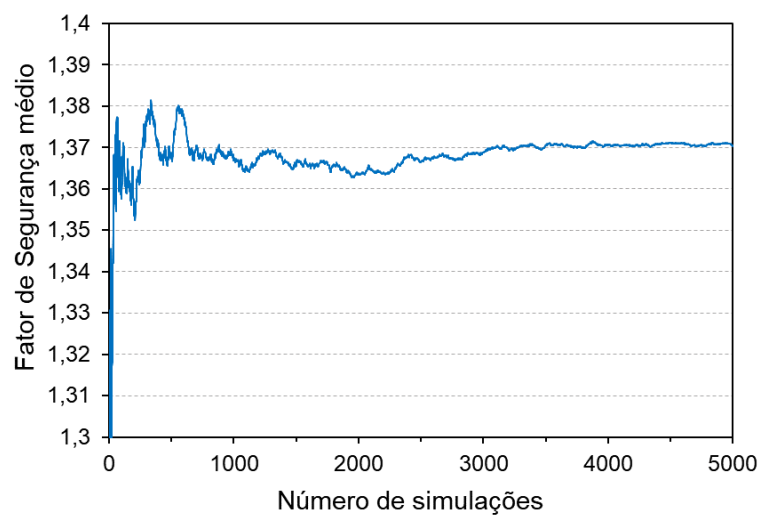
31,89 %, 31,70% e 34,67%, tornando a classificação do talude ao nível de performance alto.

4.2.3 Método da Simulação de Monte Carlo

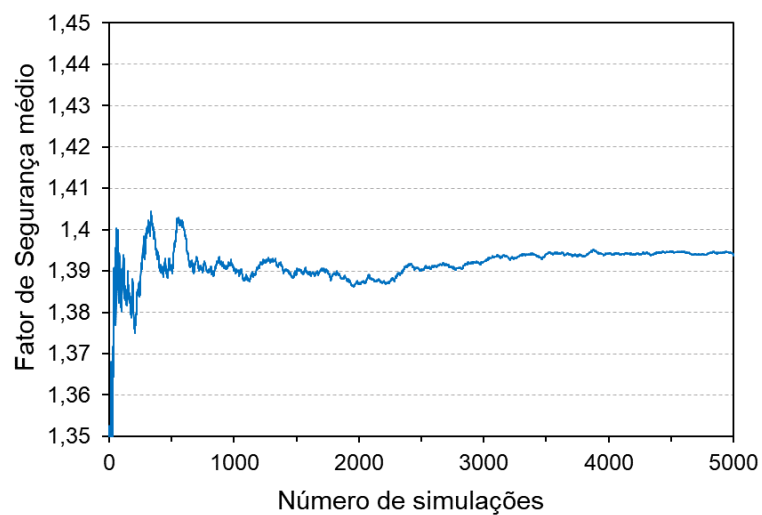
Em análise preliminar, foram realizadas diferentes simulações de Monte Carlo para avaliar a variação nos resultados em função do número de iterações e o tempo total despendido. Foram avaliados quanto à convergência os taludes de jusante e montante, pelos métodos determinísticos determinados previamente, com o valor inicial de 5.000 iterações para cada. O processo de simulação completo, envolvendo três simulações por talude, teve duração de aproximadamente 36 horas.

Os gráficos de convergência do FS, apresentados nas Fig. 31 e 32, ilustram a estabilização dos valores de FS a partir das 1.500 simulações, com acréscimo de FS posterior a este número. Desta forma, foi selecionado o número de 1.500 simulações para a execução do MSMC em ambos os taludes, buscando Fatores de Segurança mais conservadores. Avaliou-se ainda o tempo total de simulação para este número de iterações, de aproximadamente 8 horas.

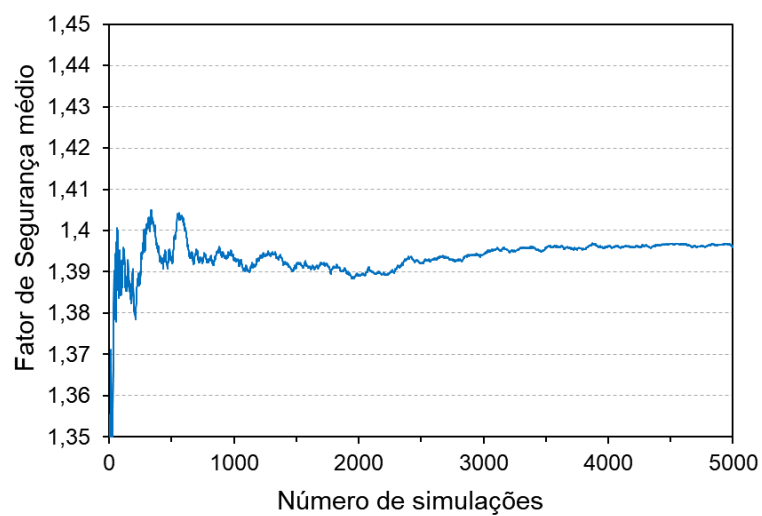
Figura 31 – Análise de convergência do FS para talude de jusante



(a) Método de Bishop Simplificado



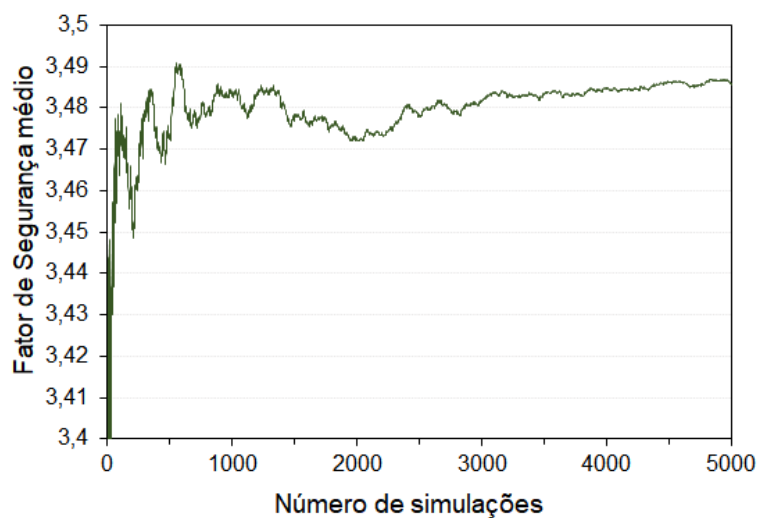
(b) Método de Morgenstern-Price



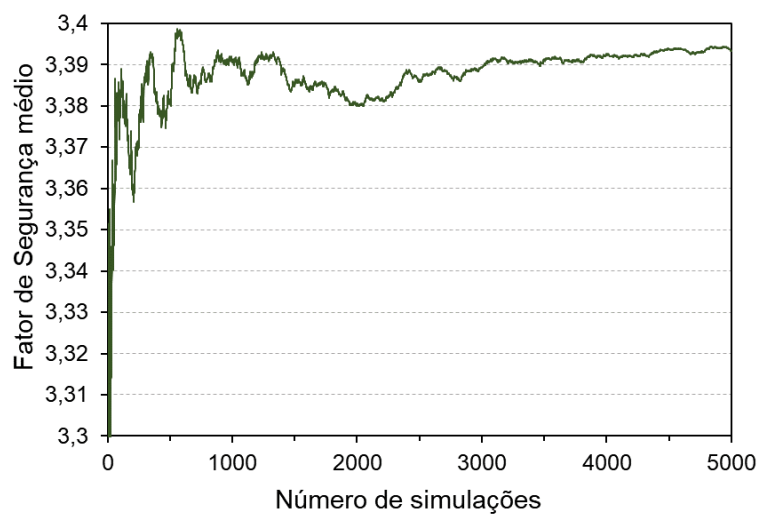
(c) Método dos Elementos Finitos

Fonte: Elaboração própria.

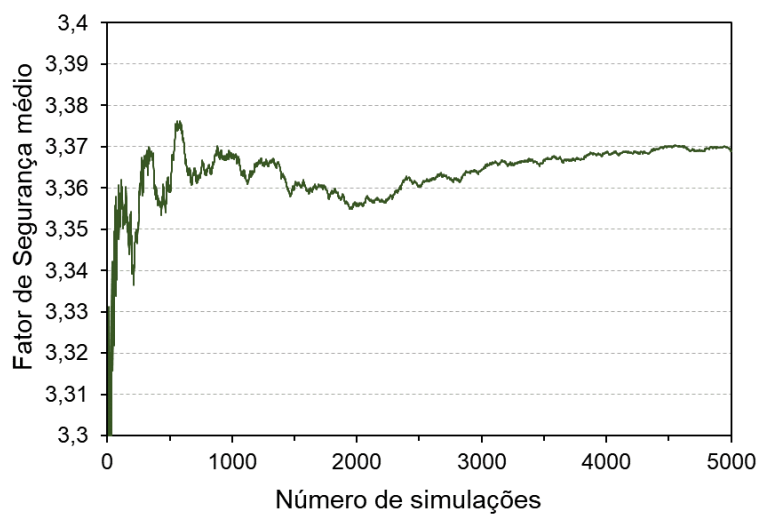
Figura 32 – Análise de convergência do FS para talude de montante



(a) Método de Bishop Simplificado



(b) Método de Morgenstern-Price



(c) Método dos Elementos Finitos

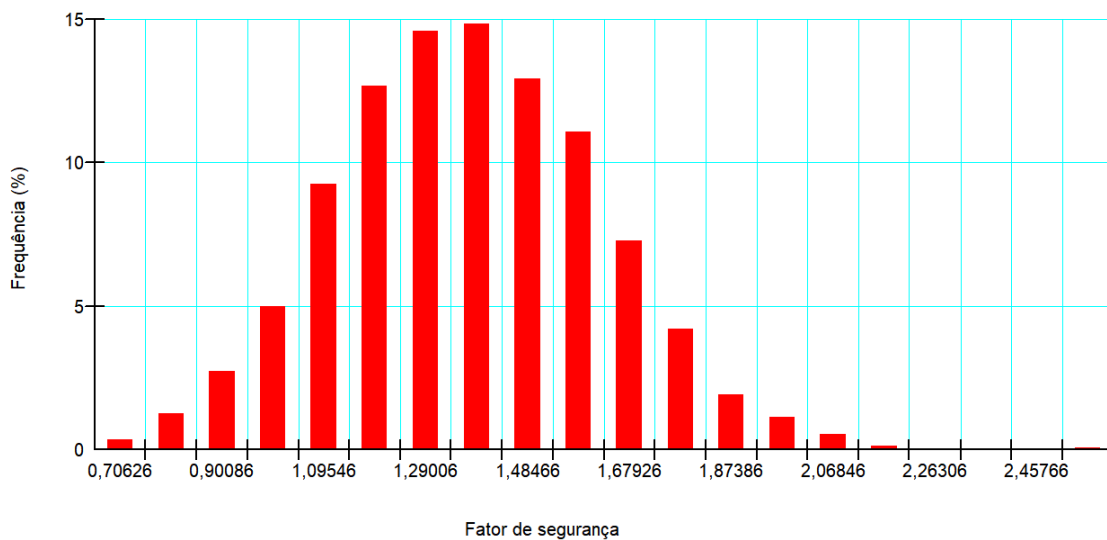
Fonte: Elaboração própria.

Como resultado destas simulações, foram obtidos os valores de FS determinístico, FS mínimo, FS médio e FS máximo, além da variância, probabilidade de falha e o índice de confiabilidade para cada talude e método de equilíbrio limite utilizado, apresentados a seguir.

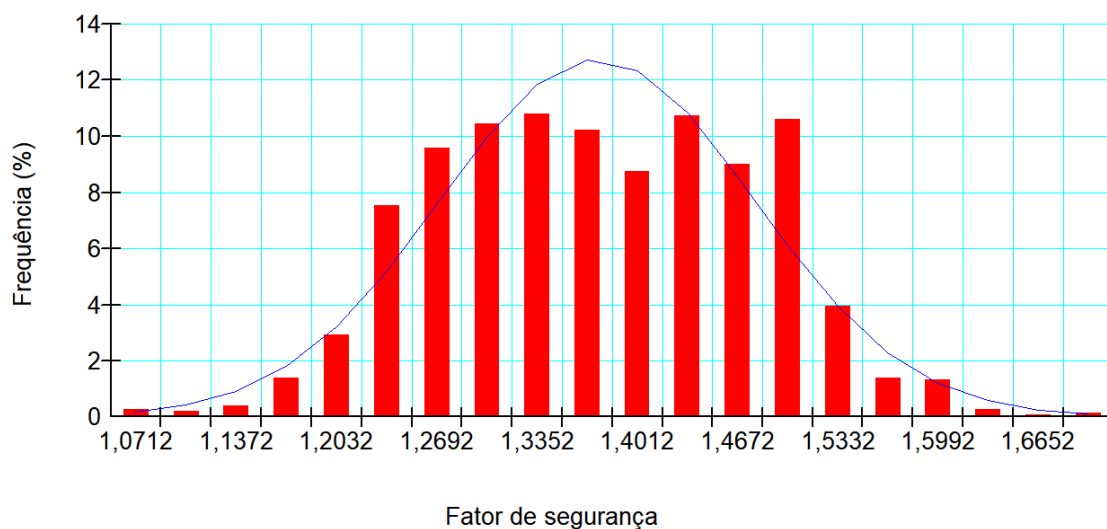
4.2.3.1 Resultados – Talude de jusante

O módulo de análise probabilística fornece o gráfico da função de densidade de probabilidade obtida para o FS em função da frequência. Foram obtidos estes gráficos para as análises sem a correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ e com a correlação. Os gráficos gerados a partir do pacote GeoStudio referentes ao talude de jusante podem ser visualizados nas Fig. 33, 34 e 35.

Figura 33 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Bishop Simplificado



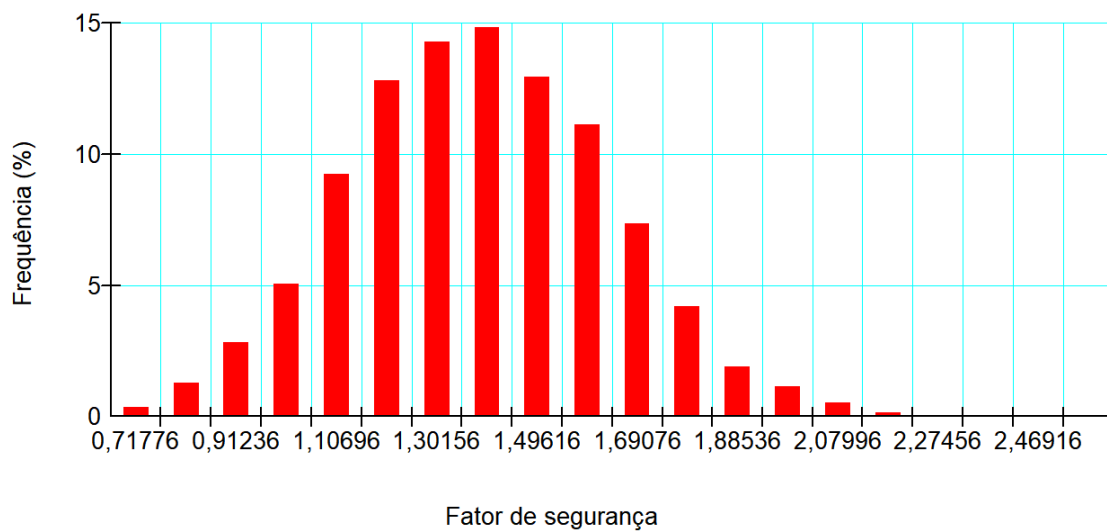
(a) Sem correlação



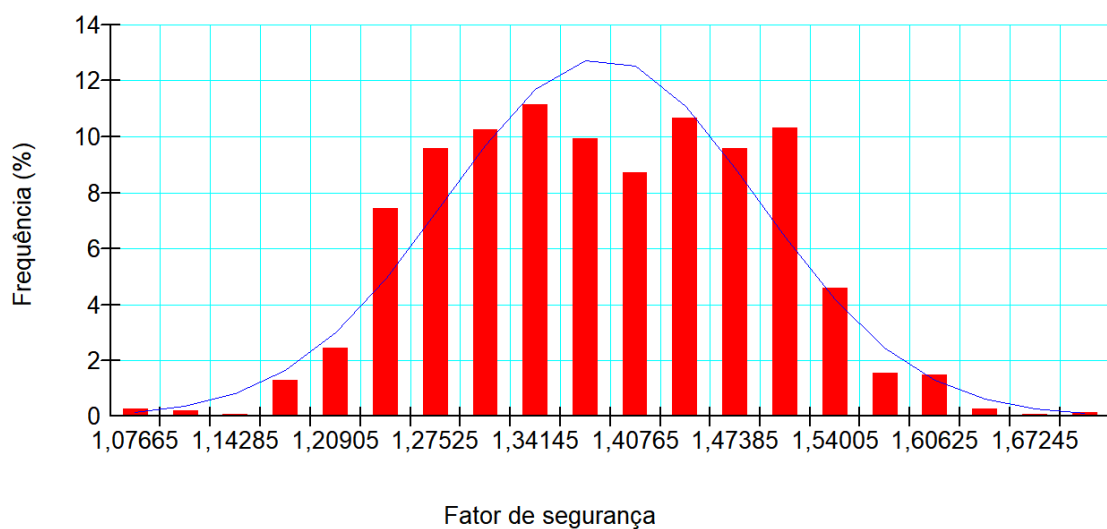
(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Figura 34 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Morgenstern-Price



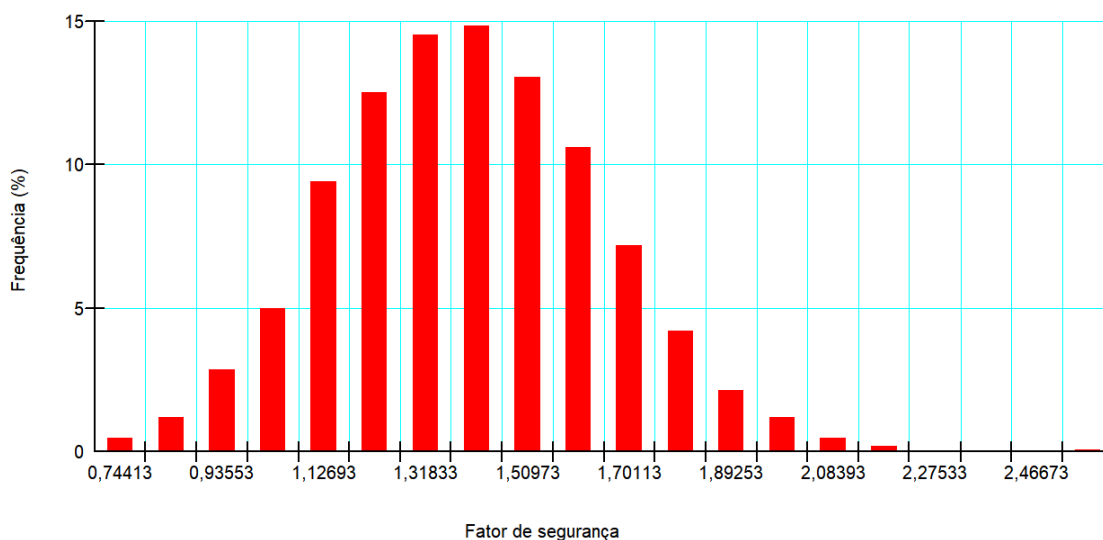
(a) Sem correlação



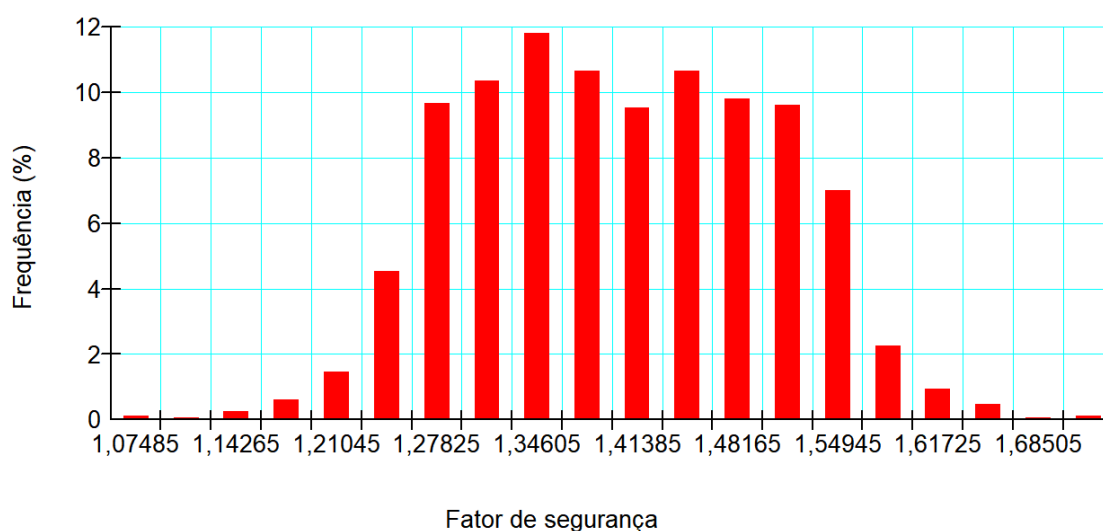
(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Figura 35 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de jusante, Método dos Elementos Finitos



(a) Sem correlação



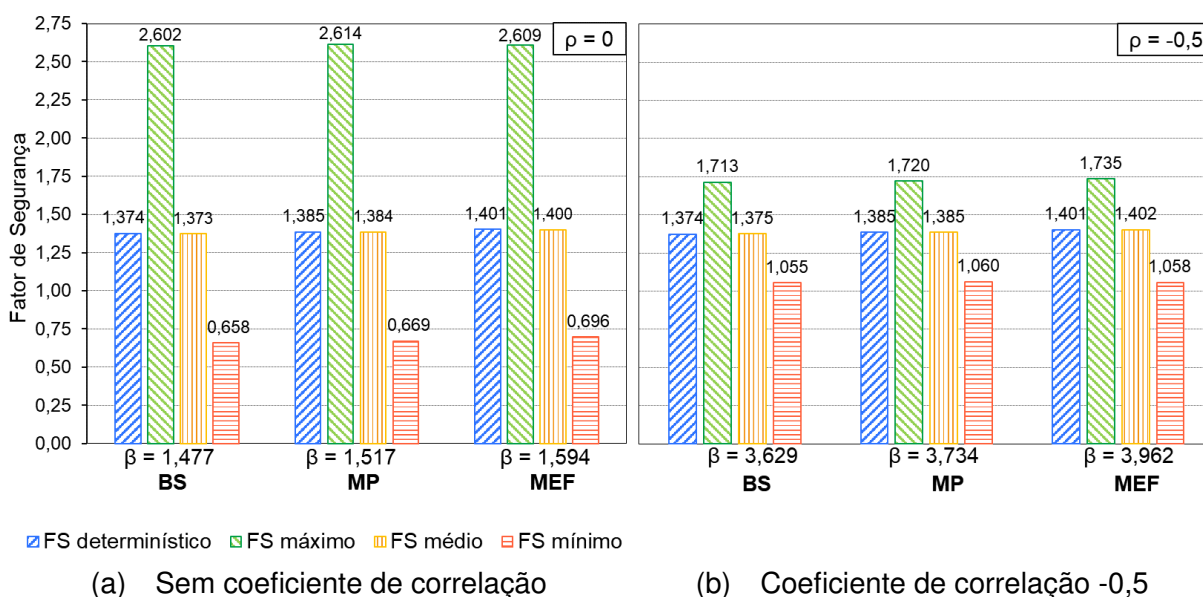
(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Como resultado da consideração da correlação, a distribuição normal do Fator de Segurança tem sua característica de simetria alterada. Esta alteração tem como justificativa a inserção de uma relação linear entre os parâmetros, que condiciona os valores aleatórios de c' e ϕ' obtidos na simulação a estarem linearmente dependentes entre si.

A Fig. 36 apresenta o resultado dos FS determinísticos, mínimos, médios e máximos obtidos para o talude de jusante em função de cada método determinístico utilizado.

Figura 36 – Fatores de segurança – método de Monte Carlo, talude de jusante



Fonte: Elaboração própria.

Para o talude de jusante, sem a correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$, foram obtidos os valores médios de FS de 1,373, 1,384 e 1,400 pelos métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Para a análise com correlação, foram obtidos os valores de 1,375, 1,385 e 1,402, sendo muito próximos ao valor anteriormente determinado. Observa-se ainda a redução do Fator de Segurança máximo e aumento do Fator de Segurança mínimo.

A Tabela 24 apresenta o resumo dos resultados obtidos para o talude de jusante através do método de Monte Carlo.

Tabela 24 – Resumo – talude de jusante, método da simulação de Monte Carlo

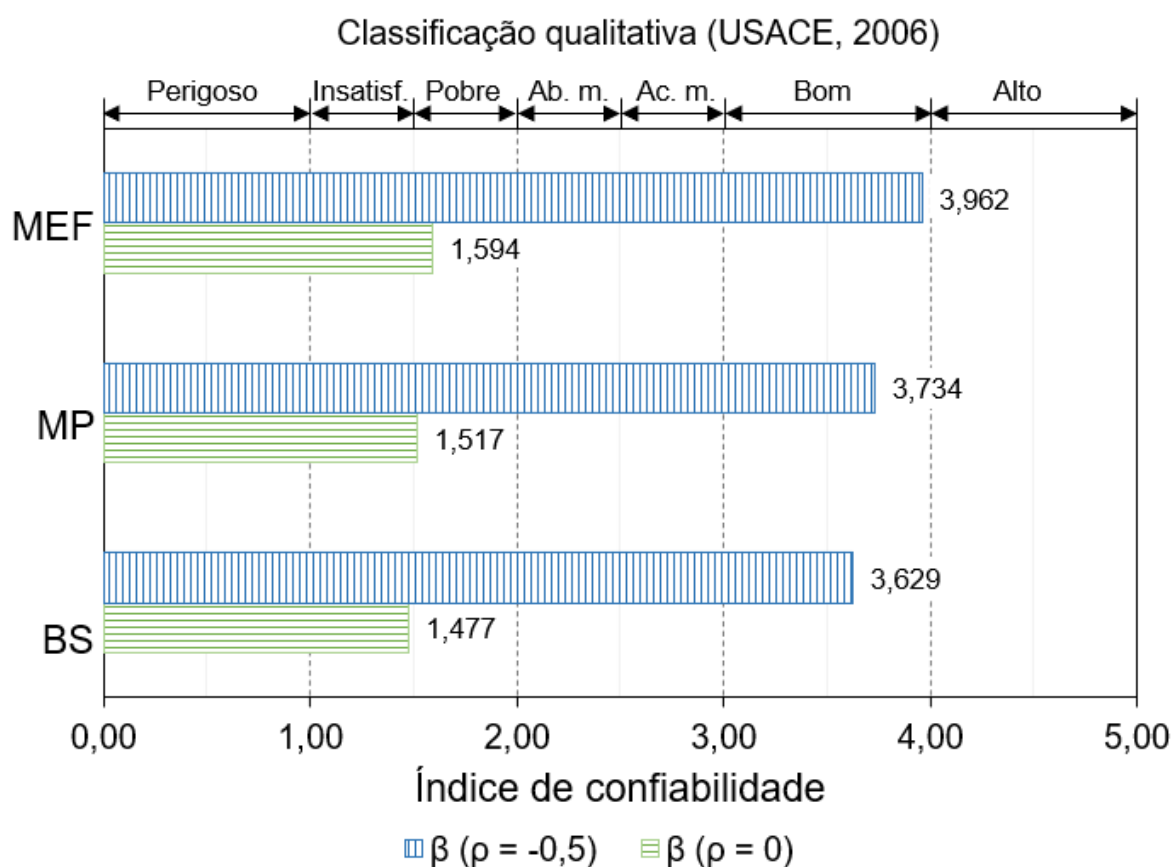
	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
FS_{det}	1,374		1,385		1,401	
$FS_{máx}$	2,602	1,713	2,614	1,720	2,609	1,735
$E[FS]$	1,373	1,375	1,384	1,385	1,400	1,402
$FS_{mín}$	0,658	1,055	0,669	1,060	0,696	1,058
$V[FS]$	0,060	0,011	0,064	0,011	0,027	0,010
β	1,477	3,629	1,517	3,734	1,594	3,962
p_f	6,267%	0,000%	5,997%	0,000%	5,267%	0,000%

Fonte: Elaboração própria.

A probabilidade de falha obtida respectiva a estes métodos foi de 6,267%, 5,997% e 5,267%, superior ao recomendado por Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018). Para a análise com correlação, a probabilidade de falha obtida foi de 0,000% para todos os métodos determinísticos, uma vez que todos os valores de FS_{min} obtidos foram superiores a 1.

A Fig. 37 ilustra a variação no índice de confiabilidade decorrente da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$.

Figura 37 – Variação no índice de confiabilidade – talude de jusante, método de Monte Carlo



Fonte: Elaboração própria.

O índice de confiabilidade obtido para a análise sem correlação tem valores respectivos de 1,477, 1,517 e 1,594, sendo inferior aos valores mínimos recomendados para barragens, ainda de acordo com Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) e correspondente ao nível de performance entre perigoso e insatisfatório, de acordo com a classificação proposta pela USACE (2006).

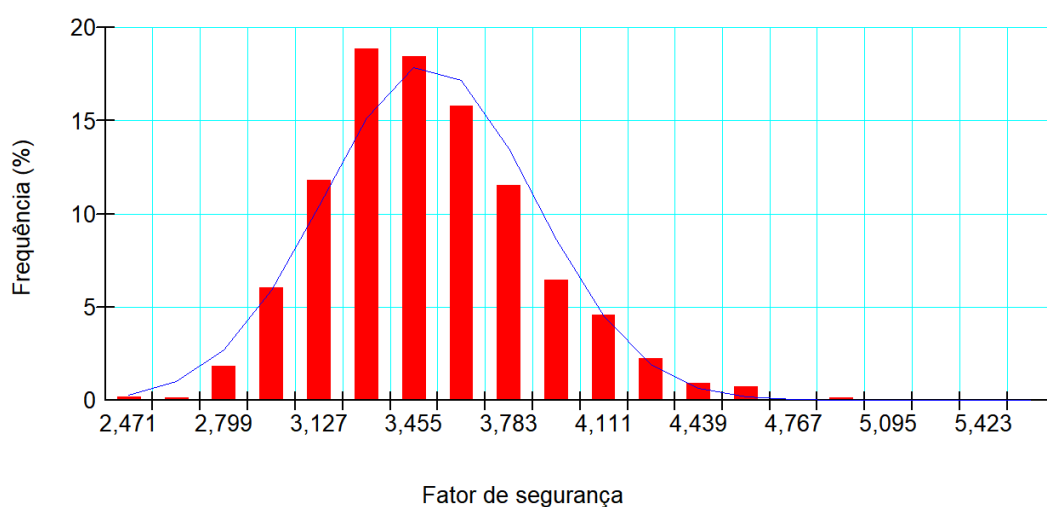
A consideração da correlação entre $c' - \phi'$ teve como resultado o aumento do índice de confiabilidade, com valores respectivos de 3,629, 3,734 e 3,962. O aumento de β , em relação aos obtidos sem a correlação, corresponde a 145,74%, 146,11% e 148,56% respectivamente. Estes valores estão dentro do intervalo proposto por

Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) para barragens, e corresponde ao nível de performance entre acima da média e bom pela classificação proposta pela USACE (2006).

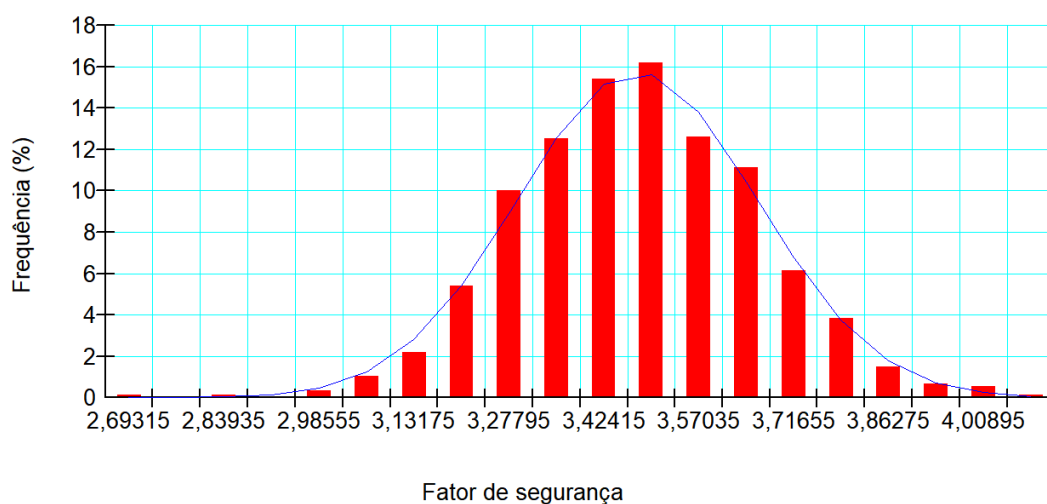
4.2.3.2 Resultados – Talude de montante

Os gráficos de função de densidade de probabilidade do FS, gerados a partir do pacote GeoStudio, estão apresentados nas Fig. 38, 38 e 38.

Figura 38 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Bishop Simplificado



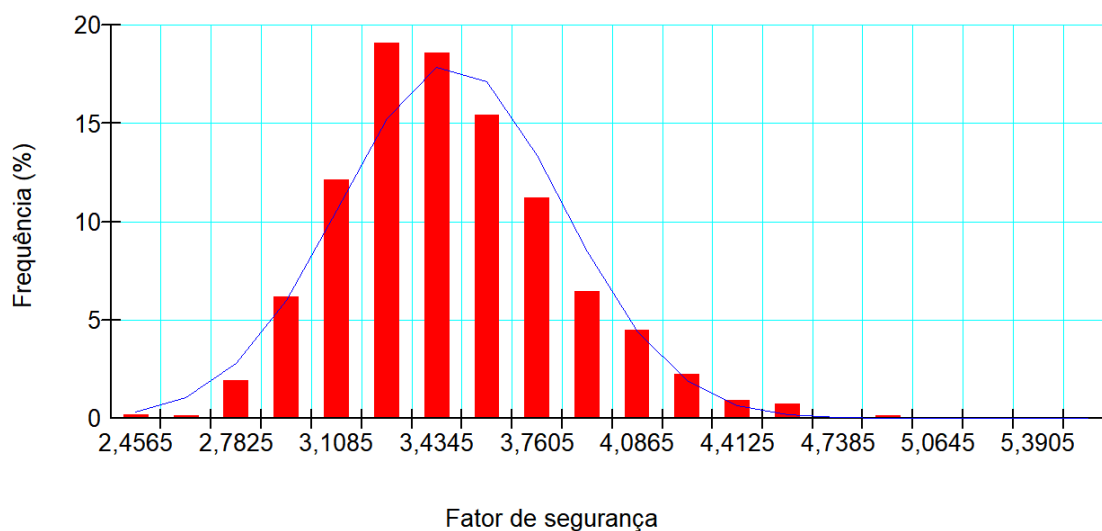
(a) Sem correlação



(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Figura 39 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Morgenstern-Price



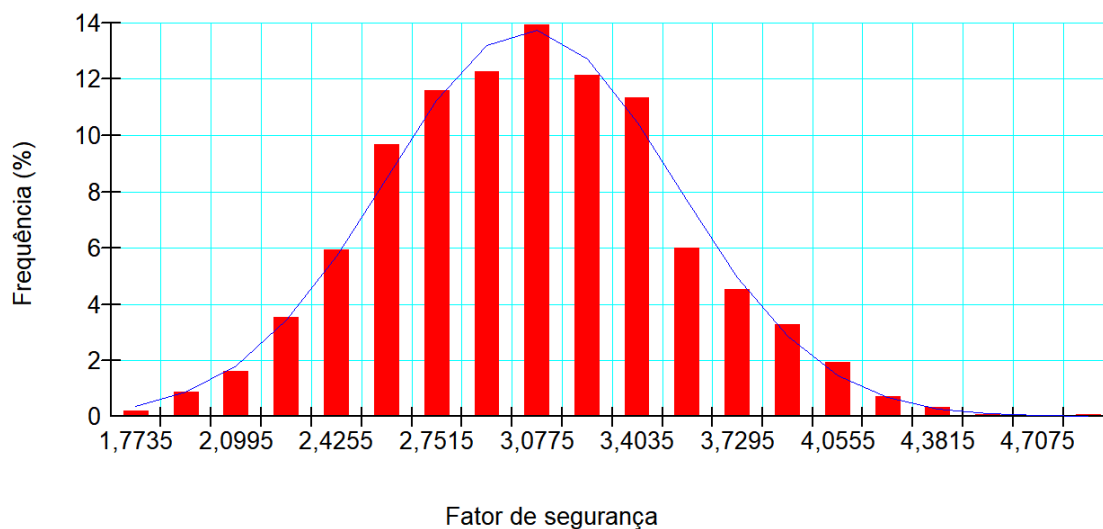
(a) Sem correlação



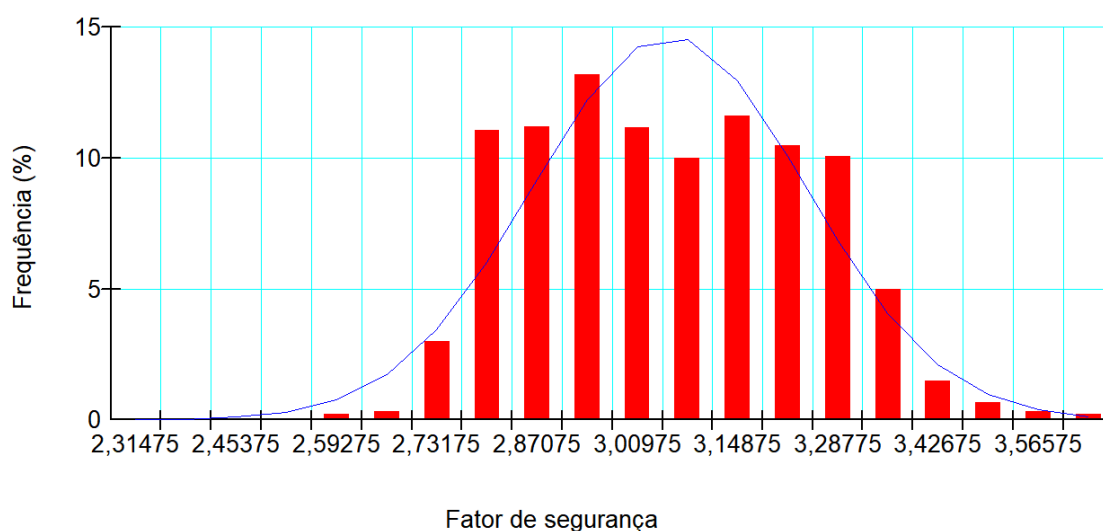
(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Figura 40 – Função de densidade de probabilidade do FS – talude de montante, Método dos Elementos Finitos



(a) Sem correlação



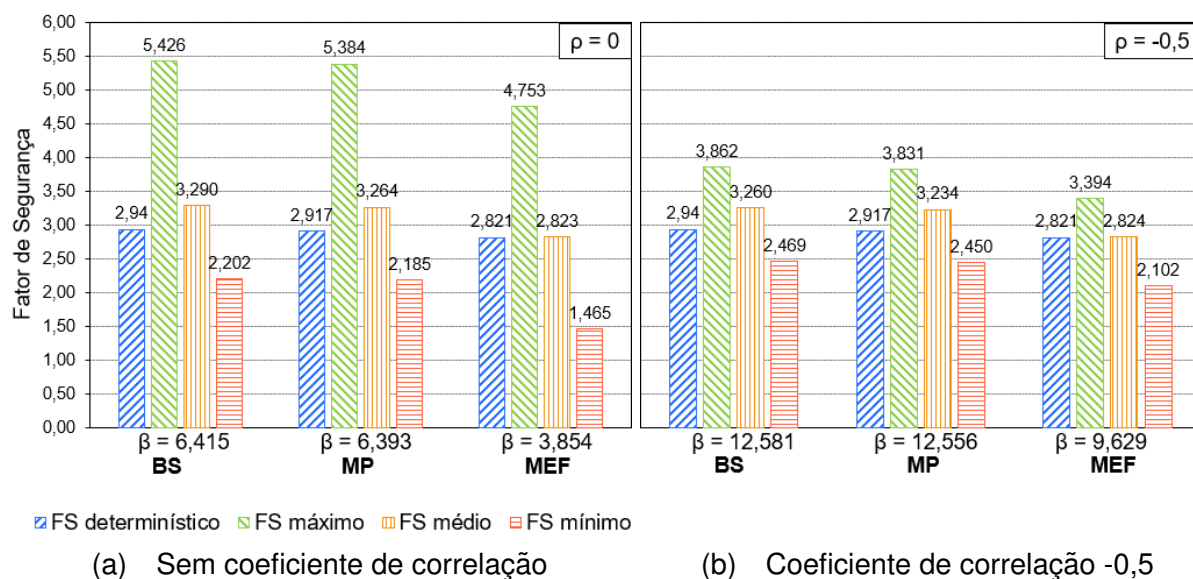
(b) Coeficiente de correlação -0,5

Fonte: Elaboração própria.

Como resultado da consideração da correlação, a distribuição normal do Fator de Segurança tem sua característica de simetria alterada. Esta alteração tem como justificativa a inserção de uma relação linear entre os parâmetros, que condiciona os valores aleatórios de c' e ϕ' obtidos na simulação a estarem linearmente dependentes entre si.

O resultado dos FS determinísticos, mínimos, médios e máximos obtidos para o talude de montante em função de cada método determinístico utilizado estão apresentados na Fig. 41.

Figura 41 – Fatores de Segurança – método de Monte Carlo, talude de montante



Fonte: Elaboração própria.

Para o talude de montante, foram obtidos os valores médios de FS de 3,290, 3,264 e 2,823 pelos métodos de Bishop Simplificado, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. Para a consideração da correlação $c' - \phi'$, os valores médios de FS foram ligeiramente inferiores aos computados sem esta consideração. A consideração da correlação resultou ainda na diminuição do FS máximo e no aumento do FS mínimo obtido.

O resumo dos resultados obtidos para o talude de montante através do método de Monte Carlo está apresentado na Tabela 25.

Tabela 25 – Resumo – talude de montante, método da simulação de Monte Carlo

	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
FS_{det}	2,940		2,917		2,821	
$FS_{máx}$	5,426	3,862	5,384	3,831	4,753	3,394
$E[FS]$	3,290	3,260	3,264	3,234	2,823	2,822
$FS_{mín}$	2,202	2,469	2,185	2,450	1,465	2,102
$V[FS]$	0,127	0,032	0,125	0,032	0,224	0,036
β	6,415	12,581	6,393	12,556	3,854	9,629
p_f	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%

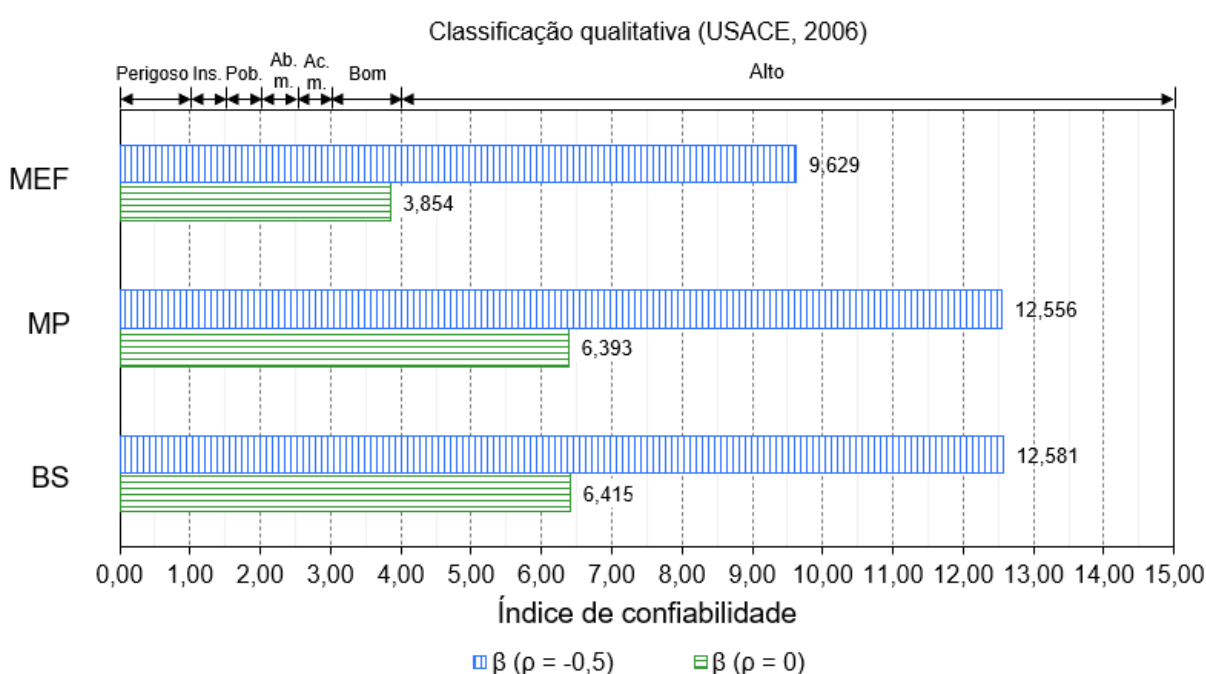
Fonte: Elaboração própria.

A consideração da correlação no talude de montante teve como resultado uma diminuição nos valores de Fator de Segurança médio e máximo, em todos os métodos determinísticos empregados.

Em todas as análises realizadas, a probabilidade de falha computada pelo método foi de 0,000%, em função do FS mínimo ser superior à unidade. O valor computado de p_f encontra-se dentro da faixa recomendada por Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018).

A variação no índice de confiabilidade decorrente da consideração da correlação entre os parâmetros $c' - \phi'$ está apresentada na Fig. 42.

Figura 42 – Variação no índice de confiabilidade – talude de montante, método de Monte Carlo



Fonte: Elaboração própria.

Os valores de índice de confiabilidade obtidos foram de 6,415, 6,393 e 3,854 respectivamente. Estes valores se encontram acima da faixa recomendada para barragens, de acordo com Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018). Os valores obtidos pelos métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price apresentam nível de performance alto conforme classificação da USACE (2006). O valor obtido pelo MEF corresponde ao nível de performance bom.

O índice de confiabilidade apresentou maior variação quanto à consideração da correlação. O aumento de β foi de 96,11%, 96,40% e 149,86% para os métodos de Bishop, Morgenstern-Price e Elementos Finitos, respectivamente. A classificação quanto ao nível de performance, em função do proposto por Dell'Avanzi e Sayão (1998

apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) e USACE (2006) foi considerada alta em todos os métodos determinísticos empregados. A maior confiabilidade deste talude é justificada pela pressão exercida pelo reservatório ser favorável a sua estabilidade.

4.3 Análise dos resultados

O resultado final da avaliação probabilística para o talude de jusante, obtida através dos métodos probabilísticos FOSM, Estimativas Pontuais e Monte Carlo, está apresentado na Tabela 26.

Tabela 26 – Resumo das análises probabilísticas – talude de jusante

Método d.	Correlação $c' - \phi'$	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
		$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
	$E[FS]$	1,373		1,381		1,371	
FOSM	$V[FS]$	0,062	0,060	0,061	0,059	0,055	0,053
	β	1,495	1,517	1,547	1,571	1,580	1,606
	p_f	6,751%	6,459%	6,090%	5,805%	5,702%	5,417%
	$E[FS]$	1,382	1,374	1,402	1,396	1,386	1,384
MEP	$V[FS]$	0,077	0,048	0,067	0,043	0,067	0,020
	β	1,374	1,711	1,552	1,916	1,492	2,684
	p_f	8,477%	4,355%	6,028%	2,770%	6,782%	0,364%
	$E[FS]$	1,373	1,375	1,384	1,385	1,400	1,402
MSMC	$V[FS]$	0,060	0,011	0,064	0,011	0,027	0,010
	β	1,477	3,629	1,517	3,734	1,594	3,962
	p_f	6,267%	0,000%	5,997%	0,000%	5,267%	0,000%

Fonte: Elaboração própria.

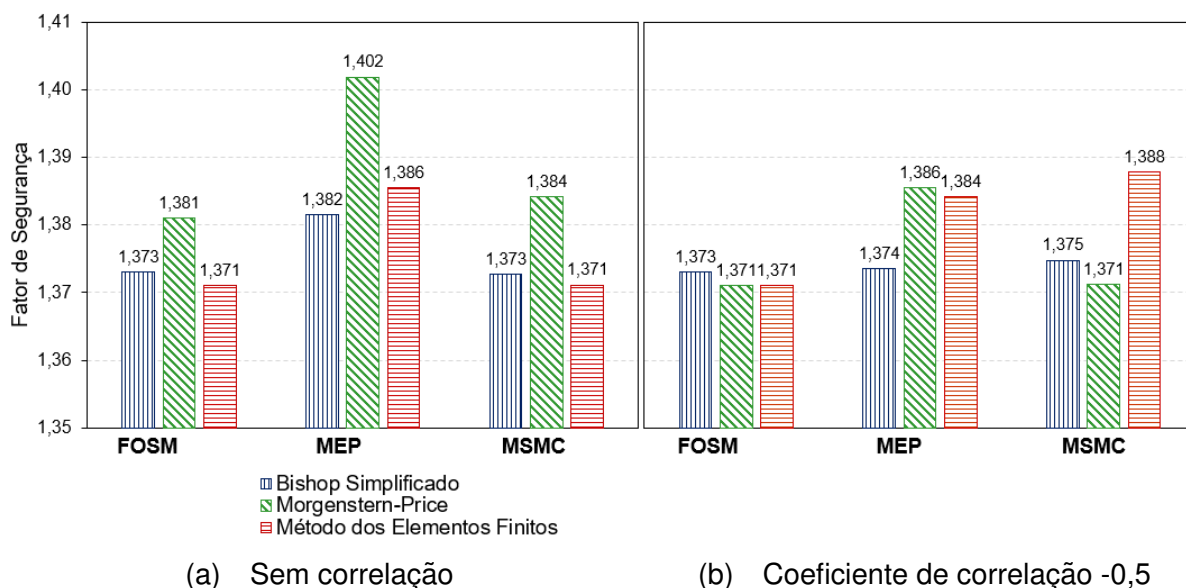
Para a análise sem a correlação entre parâmetros, os valores de probabilidade de falha obtidos foram semelhantes entre os métodos. O maior valor obtido foi através do Método das Estimativas Pontuais pelo método de Bishop Simplificado, com valor de 8,477%. Este valor está associado à maior variância obtida nesta combinação.

A consideração da correlação teve resultados distintos nos três métodos probabilísticos empregados. Para o método FOSM, esta consideração resultou em diminuição média de 1,56% nos valores de probabilidade de falha. Para o método das Estimativas Pontuais, esta diminuição teve valores próximos entre si, para os métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price, com valores respectivos de 48,62%, 54,05%. Para esta análise por Elementos Finitos, a redução na probabilidade de falha foi de 94,63%. Esta variação pode estar associada a densidade da malha não estar adequada para

conduzir a probabilidades de falha estáveis. Por fim, a consideração da correlação pelo Método de Monte Carlo resultou em valores de probabilidade de falha igual a zero, visto o mínimo valor de FS obtido ser superior à unidade.

Na Fig. 43 estão apresentados os valores médios de FS obtidos através dos métodos probabilísticos empregados para o talude de jusante.

Figura 43 – Valores médios de FS obtidos por métodos probabilísticos, talude de jusante



Os valores médios de FS obtidos através dos métodos FOSM e Estimativas Pontuais apresentaram proximidade entre si, com diminuição no valor obtido através do método de Morgenstern-Price.

Para o método de Monte Carlo, os valores médios de FS foram inferiores aos métodos ditos simplificados. Este acréscimo no valor de FS pode ser justificado pelo funcionamento do método ser baseado em sorteios aleatórios para as variáveis de entrada. Sendo assim, para um novo conjunto de simulações realizadas, podem ser obtidos valores distintos de FS que venham a alterar o valor médio. Acrescenta-se ainda o número de iterações realizadas inferior ao número necessário para um nível de confiança de 95%, em função do tempo de processamento. A diminuição das iterações pode ter como resultado a diferença entre valores obtidos pelo método de Monte Carlo.

Em comparação entre os valores médios de FS obtidos probabilisticamente pelo Método de Monte Carlo e os valores determinísticos (utilizados como FS médio) pelo método FOSM, percebe-se que estes possuem grande proximidade entre si. No entanto, estes valores não correspondem ao FS mínimo recomendado por Carvalho e Paschoalin (2004), de 1,5 para reservatório em regime permanente de operação.

Os valores obtidos de probabilidade de falha e índice de confiabilidade também são inferiores aos recomendados por Dell'Avanzi e Sayão (1998 apud ARAUJO; SAYÃO,

2018) para barragens. Este fato se deve principalmente aos valores adotados de coeficiente de variação, com base em recomendações obtidas em literatura, e por consequência maior variância dos parâmetros geotécnicos.

Os resultados da análise probabilística para o talude de montante estão apresentados na Tabela 27.

Tabela 27 – Resumo das análises probabilísticas – talude de montante

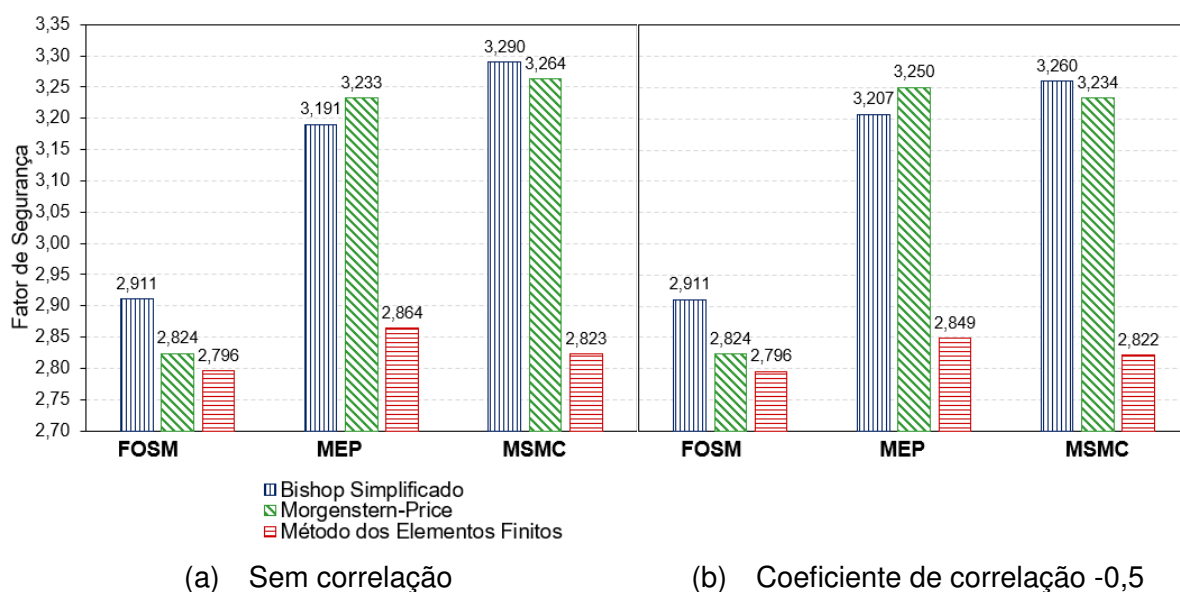
Método d.	Correlação $c' - \phi'$	Bishop Simplificado		Morgenstern-Price		MEF	
		$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$	$\rho = 0$	$\rho = -0,5$
	$E[FS]$	2,911		2,824		2,796	
FOSM	$V[FS]$	0,250	0,242	0,256	0,248	0,221	0,213
	β	3,818	3,882	3,606	3,665	3,824	3,888
	p_f	0,007%	0,005%	0,016%	0,012%	0,007%	0,005%
MEP	$E[FS]$	3,191	3,207	3,233	3,250	2,864	2,849
	$V[FS]$	0,513	0,300	0,526	0,307	0,300	0,163
	β	3,059	4,029	3,078	4,060	3,403	4,582
MSMC	p_f	0,111%	0,003%	0,104%	0,002%	0,033%	0,000%
	$E[FS]$	3,290	3,260	3,264	3,234	2,823	2,822
	$V[FS]$	0,127	0,032	0,125	0,032	0,224	0,036
	β	6,415	12,581	6,396	12,556	3,854	9,629
	p_f	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%	0,000%

Fonte: Elaboração própria.

Para o talude de montante, a utilização dos três métodos probabilísticos resultou em valores de probabilidade de falha semelhantes entre si. O método das Estimativas Pontuais apresentou maior redução significativa na p_f em decorrência da correlação entre parâmetros. Dentre os métodos probabilísticos, destaca-se o aumento da confiabilidade resultante da Simulação de Monte Carlo.

A Fig. 44 apresenta, em resumo, os valores médios de FS obtidos através dos métodos probabilísticos empregados para o talude de montante.

Figura 44 – Valores médios de FS obtidos por métodos probabilísticos, talude de montante



A análise probabilística do talude de montante sem a consideração da correlação $c' - \phi'$ forneceu valores médios de FS e variância próximos entre si pelos métodos das Estimativas Pontuais e Simulação de Monte Carlo. O método FOSM resultou em menores valores médios de FS, e ainda, apresentou menor acréscimo na confiabilidade decorrente da consideração entre os parâmetros $c' - \phi'$.

Em se tratando de valores médios de FS com a correlação, percebe-se o decréscimo neste pelo MSMC. Para o Método das Estimativas Pontuais, ocorre o acréscimo no FS médio, para os métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price, e decréscimo para a análise com Elementos Finitos.

Pela observação das Tabelas 26 e 27, ressalta-se que das quatro informações apresentadas (relativas ao valor médio, variância, índice de confiabilidade e probabilidade de falha) apenas o valor médio seria obtido em análises determinísticas convencionais. Estas informações permitem a quantificação das incertezas inerentes às análises geotécnicas e complementam o resultado de FS.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho teve como objetivo a avaliação da estabilidade dos taludes de montante e jusante de uma barragem de terra de pequeno porte, localizada no interior do município de Alegrete – RS, por meio de métodos determinísticos e probabilísticos. Foram utilizados três métodos determinísticos, sendo dois destes baseados em equilíbrio limite (Bishop Simplificado e Morgenstern-Price) e tensão-deformação, por meio do Método dos Elementos Finitos.

A análise determinística da estabilidade resultou em valores similares de FS entre os métodos de Bishop Simplificado e Morgenstern-Price, indicando a proximidade entre as superfícies críticas determinadas por estes métodos. Para ambos os taludes, a análise por Elementos Finitos apresentou menor valor de FS, em decorrência do maior rigor deste. O talude de montante apresentou valores de FS superiores ao mínimo apresentado por Carvalho (2011). O talude de jusante, no entanto, não possui FS condizente com a situação de regime permanente.

Para a análise probabilística, foram utilizados três métodos, sendo dois destes ditos aproximados (FOSM e Estimativas Pontuais) e um rigoroso, pelo Método de Simulação de Monte Carlo.

Para a execução do método FOSM, foram necessárias $n + 1 = 4$ análises determinísticas, em função das $n = 3$ variáveis de entrada. Para esta configuração, o método apresenta execução rápida e simples, tendo como resultado a variância do Fator de Segurança. Como vantagem deste método, destaca-se a obtenção direta da contribuição de cada variável na segurança total do talude analisado. Esta análise prévia da contribuição de cada variável permite a seleção de quais variáveis podem ser tratadas como constantes, de forma a reduzir o número de análises determinísticas e conseqüentemente o tempo despendido sem a diminuição da confiabilidade dos resultados.

O método das Estimativas Pontuais foi realizado com $2^n = 8$ análises determinísticas. Em função do número exponencial de análises necessárias, o método possui esta limitação quanto a aplicabilidade prática. Em geral, os resultados obtidos através deste método foram semelhantes aos reportados pelo método FOSM, com a vantagem sobre este de possuir conceituação teórica mais intuitiva.

O Método de Monte Carlo tem como maior vantagem a obtenção direta da distribuição da função de densidade de probabilidade do FS, de onde são obtidos os valores de mínimo e máximo resultantes da simulação. Estes dados permitem um entendimento mais abrangente quanto ao comportamento probabilístico do FS e as alterações decorrentes da consideração da correlação entre variáveis. Como desvantagem, o método apresenta um número elevado de simulações necessárias para garantir a convergência do FS.

A avaliação da correlação entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento conduziu ao aumento do índice de confiabilidade e conseqüente diminuição da probabilidade de falha. O Método de Monte Carlo apresentou maior sensibilidade à esta variação, visto que para cada iteração é realizado um novo sorteio entre estes valores. Para os métodos indiretos, FOSM e Estimativas Pontuais, a correlação é considerada de forma secundária, respectivamente pelo acréscimo na variância do FS e na distância entre pontos de estimativa, demandando pouco esforço adicional. Em contrapartida, é necessário um volume de dados obtidos em laboratório suficientemente grande para garantir a correlação destes parâmetros e obter estimativas mais precisas quanto ao índice de confiabilidade e probabilidade de falha.

A seleção do método probabilístico a ser empregado na avaliação da estabilidade de taludes está condicionada ao tempo e ao número de variáveis aleatórias de entradas envolvidas na modelagem do problema. Os métodos indiretos possuem maior aplicabilidade, principalmente no que diz respeito a taludes homogêneos, caso da seção transversal da barragem analisada. O custo computacional do Método de Monte Carlo é justificável em obras geotécnicas onde diversos parâmetros sejam tratados como variáveis e/ou seja necessário a avaliação de gestão de risco em função de vidas perdidas e perdas econômicas maiores.

De forma geral, foram obtidos valores de probabilidade de falha superiores com o método das Estimativas Pontuais para ambos os taludes. A análise probabilística realizada por Fabricio (2006) teve como resultado valores superiores de variância e probabilidade de falha pelo método FOSM em comparação ao método das Estimativas Pontuais. Conclusões semelhantes foram obtidas por Ribeiro (2008) e Araujo (2018). No presente trabalho, o método utilizado para a aproximação das derivadas parciais utilizadas no método FOSM e os valores de coeficiente de variação selecionados para os parâmetros podem justificar esta divergência. Os valores médios de COV propostos por Sandroni e Sayão (1992 apud ARAUJO; SAYÃO, 2018) indicam uma elevada dispersão nos parâmetros de resistência ao cisalhamento, cuja variância corresponde a aproximadamente 97% da variância total do FS (análise obtida pelo método FOSM). Nesse sentido, conforme sugerido por Araujo (2018), deve ser estudada a relação entre os métodos e a possibilidade da existência de um padrão geral nos resultados das análises probabilística aplicadas à estabilidade de taludes.

Ressalta-se ainda que os valores de probabilidade de falha computados para o talude de jusante tratam-se de uma estimativa baseada em valores médios, obtidos a partir do projeto básico da barragem, e variâncias selecionadas a partir de valores reportados na literatura. Estes valores de probabilidade, embora estejam fora da faixa recomendada para barragens, não refletem necessariamente uma condição iminente de ruptura.

Em suma, a análise probabilística de estabilidade de taludes fornece um pa-

norma mais amplo das condições de segurança as quais a barragem está sujeita. Pela avaliação do índice de confiabilidade e probabilidade de falha, em complemento ao Fator de Segurança determinístico, podem ser conduzidas análises adicionais de gestão de risco do empreendimento.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como continuidade da temática desta pesquisa, são sugeridos:

- A obtenção de novos valores *in loco* para os parâmetros considerados como variáveis neste trabalho: peso específico, coesão e ângulo de atrito efetivos;
- Avaliação da consideração do material da fundação na análise de percolação e estabilidade dos taludes;
- Utilização dos métodos probabilísticos para avaliação da estabilidade dos taludes em diferentes estágios de carregamento da barragem, tais como rebaixamento rápido e final de construção;
- A utilização dos métodos probabilísticos aplicados à demais obras geotécnicas de interesse, como a estabilidade de taludes de rodovias e muros de arrimo e a previsão de recalques em aterros e fundações.

REFERÊNCIAS

- ABRAMSON, L. W. et al. **Slope stability and stabilization methods**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2002. 712 p.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ÁGUAS. **Diretrizes para elaboração de projetos de barragens**. Brasília, 2016. 156 p. Disponível em: <http://www.snisb.gov.br/portal/snisb/downloads/volume-v-diretrizes-para-a-elaboracao-de-projetos-de-barragens/view>.
- _____. **Guia Prático de Pequenas Barragens**. Brasília, 2016. 120 p. Manual do Empreendedor sobre Segurança de Barragens. Disponível em: <http://www.snisb.gov.br/portal/snisb/downloads/volume-viii-guia-pratico-de-pequenas-barragens>.
- _____. **Relatório de Segurança de Barragens**. Brasília, 2019. 69 p. Disponível em: <http://www.snisb.gov.br/portal/snisb/relatorio-anual-de-seguranca-de-barragem/2019>.
- AGROTOP – Agroplanejamento e Topografia. **Projeto básico e memorial descritivo – Barragem de terra**. 2015.
- ALBERTI, M. E. **Um estudo de percolação em barragens de terra, em regimes permanente e transiente, com a aplicação do método de elementos finitos**. 145 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1988. Disponível em: <http://hdl.handle.net/10183/1330>. Acesso em: 19 jul. 2020.
- ALONSO, E. E. Risk analysis of slopes and its application to slopes in canadian sensitive clays. **Geotechnique**, v. 26, n. 3, p. 453–472, 1976.
- ANG, A. H. S.; TANG, W. H. **Probability concepts in Engineering: emphasis on applications to civil and environmental engineering**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2006. 432 p.
- APAZA, M. A. F.; BARROS, J. M. C. Análise probabilística de estabilidade de taludes pelo Método de Monte Carlo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 17., 2014, Goiânia. **Anais....** Goiânia: COBRAMSEG, 2014. p. 1–8.
- ARAUJO, M. B. **Considerações sobre análises probabilísticas de estabilidade de taludes de barragem**. 65 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2018. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=35873@1>. Acesso em: 15 mar. 2020.
- ARAUJO, M. B.; SAYÃO, A. S. F. J. Análise probabilística da estabilidade da barragem de Santa Branca. **Revista Brasileira de Engenharia de Barragens**, v. 6, n. 1, p. 6–12, 2018.
- AYSEN, A. **Soil mechanics: basic concepts and engineering applications**. [S.l.]: CRC Press, 2002.
- BAECHER, G. B. **Geotechnical risk analysis user's guide**. [S.l.], 1987. United States. Federal Highway Administration.

_____. Uncertainty in dam safety risk analysis. **Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards**, Taylor & Francis, v. 10, n. 2, p. 92–108, 2016.

BAECHER, G. B.; CHRISTIAN, J. T. **Reliability and Statistics in Geotechnical Engineering**. England: John Wiley & Sons, 2003. 618 p.

BARDET, J. P. **Experimental Soil Mechanics**. New Jersey: Pearson Prentice Hall, 1997. 579 p.

BISHOP, A. W. The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. **Géotechnique**, v. 5, n. 1, p. 7–17, 1955. Disponível em: <<https://doi.org/10.1680/geot.1955.5.1.7>>.

BRASIL. Lei nº 12.334, de 20 de setembro de 2010. estabelece a Política Nacional de Segurança de Barragens destinadas à acumulação de água para quaisquer usos, à disposição final ou temporária de rejeitos e à acumulação de resíduos industriais, cria o Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens e altera a redação do art. 35 da Lei nº 9.433, de 8 de janeiro de 1997, e do art. 4º da Lei nº 9.984, de 17 de julho de 2000. **Diário Oficial [da] República Federativa do Brasil**, Brasília, DF, 2010. Disponível em: <http://www.planalto.gov.br/ccivil_03/_Ato2007-2010/2010/Lei/L12334.htm>.

_____. Lei nº 12.334, de 20 de setembro de 2010. altera a lei nº 12.334, de 20 de setembro de 2010, que estabelece a Política Nacional de Segurança de Barragens (PNSB), a lei nº 7.797, de 10 de julho de 1989, que cria o Fundo Nacional do Meio Ambiente (FNMA), a lei nº 9.433, de 8 de janeiro de 1997, que institui a Política Nacional de Recursos Hídricos, e o Decreto-Lei nº 227, de 28 de fevereiro de 1967 (Código de Mineração). **Diário Oficial [da] República Federativa do Brasil**, Brasília, DF, 2020. Disponível em: <<https://www.in.gov.br/en/web/dou/-/lei-n-14.066-de-30-de-setembro-de-2020-280529982>>.

BRINKGREVE, R. et al. Plaxis 2d reference manual. **Delft University of Technology and PLAXIS bv The Netherlands**, 2021. Disponível em: <<https://communities.bentley.com/products/geotech-analysis/w/plaxis-soilvision-wiki/46137/manuals---plaxis>>. Acesso em: 28 abr. 2021.

BROADDUS, M. R. **Performing a steady-state seepage analysis using SEEP/W: A primer for engineering students**. Dissertação (Masters in Science in Civil Engineering) — University of Louisville, Louisville, 2015.

CAO, Z.; WANG, Y.; LI, D. **Probabilistic approaches for geotechnical site characterization and slope stability analysis**. [S.l.]: Springer-Verlag Berlin, 2017. 202 p. Recurso Online.

CAPUTO, H. P. **Mecânica dos solos e suas aplicações: Fundamentos**. 6a. ed. Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos, 1988.

_____. **Mecânica dos solos e suas aplicações: mecânica das rochas, fundações e obras de terra**. 7. ed. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2015. v. 2. 555 p. Recurso Online.

CARVALHO, D. de. **Barragens: Uma introdução para graduandos**. Campinas, Faculdade de Engenharia Agrícola: Universidade Estadual de Campinas, 2011.

CARVALHO, D. de; PASCHOALIN, F. J. A. Estudo da estabilidade de pequenas barragens de terra compactadas em três teores de umidade. **Exacta**, São Paulo, p. 55–68, nov. 2004. Uninove.

CHENG, Y. M.; LAU, C. K. **Slope stability analysis and stabilization: new methods and insights**. New York: Routhledge, 2008. 241 p. Recurso Online.

CHRISTIAN, J. T.; LADD, C. C.; BAECHER, G. B. Uncertainty in dam safety risk analysis. **Journal of Geotechnical Engineering**, v. 120, n. 12, p. 2180–2207, dec. 1994. American Society of Civil Engineers (ASCE).

CHUQUIMUNI, R. A. A. **Análise numérica do alteamento de barragens de terra**. 165 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

COSTA, E. A. da. **Avaliação de ameaças e risco geotécnico aplicados à estabilidade de taludes**. 160 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Universidade Federal de Porto Alegre - Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, 2005. Disponível em: <<http://hdl.handle.net/10183/6150>>. Acesso em: 18 jun. 2020.

DAS, B. M. **Fundamentos da Engenharia Geotécnica**. 6. ed. São Paulo: Thomson, 2007. Tradução da 6. ed norte-americana.

DESAI, C.; CHRISTIAN, J. T. **Numerical Methods in Geotechnical Engineering**. McGraw-Hill, 1977. (McGraw-Hill Series in Industrial Engineering and Management). ISBN 9780070165427. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=-YtPAQAAIAAJ>>.

DUNCAN, J. M. Factors of safety in reliability in geotechnical engineering. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 126, n. 4, p. 307–316, apr. 2000. American Society of Civil Engineers (ASCE). Disponível em: <[http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9410\(1994\)120:12\(2180\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9410(1994)120:12(2180))>.

DUNCAN, J. M.; WRIGHT, S. G.; BRANDON, T. L. **Soil strenght and slope stability**. 2. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2014. 336 p.

EINSTEIN, H.; BAECHER, G. Probabilistic and statistical methods in engineering geology I. problem statement and introduction to solution. In: **Rock Mechanics, Supplementum**. [S.l.: s.n.], 1982. p. 47–61. ISBN 978-3-211-81697-4.

EL-RAMLY, H. **Probabilistic analyses of landslide hazards and risks: bridging theory and practice**. 382 f. Tese (Doctor of Philosophy in Geotechnical Engineering) — Faculty of graduate studies and research, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta, Edmonton, 2001.

EL-RAMLY, H.; MORGENSTERN, N.; CRUDEN, D. Probabilistic slope stability analysis for practice. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 39, p. 665–683, 06 2002.

ELETROBRÁS. **Comitê Brasileiro de Barragens – Critérios de projeto civil de usinas hidrelétricas**. Brasília, 2003. 278 p. Disponível em: <<https://eletrobras.com/pt/Paginas/Manuais-e-Diretrizes-para-Estudos-e-Projetos.aspx>>. Acesso em: 29 abr. 2020.

EUCLYDES, H. P.; FERREIRA, P. A.; FARIA FILHO, R. F. R. Atlas digital das águas de minas: Roteiro básico para o dimensionamento de pequenas barragens de terra no estado de mg. **Viçosa: UFV, DEA**, 2005.

FABER, M. H. **Statistics and probability theory**: in pursuit of engineering decision support. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2012. v. 18.

FABRICIO, J. V. F. **Análises probabilísticas de estabilidade de taludes e contenções**. 170 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) — Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=8888@1>. Acesso em: 6 jun. 2020.

FELL, R. et al. **Geotechnical engineering of dams**. London: Taylor & Francis, 2005. 924 p.

FELLENIUS, W. **Earth stability calculations assuming friction and cohesion on circular slip surfaces**. [S.l.]: Berlin: Ernst & Sohn, 1927.

FENTON, G. A.; GRIFFITHS, D. V. **Risk assessment in Geotechnical Engineering**. New Jersey: John Wiley & Sons, 2008. 461 p.

FLORES, E. A. F. **Análises probabilísticas da estabilidade de taludes considerando a variabilidade espacial do solo**. 178 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2008. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=12093@1>. Acesso em: 19 set. 2020.

FLORIANO, C. **Mecânica dos solos aplicada**. 1. ed. Porto Alegre: SER- SAGAH, 2017. 263 p. ISBN 9788595020658.

FOSTER, M.; FELL, R.; SPANNAGLE, M. The statistics of embankment dam failures and accidents. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 37, n. 5, p. 1000–1024, oct. 2000. Canadian Science Publishing. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1139/t00-030>.

FREITAS, M. A. C. **Análise de estabilidade de taludes pelos métodos de Morgenstern-Price e Correia**. 178 f. Dissertação (Mestrado Integrado em Engenharia Civil) — Universidade do Porto - Departamento de Engenharia Civil, Porto, 2011. Disponível em: <https://hdl.handle.net/10216/61387>. Acesso em: 15 jul. 2020.

GAIOTO, N. **Introdução ao projeto de barragens de terra e de enrocamento**. São Carlos: EESC-USP, 2006. 126 p.

GATTI, P. L. **Probability theory and mathematical statistics for engineers**. [S.l.]: Taylor & Francis, 2005. 368 p. Recurso Online. ISBN 0-203-30543-4.

GEO-SLOPE. **Seepage modeling with SEEP/W**: An engineering methodology. [S.l.], 2012. Disponível em: <http://downloads.geo-slope.com/geostudioresources/8/0/6/books/seep\%20modeling.pdf?v=8.0.7.6129>. Acesso em: 03 fev. 2020.

GERSCOVICH, D. M. S. **Fluxo em solos saturados**. Rio de Janeiro: Universidade Estadual do Rio de Janeiro, 2011. 169 p. Notas de aula.

_____. **Estabilidade de Taludes (2ª edição)**. São Paulo: Oficina de Textos, 2016. 192 p. ISBN 9788579752476.

GILBERT, R. B. Basic random variables. In: FENTON, G. A. (Ed.). **Probabilistic methods in geotechnical engineering**. New York: Springer, 1996. p. 14–38.

Google Earth Pro. **Vista aérea da barragem de terra – Fazenda Colorado, Alegrete/RS**. 2020. Coordenadas geográficas $29^{\circ}29'02'' S, 56^{\circ}01'21'' W$, Elevação: 83 m, Data de visualização: 08/07/2020.

GRIFFITHS, D.; FENTON, G. A. Probabilistic slope stability analysis by finite elements. **Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 130, n. 5, p. 507–518, 2004.

GRIFFITHS, D. V.; LANE, P. A. Slope stability analysis by finite elements. **Géotechnique**, v. 49, n. 3, p. 387–403, 1999.

HACHICH, W. C. **Seepage-related reliability of embankment dams**. 346 f. Tese (Doctor of Philosophy in Geotechnical Engineering) — Massachusetts Institute of Technology, Department of Civil Engineering, Cambridge, 1981.

HARTFORD, D. N. D.; BAECHEER, G. B. **Risk and Uncertainty in dam safety**. London: Thomas Telford Publishing, 2004. 391 p.

HEAD, K. H.; EPPS, R. J. **Manual of Soil Laboratory Testing: Volume 2: Permeability, shear strength and compressibility tests**. 3rd. ed. Boca Raton: CRC Press LLC, 2014. 512 p.

HONORES, R. J. C. El modelamiento numérico en la resolución de problemas geotécnicos. **Civilizate**, n. 8, p. 57–60, 2016.

HRADILEK, P. J. et al. **Avaliação de pequenas barragens**. 2. ed. Brasília: Bureau of Reclamation, 2002. v. 6. 74 p. Manual de Irrigação.

HUANG, Y. H. **Slope stability analysis by the limit equilibrium method: Fundamentals and methods**. [S.l.: s.n.], 2014.

IÑEGUEZ, J. B. Enhanced limit method for slope stability analysis. **Electronic Journal of Geotechnical Engineering**, v. 21, n. 26, p. 10215–10232, 2016. Disponível em: <https://ejge.com/2016/Ppr2016.0796ma.pdf>. Acesso em: 18 mar. 2021.

JANBU, N. **Slope stability computations, Embankment & Dam Engineering, Casagrande Memorial Volume**. [S.l.]: Wiley, New York, 1973.

KAYSER, M.; GAJAN, S. Application of probabilistic methods to characterize soil variability and their effects on bearing capacity and settlement of shallow foundations: state of the art. **International Journal of Geotechnical Engineering**, Taylor & Francis, v. 8, n. 4, p. 352–364, 2014.

KNAPPETT, J. A.; CRAIG, R. F. **Craig – Mecânica dos Solos**. 8. ed. Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos, 2018. 420 p. Recurso online.

KOTTEGODA, N. T.; ROSSO, R. **Applied Statistics for Civil and Environmental Engineers**. 2. ed. New York: Wiley-Blackwell Publishing, 2008. 736 p.

KRAHN, J. The 2001 R.M. Hardy lecture: The limits of limit equilibrium analyses. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 40, p. 643–660, 06 2003.

Laboratório de Materiais de Construção Civil – LMCC – UFSM. **Ensaio de compactação, granulometria, limites de consistência, permeabilidade e cisalhamento direto**: Certificado de ensaio n. 81908. Santa Maria: [s.n.], 2013.

LACASSE, S.; NADIM, F. Risk and reliability in geotechnical engineering. **International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering**, v. 1, p. 1–103, 12 1998.

LAMBE, T.; WHITMAN, R. **Soil Mechanics**. [S.l.]: Wiley & Sons, 1969. (Series in Soil Engineering).

LIMA, L. S. A. **Uma metodologia para análise probabilística de estabilidade de talude**. 265 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1991. Disponível em: <http://www.coc.ufrj.br/pt/dissertacoes-de-mestrado/91-1991/668-lucia-schmidt-de-andrade-lima>. Acesso em: 14 jul. 2020.

LÓPEZ, C. N. M. **Métodos probabilísticos aplicados na análise da estabilidade de taludes em solo**. 131 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=33136@1>. Acesso em: 15 mai. 2020.

MAFIOLETI, T. R. **Proposta para análise probabilística de estabilidade de barragens de terra por método de confiabilidade estrutural aplicada aos fatores de segurança FS de Janbu e Bishop**. 158 f. Tese (Mestrado Integrado em Engenharia Civil) — Programa de Pós-graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2016.

MAIA, A.; ASSIS, A. Etapas para estudos probabilísticos aplicados a geotecnia. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE JOVENS GEOTÉCNICOS, 1., 2004, São Carlos. **Anais...** São Carlos: SBJG, 2004. p. 1–6.

MAIA, J. A. C. **Métodos Probabilísticos Aplicados à Estabilidade de Taludes e Cavidades em Rocha**. 196 p. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) — Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, 2003.

MARANGON, M. **Barragens de terra e enrocamento**: Apostila de disciplina tópicos em geotecnia e obras de terra. Juiz de Fora: UFJF, 2004. 27 p. Disponível em: http://www.ufjf.br/nugeo/files/2009/11/togot_unid05.pdf. Acesso em: 05 fev. 2020.

_____. **Empuxos de terra**: Apostila de disciplina mecânica dos solos ii. Juiz de Fora: UFJF, 2018. 5 p. Disponível em: <https://www.ufjf.br/nugeo/files/2013/06/Marangon-2018-Cap\%c3\%adtulo-06-Empuxo-2018-at\%c3\%a9-pag-165.pdf>. Acesso em: 24 mar. 2021.

_____. **Resistência ao cisalhamento dos solos**: Apostila de disciplina mecânica dos solos ii. Juiz de Fora: UFJF, 2018. 27 p. Disponível em: <https://www.ufjf.br/nugeo/files/2013/06/MARANGON-2018-Unidade-05-Resist\%c3\%ancia-at\%c3\%a9-pag-136.pdf>. Acesso em: 26 jun. 2020.

MASSAD, F. **Obras de Terra**: Curso básico de geotecnia - com exercícios resolvidos. São Paulo: Oficina de Textos, 2010. 216 p.

MATSUO, M.; KURODA, K. Probabilistic approach to design of embankments. **Soils and Foundations**, The Japanese Geotechnical Society, v. 14, n. 2, p. 1–17, 1974.

MEIRELLES, F. S. C. **Unidade 9: Barragens de terra e enrocamento**. Brasília: [s.n.], 2013. Curso – Segurança de Barragens (Agência Nacional de Águas). Disponível em: https://capacitacao.ana.gov.br/conhecerh/bitstream/ana/110/20/Unidade_9-modulo1.pdf.

MORANO, J. R. **Pequenas barragens de terra**: Metodologia para projetos e obras. São Paulo: CODASP, 2006. 103 p.

MORGENSTERN, N. Managing risk in geotechnical engineering. In: PAN-AMERICAN CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING, 10., 1995, Mexico City. **Proceedings...** Mexico City: Mexican Society of Soil Mechanics, 1995. v. 4, p. 102–126.

MORGENSTERN, N. R.; PRICE, V. E. The analysis of the stability of general slip surfaces. **Géotechnique**, v. 15, n. 1, p. 79–93, 1965. Disponível em: <https://doi.org/10.1680/geot.1965.15.1.791>.

NADIM, F. Tools and strategies for dealing with uncertainty in geotechnics. In: GRIFFITHS, D.; FENTON, G. A. (Ed.). **Probabilistic methods in geotechnical engineering**. New York: Springer, 2007. p. 71–96.

PACHECO, P. G. M. **Análise numérica do fluxo e da estabilidade de uma pilha de lixiviação de minério de cobre**. 129 f. Dissertação (Mestrado) — Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2005. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=7749@1>. Acesso em: 18 mar. 2021.

PERINI, D. S. **Estudo dos processos envolvidos na análise de riscos de barragens de terra**. 128 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) — Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, 2009.

PHOON, K.-K.; KULHAWY, F. H. Characterization of geotechnical variability. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 36, n. 4, p. 612–624, 1999a.

PHOON, K.-K. et al. Soil variability analysis for geotechnical practice. In: INTERNATIONAL WORKSHOP ON CHARACTERISATION AND ENGINEERING PROPERTIES OF NATURAL SOILS, 2., 2006, Singapore. **Proceedings...** Singapore: CRC Press, 2006. v. 2, p. 1–104.

PINTO, C. S. **Curso básico de mecânica dos solos**: 3ª edição com exercícios resolvidos. São Paulo: Oficina de Textos, 2006. 368 p.

RIBEIRO, R. C. H. **Aplicações de probabilidade e estatística em análises geotécnicas**. 161 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2008. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=12963@1>. Acesso em: 24 mar. 2020.

RIO GRANDE DO SUL. Lei nº 2.434, de 23 de setembro de 1954. institui a obrigatoriedade de licenciamento para a construção, por particulares, de barragens destinadas a quaisquer fins, e dá outras providências. **Assembleia Legislativa do Estado do Rio Grande do Sul**, Porto Alegre, RS, 1954. Disponível em: http://www.al.rs.gov.br/legis/M010/M0100099.ASP?Hid_Tipo=TEXT0&Hid_TodasNormas=50682&hTexto=&Hid_IDNorma=50682).

ROSENBLUETH, F. Point estimates for probability moments. In: NATIONAL ACADEMY OF SCIENCE, 10., 1975, Singapore. **Proceedings...** PNAS, 1975. v. 72, p. 3812–3814. Disponível em: <https://doi.org/10.1073/pnas.72.10.3812>).

SANDOVAL, M. A. P. **Análise determinística e probabilística da estabilidade de taludes**. 194 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=21816@1>. Acesso em: 24 mar. 2020.

SARÉ, A. R. **Análise das condições de fluxo na barragem de Curuá-Una, Pará**. 149 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2003. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=3749@1>. Acesso em: 10 set. 2020.

SILVA, C. C. **Análise de estabilidade de um talude da cava de Alegria utilizando abordagem probabilística**. 134 f. Dissertação (Mestrado Profissional em Engenharia Geotécnica) — Núcleo de Geotecnia da Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2015.

SILVA, P. B. A. **Modelagem Probabilística de Parâmetros de Onda para Análise de Estruturas Marítimas**. 58 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2018.

SOONG, T. T. **Fundamentals of probability and statistics for engineers**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2004.

SPENCER, E. A method of analysis of the stability of embankments assuming parallel inter-slice forces. **Geotechnique**, v. 17, n. 1, p. 11–26, 1967. Disponível em: <https://doi.org/10.1680/geot.1967.17.1.11>).

STEPHENS, T. **Manual sobre pequenas barragens de terra**: Guia para a localização, projecto e construção. Roma: FAO, 2011. 120 p. (Publicação da FAO (Food and Agriculture Organization of the United States) sobre Rega e Drenagem, 64). Disponível em: <http://www.fao.org/3/ba0081p/ba0081p.pdf>. Acesso em: 05 fev. 2020.

STRUFALDI, E. G. B. **Retroanálise probabilista**: Aplicação prática de análise de percolação em uma barragem de terra. 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Solos) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004. Disponível em: <https://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/3/3145/tde-04102004-072945/pt-br.php>. Acesso em: 27 jun. 2020.

TANG, W.; YUCEMEN, M.; ANG, A. Probability-based short term design of slope. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 13, p. 201–215, aug. 1976.

TONUS, B. P. A. **Estabilidade de taludes**: Avaliação dos métodos de equilíbrio limite aplicados a uma encosta coluvionar e residual da serra do mar paranaense. 147 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) — Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2009. Disponível em: <http://hdl.handle.net/1884/19152>. Acesso em: 14 jun. 2020.

U.S. ARMY CORPS OF ENGINEERS. **ETL 1110-2-547**: Engineering and design – introduction to probability and reliability methods for use in geotechnical engineering. Washington - DC, 1997. 14 p.

_____. **ETL 1110-2-561 – Risk-Based Analysis in Geotechnical Engineering for Support of Planning Studies**: Appendix A – An overview of probabilistic analysis for geotechnical engineering problems. Washington - DC, 1999. 23 p.

_____. **ETL 1110-2-561**: Engineering and design: Reliability analysis and risk assessment for seepage and slope stability failure modes for embankment dams. Washington - DC, 2006. 128 p.

UZIELLI, M. et al. Soil variability analysis for geotechnical practice. **Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils**, v. 3, p. 1–103, 12 2006.

VANMARCKE, E. H. Probabilistic stability analysis of earth slopes. **Engineering Geology**, v. 16, n. 1-2, p. 29–50, jul. 1980. Disponível em: [http://dx.doi.org/10.1016/0013-7952\(80\)90005-8](http://dx.doi.org/10.1016/0013-7952(80)90005-8).

ZHANG, L.; XU, Y.; JIA, J. Analysis of earth dam failures: A database approach. **Georisk**, v. 3, p. 184–189, 09 2009.

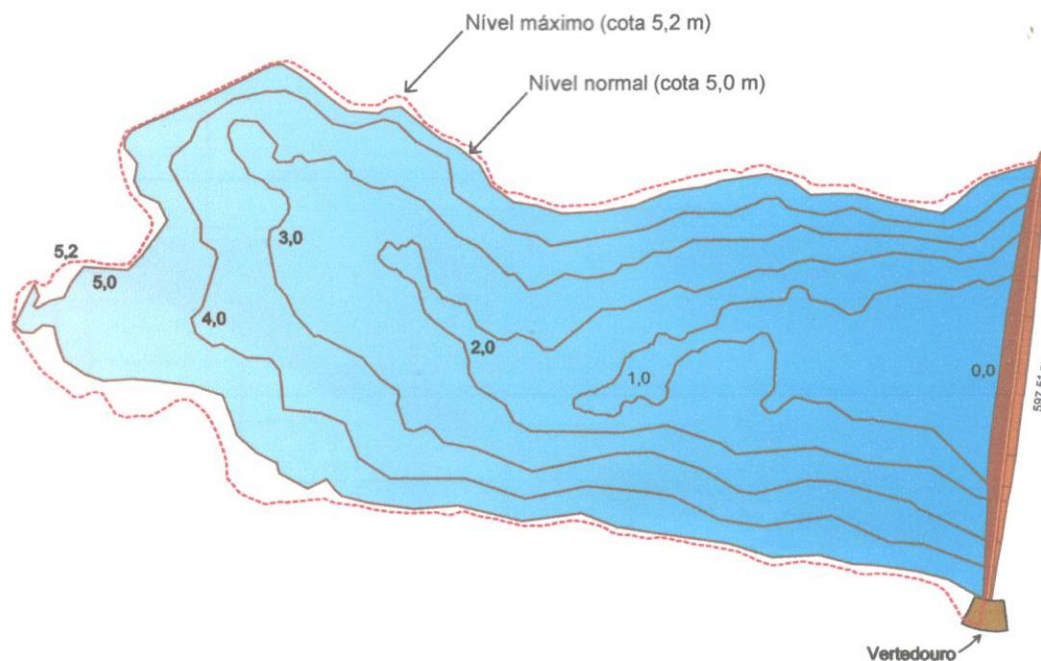
ANEXO A – PROJETO EXECUTIVO E ENSAIOS PRÉVIOS

"FAZENDA COLORADO" AÇUDE

NORTE



Planta Baixa da
Bacia de Acumulação
Escala: 1/10.000



CÁLCULO DO VOLUME DE ÁGUA

COTAS	AREAS	VOLUMES PARCIAIS	VOLUMES TOTAIS
(m)	(m ²)	(m ³)	(m ³)
0,00	-	-	-
1,00	66.278,82	33.139,41	33.139,41
2,00	154.448,35	110.363,59	143.503,00
3,00	288.113,10	221.280,73	364.783,72
4,00	424.058,48	356.085,79	720.869,51
5,00	558.467,75	491.263,12	1.212.132,63
5,20	597.906,50	115.637,43	1.327.770,05

← Nível normal
← Nível máximo

agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 – São Francisco de Assis, RS – CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 – www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

DATA
MAIO / 2015

ESCALA
1/10.000

FOLHA

1 / 6

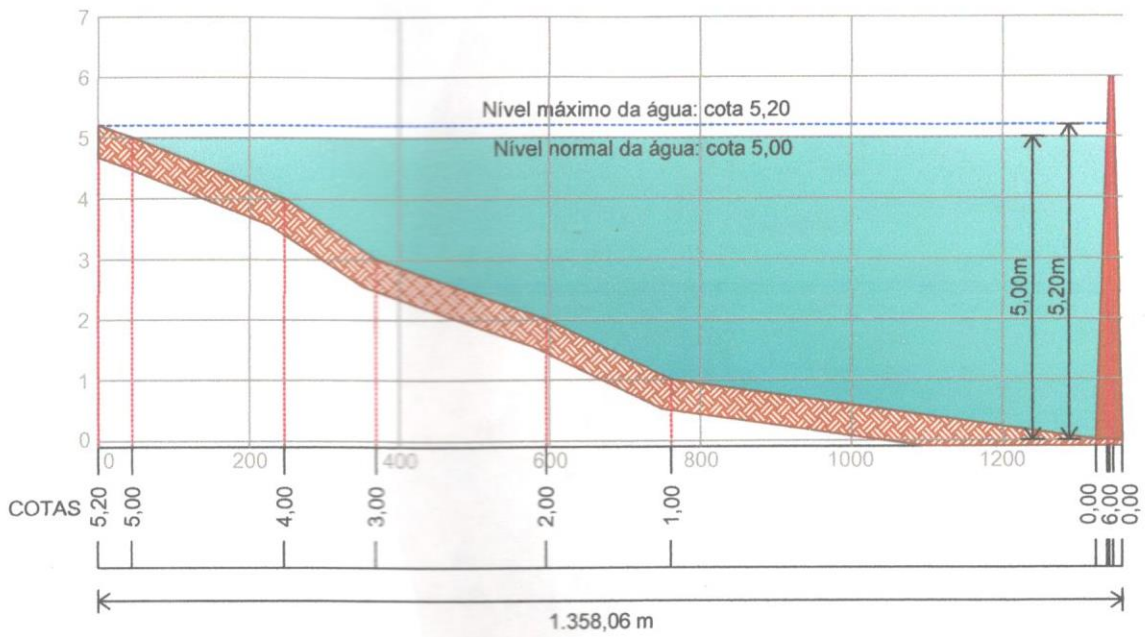
PROPRIETÁRIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

"FAZENDA COLORADO" AÇUDE

Perfil Longitudinal da Bacia de Acumulação

Escalas { Vertical: 1/1.250
Horizontal: 1/10.000



agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 – São Francisco de Assis, RS – CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 – www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

DATA
MAIO / 2015

ESCALAS
INDICADAS

FOLHA
2 / 6

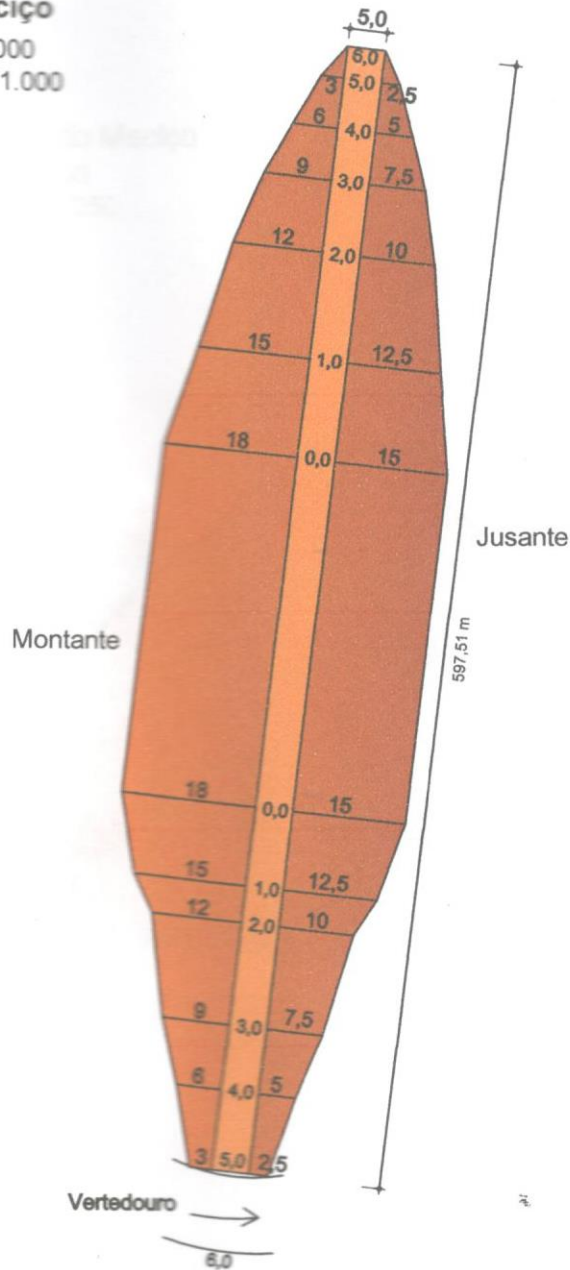
PROPRIETÁRIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

"FAZENDA COLORADO" AÇUDE

Planta Baixa do Maciço

Escalas { Vertical: 1/4.000
Horizontal: 1/1.000



Altura máxima:	06,00 m
Largura máxima:	38,00 m
Coroamento:	5,00 m
Comprimento:	597,51 m
Taludes:	Montante: 1:3,0 Jusante: 1:2,5

agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 – São Francisco de Assis, RS – CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 – www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

PROPRIETÁRIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

DATA
MAIO / 2015

ESCALAS
INDICADAS

FOLHA

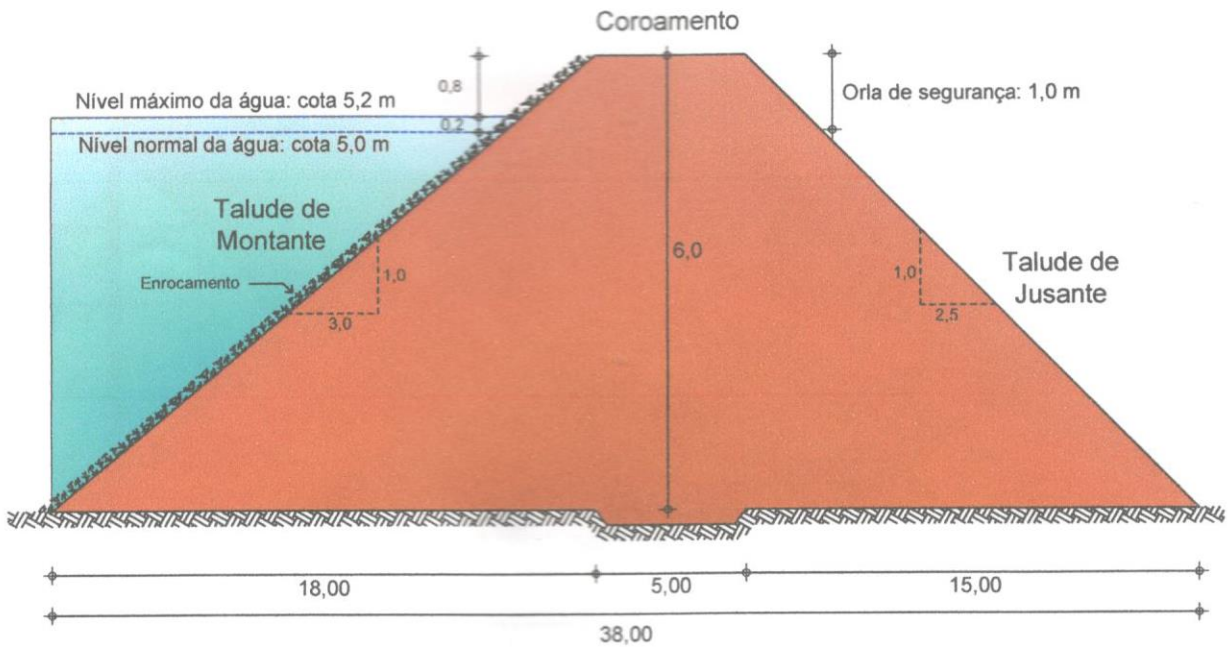
3 / 6

"FAZENDA COLORADO"

AÇUDE

Seção Transversal do Maciço

Escalas { Vertical: 1/100
Horizontal: 1/250



agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 – São Francisco de Assis, RS – CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 – www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

PROPRIETARIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

DATA
MAIO / 2015

ESCALAS
INDICADAS

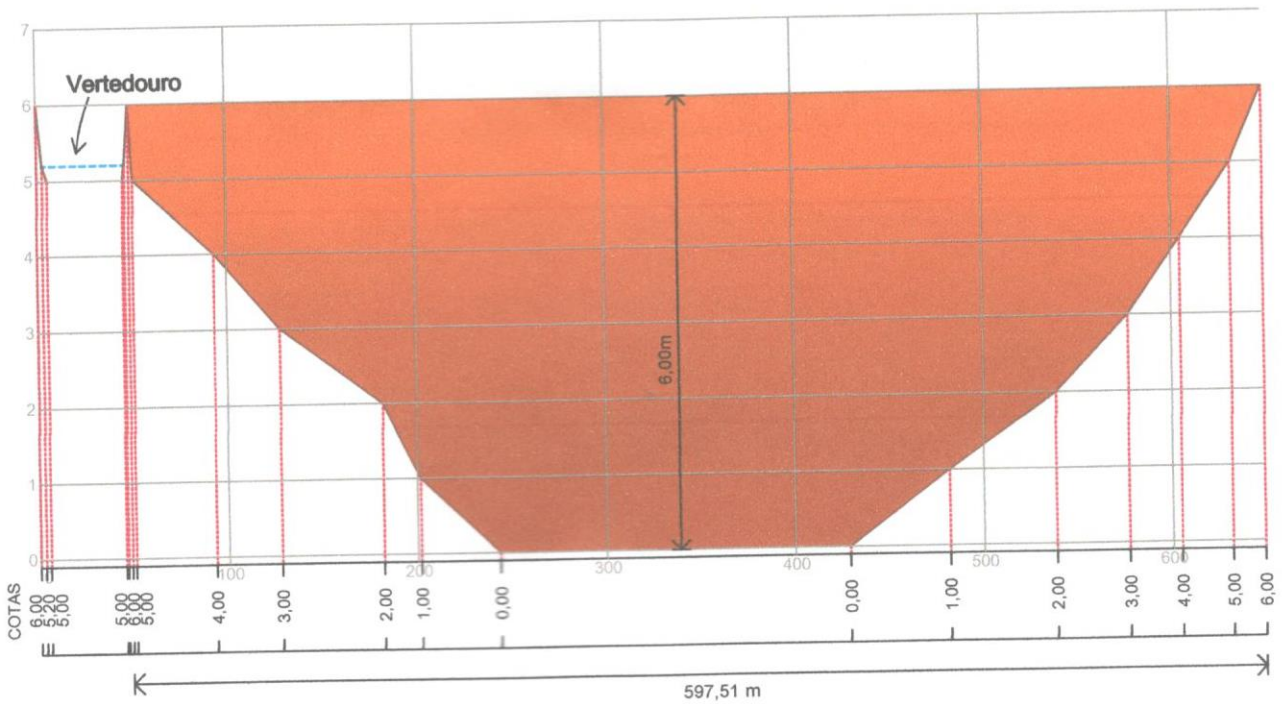
FOLHA

4 / 6

"FAZENDA COLORADO" AÇUDE

Seção Longitudinal do Maciço

Escalas { Vertical: 1/100
Horizontal: 1/4.000



agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 – São Francisco de Assis, RS – CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 – www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

DATA
MAIO / 2015

ESCALAS
INDICADAS

FOLHA

5 / 6

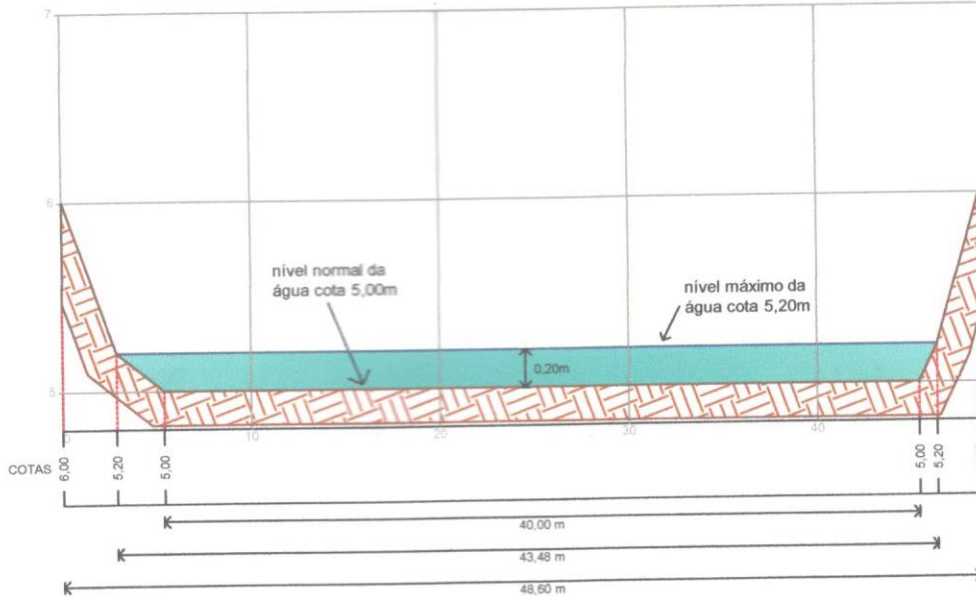
PROPRIETÁRIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

"FAZENDA COLORADO" AÇUDE

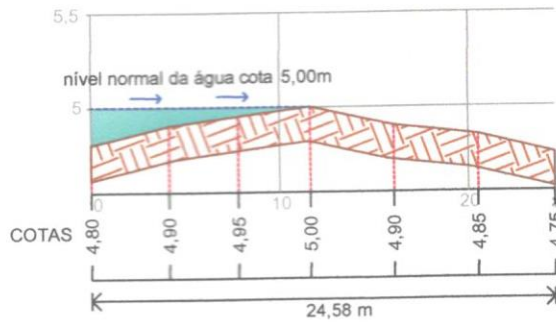
Seção Transversal do Vertedouro

Escalas { Vertical: 1/40
Horizontal: 1/400



Seção Longitudinal do Vertedouro

Escalas { Vertical: 1/50
Horizontal: 1/250



agrotop[®]

Agroplanejamentos e Topografia

Rua 13 de Janeiro, 968 - São Francisco de Assis, RS - CEP 97610-000
Fone (55) 3252-1831 - www.agrotop.com.br

PLANTA DO AÇUDE (Autorização para Construção e Outorga)

FINALIDADE: Irrigação

LOCAL: "Fazenda Colorado", Mariano Pinto, 2º subdistrito, Alegrete, RS.

PROPRIETÁRIOS DO IMÓVEL:

RESPONSÁVEL TÉCNICO

ÁREA DO ALAGUE
558.467,75 m²

CAPACIDADE DE ARMAZENAMENTO
1.212.132,63 m³

DATA
MAIO / 2015

ESCALAS
INDICADAS

FOLHA

6 / 6

MEMORIAL DESCRITIVO DA CONSTRUÇÃO DO ACUDE

1.0 – Objetivo:

Refere-se o presente Memorial Descrito a uma barragem de terra que será construída para captação de águas pluviais (sem intervenção em recursos hídricos) e terá por finalidade a acumulação hídrica para utilização em irrigação de culturas diversas.

2.0 – Localização:

"Fazenda Colorado", 2º subdistrito, Mariano Pinto, município de Alegrete – RS.

3.0 – Proprietários/Empreendedores:

4.0 – Responsável Técnico:

5.0 – Dados da Obra:

5.1 – Cálculo da Vazão Máxima

Dados hidrológicos:

- área da bacia de contribuição 790,00 ha = 7,90 km² (S)
- área da bacia de acumulação 55,85 ha = 0,559 km²
- precipitação pluvial máxima em 24 horas 240 mm (H)
- coeficiente de deflúvio 0,25 (R)

Cálculo:

$$Q = (S \times H \times R) / 86.400 \times 1000$$
$$Q = (7,9 \times 240 \times 0,25) / 86.400 \times 1000$$
$$Q = 5,486 \text{ m}^3/\text{s}$$

5.2 – Dimensionamento do Vertedouro

Cálculo da Largura do Vertedouro:

- altura da lâmina de água sobre a soleira do vertedouro 0,20 m (H_s)

Cálculo:

$$L = Q / (0,35 \times H_s \times (2 \times g \times H_s)^{1/2})$$
$$L = 5,486 / (0,35 \times 0,20 \times (2 \times 9,81 \times 0,20)^{1/2})$$
$$L = 39,56 \text{ m}$$

5.3 – Dimensionamento da Borda Livre e Orla de Segurança

Cálculo da altura das ondas (Fórmula de Molitor)

- velocidade dos ventos 100,00 km/h (v)
- comprimento em linha reta sobre o espelho d'água 1,36 km (L)

Cálculo:

$$h = 0,75 + 0,032 \sqrt{v \times L} - 0,27 \sqrt[4]{v \times L}$$
$$h = 0,75 + 0,032 \sqrt{100 \times 1,36} - 0,27 \sqrt[4]{100 \times 1,36}$$
$$h = 0,2012 \text{ m}$$

Cálculo da velocidade das ondas (Fórmula de Gaillard)

$$v = 1,5 + 2 \times h$$
$$v = 1,5 + 2 \times 0,2012$$
$$v = 1,9024 \text{ m/s}$$

Cálculo da borda livre (Folga)

$$F = 0,75 \times h + (v^2 / 2 \times g)$$
$$F = 0,75 \times 0,2012 + (1,9024^2 / 2 \times 9,81)$$

$$F = 0,3354 \text{ m}$$

Cálculo da orla de segurança

$$R = F + H_s$$

$$R = 0,3354 + 0,20$$

$$R = 0,5354 \text{ m}$$

5.4 – Dimensionamento da Largura da Crista / Coroamento

Cálculo do coroamento (Fórmula de Preece)

- altura máxima do maciço 6,00 m (H)

Cálculo:

$$B = 1,1 \sqrt{H} + 1$$

$$B = 1,1 \sqrt{6} + 1$$

$$B = 3,69 \text{ m}$$

5.5 – Dimensionamento do Enrocamento

Cálculo do enrocamento

- determinação de "C" para o talude 3:1 com $\delta = 2,5$ (tipo de rocha)..... 0,028 (C)

- velocidade das ondas 1,9024 m/s (v)

Cálculo:

$$c = C \times v^2$$

$$c = 0,028 \times 1,9024^2$$

$$c = 0,1013 \text{ m}$$

6.0 – Características do Maciço

Comprimento	597,51 m
Altura máxima	6,00 m
Largura do Coroamento	5,00 m
Base da seção máxima	38,00 m
Largura do Vertedouro	40,00 m
Altura da lâmina d`água sobre a soleira do vertedouro	0,20 m
Borda livre	0,80 m
Orla de segurança	1,00 m
Enrocamento	0,30 m
Talude de montante	3,0 : 1
Talude de jusante	2,5 : 1

7.0 – Características do Reservatório

Área da bacia de acumulação 558.467,75 m²

Volume da bacia de acumulação 1.212.132,63 m³

8.0 – Demonstrativo de Áreas e Volumes de Água

Cotas (m)	Áreas (m ²)	Volumes Parciais (m ³)	Volumes Totais (m ³)
0,00	-	-	-
1,00	66.278,82	33.139,41	33.139,41
2,00	154.448,35	110.363,59	143.503,00
3,00	288.113,10	221.280,73	364.783,72
4,00	424.058,48	356.085,79	720.869,51
5,00	558.467,75	491.263,12	1.212.132,63
5,20	597.906,50	115.637,43	1.327.770,05

9.0 - Demonstrativo de Volume de Terra Total (Sem Compactação)

Cota (m)	Comprimento (m)	Largura (m)	Área (m ²)	Área Média (m ²)	DN (m)	Vol.Parcial (m ³)	Vol. Acumulado (m ³)	
00,00	185,39	38,00	7044,82	7044,82	0,00	0,00	0,00	
01,00	280,16	32,50	9105,20	8075,01	1,00	8075,01	8075,01	
02,00	356,39	27,00	9622,53	9363,87	1,00	9363,87	17438,88	
03,00	448,87	21,50	9650,71	9636,62	1,00	9636,62	27075,49	
04,00	511,07	16,00	8177,12	8913,91	1,00	8913,91	35989,41	
05,00	580,52	10,50	6095,46	7136,29	1,00	7136,29	43125,70	
06,00	634,20	5,00	3171,00	4633,23	1,00	4633,23	47758,93	
Altura da Taipa:		6,00 m					Total.....	47.758,93 m³

10.0 - Observações

- Após o vertedouro não existirá canal de fuga, pois a vazão vertida escoará naturalmente no terreno.

Alegrete, RS, 25 de maio de 2015.

**ÁREA DE ENSAIOS – SOLOS****CERTIFICADO DE ENSAIO Nº 81908**Amostra nº: **s/nº**Data de entrada: **Junho / 2013**

Interessado:

Procedência: **Fazenda Colorado – Alegrete/RS**Referência: **Ensaio de solo e análise de estabilidade do maciço de barragem**Material declarado: **Amostra deformada de solo**Objetivo: **Ensaio de Compactação, Granulometria, Limites de Consistência, Permeabilidade e Cisalhamento Direto****1. INTRODUÇÃO**

Este certificado apresenta os resultados de ensaios de solo e análise de estabilidade do maciço de uma Barragem de Terra de propriedade localizada na Fazenda Colorado, 2º Subdistrito de Alegrete/RS.

Foram realizados ensaios de Caracterização (Massa Específica, Granulometria e Limites de Consistência), Compactação, Permeabilidade e Cisalhamento Direto referentes a uma amostra de solo entregue pelo interessado.

2. MÉTODOS DE ENSAIO E DOCUMENTOS REFERENCIADOS

- NBR 6508:1984 Grãos de solos que passam na peneira de 4,8mm – determinação da massa específica – Método de ensaio
- NBR 6502:1995 Rochas e solos – Terminologia
- NBR 7181:1984 Solo – análise granulométrica – Método de ensaio
- NBR 6457:1986 Amostras de solo – preparação para ensaio de compactação e ensaios de caracterização – Método de ensaio
- NBR 6459:1984 Solo – Determinação do limite de liquidez – Método de ensaio
- NBR 7180:1984 Solo – Determinação do limite de plasticidade – Método de ensaio
- NBR 7182:1986 Solo – Ensaio de compactação – Método de ensaio
- NBR 14545:2000 Solo – Determinação do coeficiente de permeabilidade de solos argilosos à carga variável

Bishop A.W. The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. Geotechnique, v.5, p. 7-17, 1955.

SLOPE/W. GEO-SLOPE INTERNATIONAL LTDA.



3. RESULTADOS DOS ENSAIOS DE SOLO

Os resultados dos ensaios de peso específico, compactação, granulometria, limites de consistência, permeabilidade e cisalhamento direto, referentes à amostra de solo entregue pelo interessado são apresentados nas *Tabelas 1 a 6*.

Ensaio de Caracterização:

Os resultados dos ensaios de massa específica dos sólidos, granulometria com uso de defloculante e limites de consistência, referentes à amostra de solo entregue pelo interessado são apresentados nas *Tabelas 1 a 3*.

Tabela 1 – Resultados da determinação da massa específica dos sólidos – NBR 6508:1984

Amostra nº	Massa Específica dos Sólidos (g/cm ³)
AM 01	2,590

Observação: Em anexo, ficha de ensaio

Tabela 2 – Resultados do ensaio de análise granulométrica – NBR 7181:1984, nas frações de solo propostas pela NBR 6502:1995

Granulometria Conjunta: Peneiramento e Sedimentação	
Fração	Porcentagem (%)
ARGILA	56
SILTE	27
AREIA FINA	13
AREIA MÉDIA	2
AREIA GROSSA	1
PEDREGULHO	1

Observação: Em anexo, ficha de ensaio e curva granulométrica



Tabela 3 – Resultados da determinação dos limites de consistência – NBR 6459:1984 e NBR 7180:1984

Limites de Consistência	Valores (%)
LIMITE DE LIQUIDEZ (LL)	73
LIMITE DE PLASTICIDADE (LP)	31
ÍNDICE DE PLASTICIDADE (IP)	42

Observação.: Em anexo, ficha de ensaio

Ensaio de Compactação:

O resultado do ensaio de compactação na energia normal, referentes à amostra de solo entregue pelo interessado esta apresentado na *Tabela 4*.

Tabela 4 – Resultados da determinação da compactação, na Energia Normal (3 camadas x 25 golpes) – NBR 7182:1986 e NBR 6457:1986

Amostra nº	Massa Específica Aparente Seca (kg/m ³)	Teor de Umidade Ótima (%)
AM 01	1263	29,0

Observação: Em anexo, ficha de ensaio e Curva de Compactação.

Ensaio de Permeabilidade:

O ensaio foi realizado de acordo com a NBR 14545:2000 e os procedimentos do Laboratório, utilizando-se um Permeâmetro de Carga Variável. A amostra foi compactada na Energia Normal de Compactação e com Teor de Umidade Ótima (Tabela 5).

Tabela 5 – Resultados do ensaio de Permeabilidade – NBR 14545:2000

Amostra N°	Permeabilidade (cm/s)
AM 01	5,465 x 10⁻⁰⁷

Observação: Em anexo, ficha de ensaio.

Ensaio de Resistência ao Cisalhamento:

Os ensaios foram realizados segundo procedimentos internos do LMCC, baseados nas recomendações ASTM. As envoltórias de ruptura, para o solo do maciço, foram determinadas através de ensaios de 3 corpos de prova, ensaiados a tensões verticais de 50 kN/m², 100 kN/m² e 200 kN/m².

Os corpos de prova após receberem as tensões verticais, sendo levados à ruptura na umidade natural, após a estabilização das deformações verticais, com velocidade de 1,21mm/min (Ensaio tipo rápido).

A Tabela 6 apresenta os índices físicos obtidos nos corpos de provas para o ensaio de cisalhamento direto. O resumo dos resultados obtidos neste ensaio e os parâmetros de resistência ao cisalhamento do maciço da barragem estão apresentados na Tabela 7.

Tabela 6 – Índices físicos dos corpos de prova para o ensaio de cisalhamento direto

Corpos de prova	γ (kN/m ³)	w (%)	e	S (%)
CP – 01	16,80		0,962	73,6
CP – 02	17,40	27,3	0,891	79,4
CP – 03	17,30		0,904	78,3
Média	17,16	27,3	0,919	77,1

γ = peso específico natural; γ_{sat} = peso específico saturado; w = teor de umidade; e = índice de vazios; S = grau de saturação

Tabela 7 – Resultado do ensaio de cisalhamento direto

Corpos de prova	σ (kN/m ²)	τ (kN/m ²)	Parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo	
			Coesão (kN/m ²)	Ângulo de atrito interno (°)
CP – 01	50	27,4	5,7	25,2
CP – 02	100	55,4		
CP – 03	200	98,8		

Obs.: Em anexo fichas de ensaio.

σ = tensão normal

τ = tensão cisalhante máxima (ruptura)



4. ANÁLISE DE ESTABILIDADE

4.1 SOLO DE FUNDAÇÃO DA BARRAGEM

Para caracterização da fundação da barragem foi aberto com retroescavadeira uma trincheira até 2,70m de profundidade para coleta identificação dos materiais. A *Figura 1* apresenta fotos da trincheira e a *Tabela 8* a descrição visual e tátil dos materiais coletados. O solo de fundação da barragem (até 1m de profundidade) caracteriza-se por apresentar predominantemente uma textura argilosa, com uma coloração marrom escuro, de média a alta plasticidade. A partir desta profundidade encontra-se um material um solo com textura argilo-arenosa, de cor marrom claro com manchas amarelas e cinzas. Este material apresenta-se mais resistente e com média plasticidade.

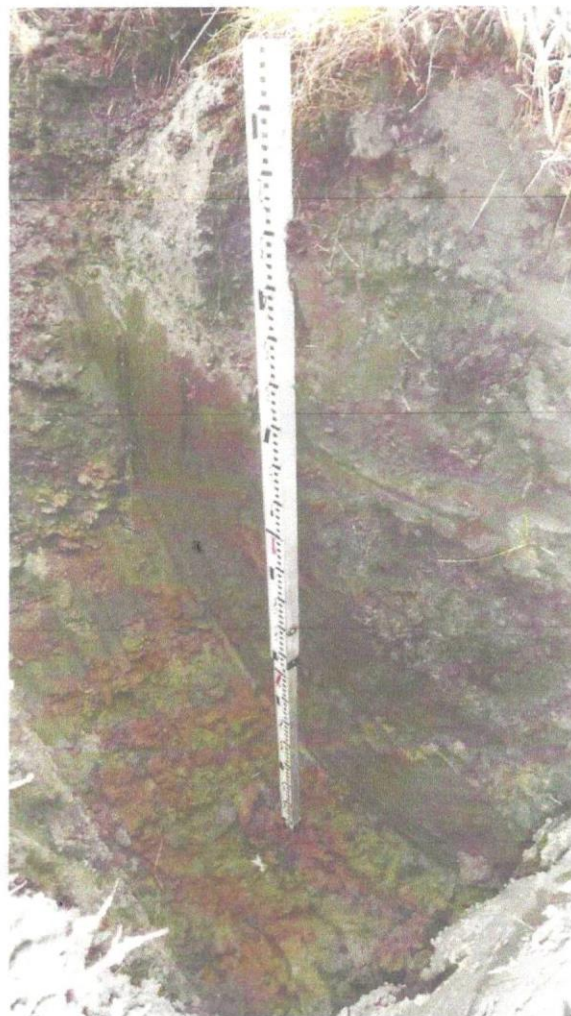


Figura 1 - Fotos da abertura da trincheira e identificação do perfil de solo no eixo da barragem



Tabela 8 – Descrição visual e tátil do perfil de solo no eixo da barragem

Amostra	Prof. (m)	Descrição Visual - tátil
1	0 - 1	Solo superficial, de cor marrom escuro com matéria orgânica, com textura argilosa de média a alta plasticidade. Provavelmente solo aluvionar.
2	1 - 2,70	Solo de coloração marrom claro, com manchas cinza-amareladas, de textura argilo-arenosa, de média a alta plasticidade.

4.2 ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO MACIÇO DA BARRAGEM

Neste item será apresentado a Análise de Estabilidade da Barragem de Terra Fazenda Colorado, 2º Sub-Distrito na propriedade do _____ localizada no município de Alegrete.

Para análise foram utilizados os resultados dos ensaios de compactação e cisalhamento direto obtidos no solo da jazida. Os valores de peso específico e resistência do solo foram obtidos em amostras compactadas na umidade ótima e densidade máxima do ensaio Proctor Normal (*Tabelas 4, 6 e 7*).

Os dados do levantamento topográfico da barragem foram fornecidos pelo interessado o que possibilitou o desenho da seção transversal apresentada na *Figura 2*. A barragem não apresenta nenhum sistema de drenagem (filtro horizontal ou de pé).

4.2.1 Determinação da linha de fluxo superior

A determinação da linha de fluxo superior considerou a barragem homogênea com fundação incompressível e impermeável. Adotou-se a solução de Schaffernak e Van Iterson para determinar o início e o final da linha de fluxo superior (L.F.S.). Para traçar esta linha em toda sua extensão utiliza-se uma equação de uma parábola com uma correção na entrada. A *Tabela 9* apresenta os parâmetros adotados e a *Figura 2* apresentam está linha de fluxo superior.

Tabela 9 – Parâmetros para traçado da L.F.S.

Parâmetros	H (m)	d (m)	β (graus)	a (m)
	5,20	24,2	26,57	2,63

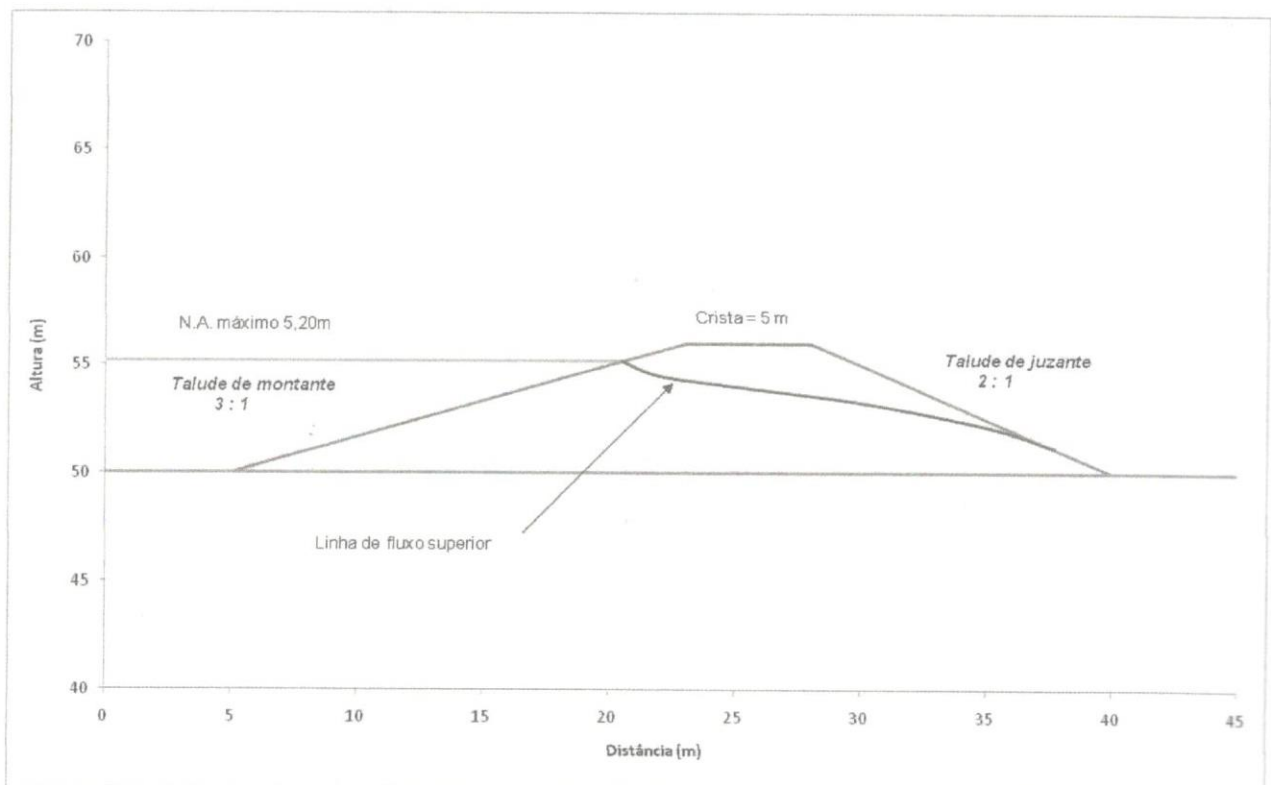


Figura 2 – Seção transversal adotada para análise de estabilidade

4.2.2 Análise de estabilidade do talude de jusante

Foi realizada análise de estabilidade do talude de jusante da barragem considerando o nível de água do reservatório na sua cota máxima (cota do vertedor) conforme indicado na Tabela 10.

No estudo de estabilidade do talude de jusante utilizou-se programa **SLOPE/W da GEO-SLOPE International Ltda.** O método adotado foi o de **Bishop Simplificado** com superfícies de rupturas circulares – métodos de fatias.

Tabela 10 – Dados da barragem utilizados para análise de estabilidade

Barragem de Cima	Talude de jusante	Talude de montante	Altura da barragem (m)	Nível de água máximo (m)
	2 : 1	3 : 1	6,00	5,20

A Figura 3 apresenta o resultado gráfico da verificação de estabilidade do talude de jusante com a superfície mais crítica obtida.

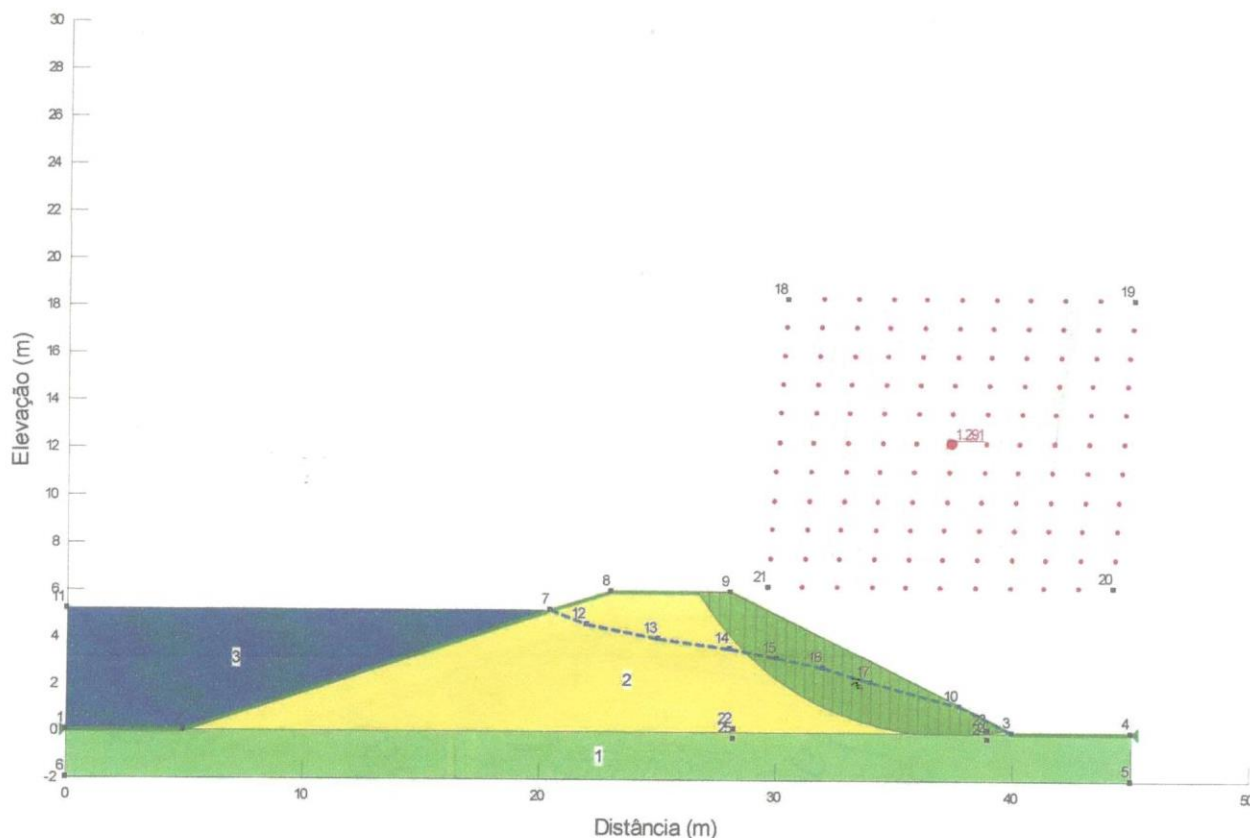


Figura 3 – Resultado gráfico da análise de estabilidade do talude de jusante

O fator de segurança mínimo obtido para o talude de jusante : FS = 1,3

4.2.3 Análise de estabilidade do talude de montante

A análise de estabilidade do talude de montante foi realizada simulando um rebaixamento rápido do nível de água no reservatório. No estudo de estabilidade do talude de montante utilizou-se programa *SLOPEW da GEO-SLOPE International Ltda.* O método adotado foi o de *Bishop Simplificado* com superfícies de rupturas circulares – métodos de fatias.

A *Figura 4* apresenta o resultado gráfico da verificação de estabilidade do talude de montante com a superfície mais crítica obtida.

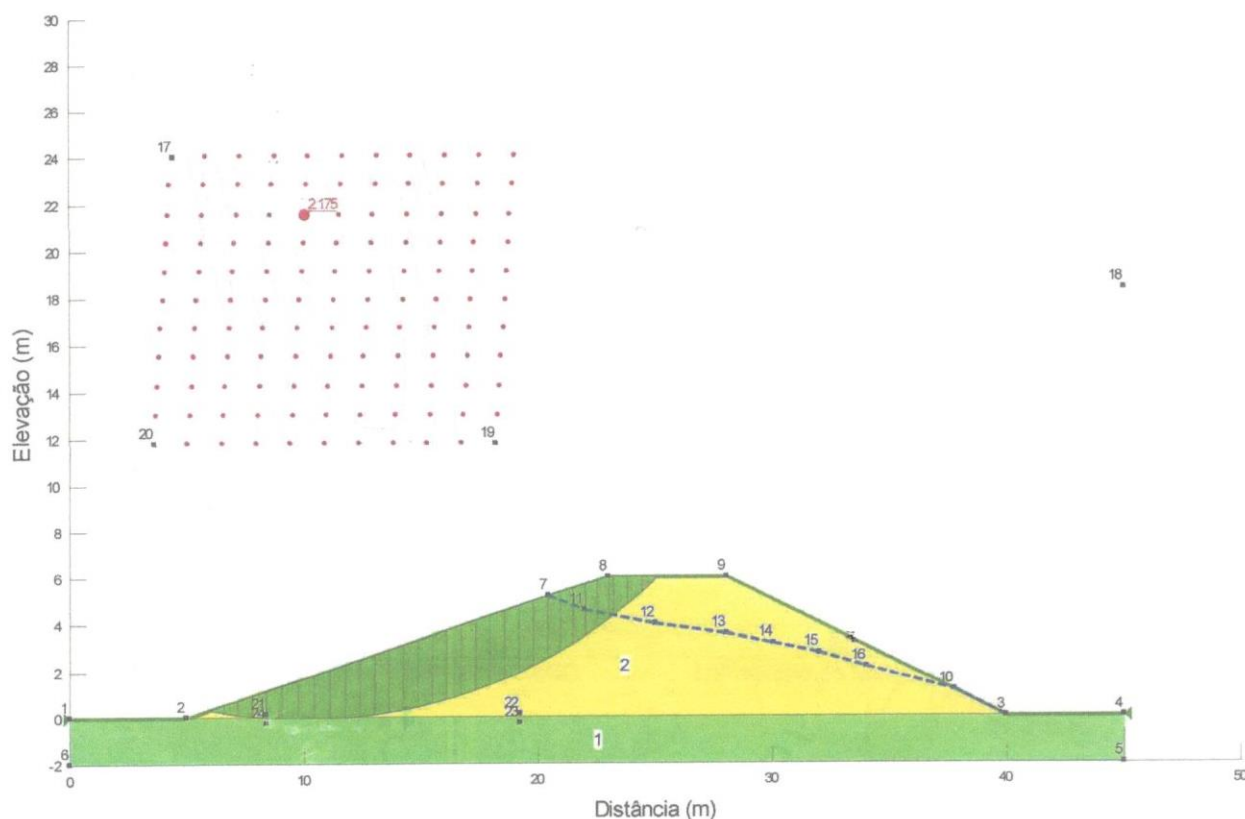


Figura 4 – Resultado gráfico da análise de estabilidade do talude de montante

O fator de segurança obtido para o talude de montante: FS = 2,2.



4.3 Conclusões

O valor obtido do fator de segurança (*Tabela 11*) para o talude de jusante sujeita a percolação de água (considerando o nível máximo do reservatório - 5,20m) e para o talude de montante devido a um rebaixamento rápido do reservatório foram satisfatórios para a barragem em questão considerando os parâmetros de resistência ao cisalhamento do solo obtidos nos ensaios de cisalhamento direto e da geometria da barragem.

O fator de segurança do talude de jusante desta barragem pode ser aumentado para $FS = 1,5$ com o abatimento do talude de jusante para 2,5:1 ou colocação filtros horizontais ou de pé, que afastariam a linha de fluxo superior do deste talude.

Tabela 11 – Parâmetros para traçado da L.F.S.

Barragem Fazenda Colorado / Alegrete	Talude de jusante	Talude de montante
	1,3	2,2

Santa Maria, 09 de agosto de 2013.



Prof. Dr. Engº Rinaldo J. B. Pinheiro
Laboratório de Materiais de Construção Civil - LMCC
Assessor Técnico



M. Engº Mauro L. Just
Laboratório de Materiais de Construção Civil - LMCC
Diretor

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA
CENTRO DE TECNOLOGIA
LABORATÓRIO DE MATERIAIS DE CONSTRUÇÃO CIVIL

Certificado nº 81908

Massa Específica dos Sólidos

Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Data: 8 outubro, 2013

Picnômetro: 3

Umidade higroscópica		
Peso úmido+cáp (g):	54,79	54,87
Peso seco+cáp (g):	53,10	53,19
Peso cápsula (g) :	11,70	12,28
Umidade (%):	4,08	4,11
Umidade média (%):	4,09	

Determinação da massa específica dos solos			
Determinação:	1	2	3
Peso solo úmido (g):	101,30	101,30	101,30
Picnômetro+solo+água (g):	766,00	767,40	768,60
Temperatura (°C):	39,4	29,3	19,6
Picnômetro + água (g):	705,966	707,632	708,676
Peso solo seco (g):	97,316	97,316	97,316
Massa esp. água á T °C (g/cm ³)	0,9923	0,9958	0,9983
Massa esp. dos sólidos (g/cm ³):	2,590	2,581	2,598
Massa específica dos sólidos médio (g/cm³):	2,590		

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA
CENTRO DE TECNOLOGIA
LABORATÓRIO DE MATERIAIS DE CONSTRUÇÃO CIVIL

Certificado nº 81908

Análise Granulométrica de Solos

Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Data: 8 outubro, 2013

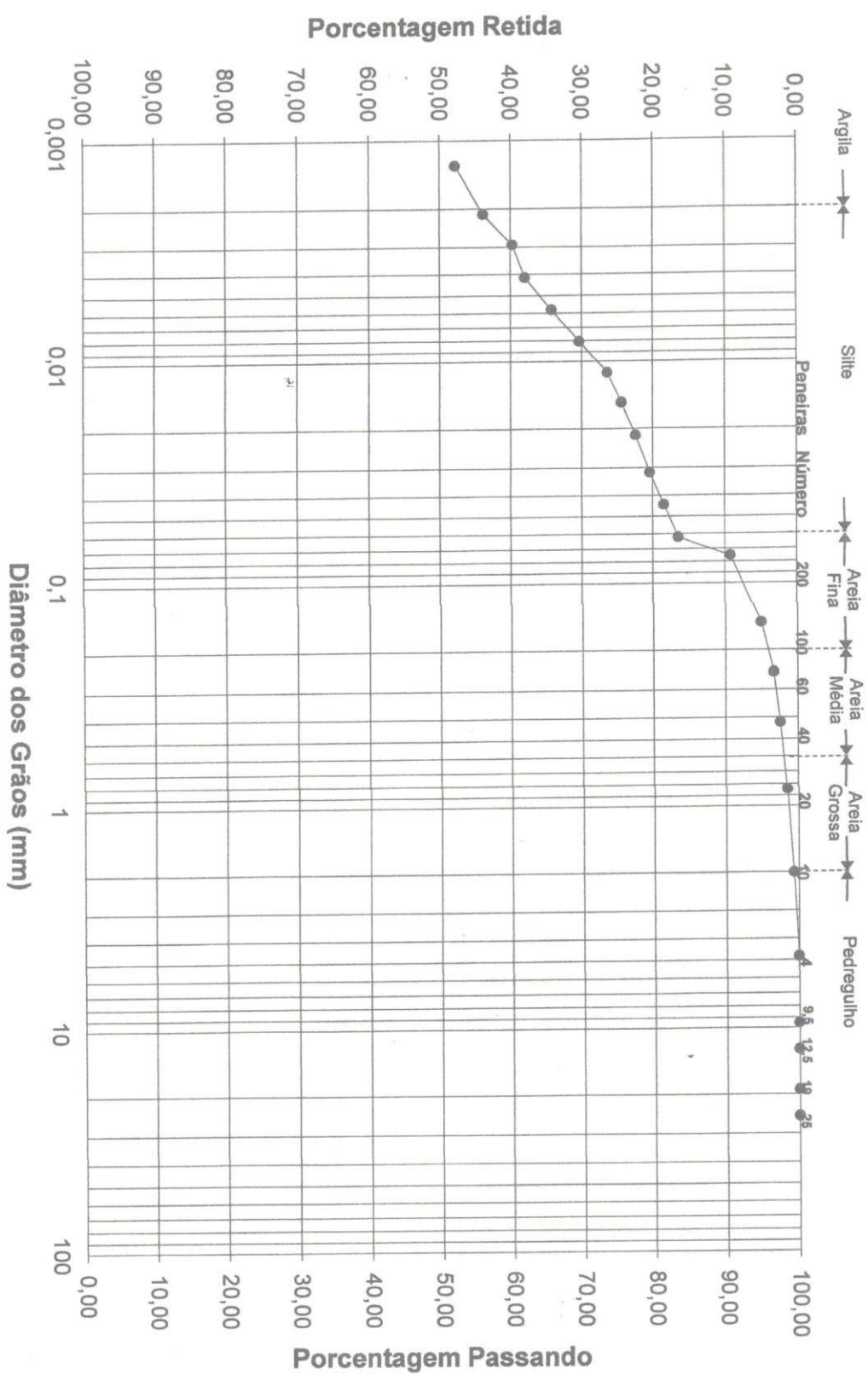
Teor de Umidade (w)		
Ps+t+agua (g):	54,79	54,87
Ps + tara (g):	53,10	53,19
tara (g):	11,70	12,28
w (%):	4,08	4,11
w média (%):	4,09	

Sedimentação												
Massa Esp.sólidos (g/cm³):			2,590		Peso úmido (g):		85,05		Peso seco (g):		81,70	
Tempo Decorrido	Temperatura T (°C)	Viscosidade m (g.s\cm²)	Densidade L	Correção Ld	Altura Queda h (cm)	Diâmetro D (mm)	(%) Amost. Total < Diâm.					
30	seg	26,4	8,8565E-06	1,0450	1,00283	11,48	0,0619	83,53				
1	min	26,4	8,8565E-06	1,0440	1,00283	11,66	0,0441	81,55				
2	min	26,4	8,8565E-06	1,0430	1,00283	11,85	0,0315	79,57				
4	min	26,4	8,8565E-06	1,0420	1,00283	10,93	0,0214	77,59				
8	min	26,4	8,8565E-06	1,0410	1,00283	11,12	0,0152	75,60				
15	min	26,4	8,8565E-06	1,0400	1,00283	11,30	0,0112	73,62				
30	min	26,4	8,8565E-06	1,0380	1,00283	11,67	0,0081	69,66				
1	hora	26,5	8,8368E-06	1,0360	1,00280	12,04	0,0058	65,75				
2	hora	27,0	8,7397E-06	1,0340	1,00269	12,41	0,0041	62,02				
4	hora	27,5	8,6442E-06	1,0330	1,00256	12,60	0,0029	60,28				
8	hora	27,1	8,7205E-06	1,0310	1,00266	12,97	0,0021	56,13				
24	hora	22,6	9,6559E-06	1,0300	1,00366	13,15	0,0013	52,17				

Peneiramento							
Ph #10 (g):		85,05		Ph #4 (g):		1500,00	
Ps #10 (g):		81,70		Ps #4 (g):		1441,00	
Peneiras N°	mm	Mat. Retido (g)	Material que passa (g)		(%)		
			Parcial	Total	Passante		
	25			1441,00		100,00	
	19			1441,00		100,00	
	12,5			1441,00		100,00	
	9,5			1441,00		100,00	
4	4,8			1441,00		100,00	
10	2,00	9,42		1431,58		99,35	
20	0,84	0,72	80,98			98,47	
40	0,42	0,74	80,24			97,57	
60	0,25	0,72	79,52			96,70	
100	0,15	1,42	78,10			94,97	
200	0,075	3,43	74,67			90,80	

Percentagens	
Argila:	56
Silte:	27
Areia Fina:	13
Areia Média:	2
Areia Grossa:	1
Pedregulho:	1

Curva Granulométrica AM 01



[Handwritten signature]

Limites Físicos

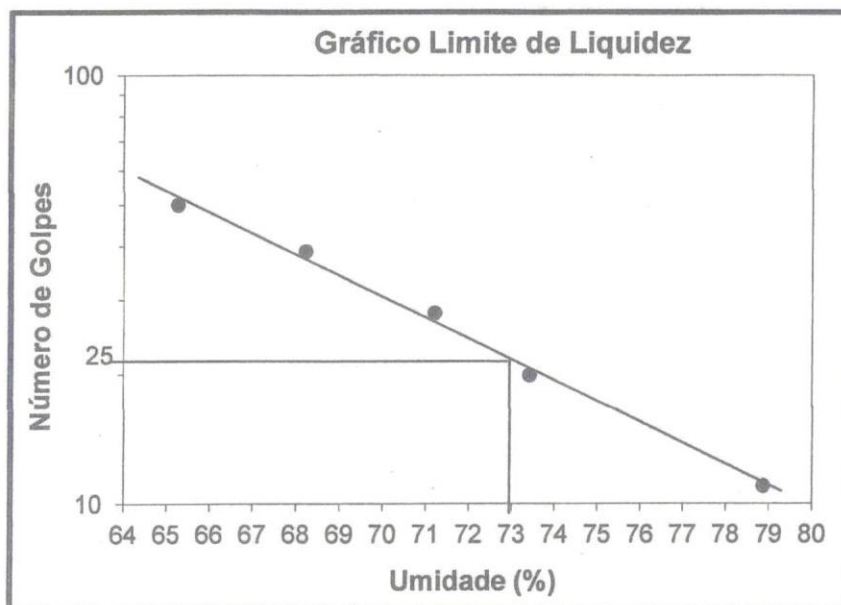
Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Data: 8 outubro, 2013

Limite de liquidez					
Cáp+S+A (g):	17,75	16,58	18,44	15,04	17,47
Cáp+Solo (g):	12,85	11,86	12,93	10,76	11,91
Cápsula (g):	5,34	4,94	5,19	4,93	4,86
Umidade (%):	65,25	68,21	71,19	73,41	78,87
Golpes:	50	39	28	20	11



Limite de Plasticidade					
Cáp+S+A (g):	7,05	7,26	7,08	7,30	7,80
Cáp+Solo (g):	6,56	6,72	6,56	6,70	7,16
Cápsula (g):	5,00	4,99	4,81	4,83	5,17
Umidade (%):	31,41	31,21	29,71	32,09	32,16

Limites Físicos	
Liquidez:	73
Plasticidade:	31
Índice Plasticidade:	42

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA
CENTRO DE TECNOLOGIA
LABORATÓRIO DE MATERIAIS DE CONSTRUÇÃO CIVIL

Certificado n° 81908

Ensaio de Compactação

Interessado:
Amostra: AM 01
Precedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS
Data: 8 outubro, 2013

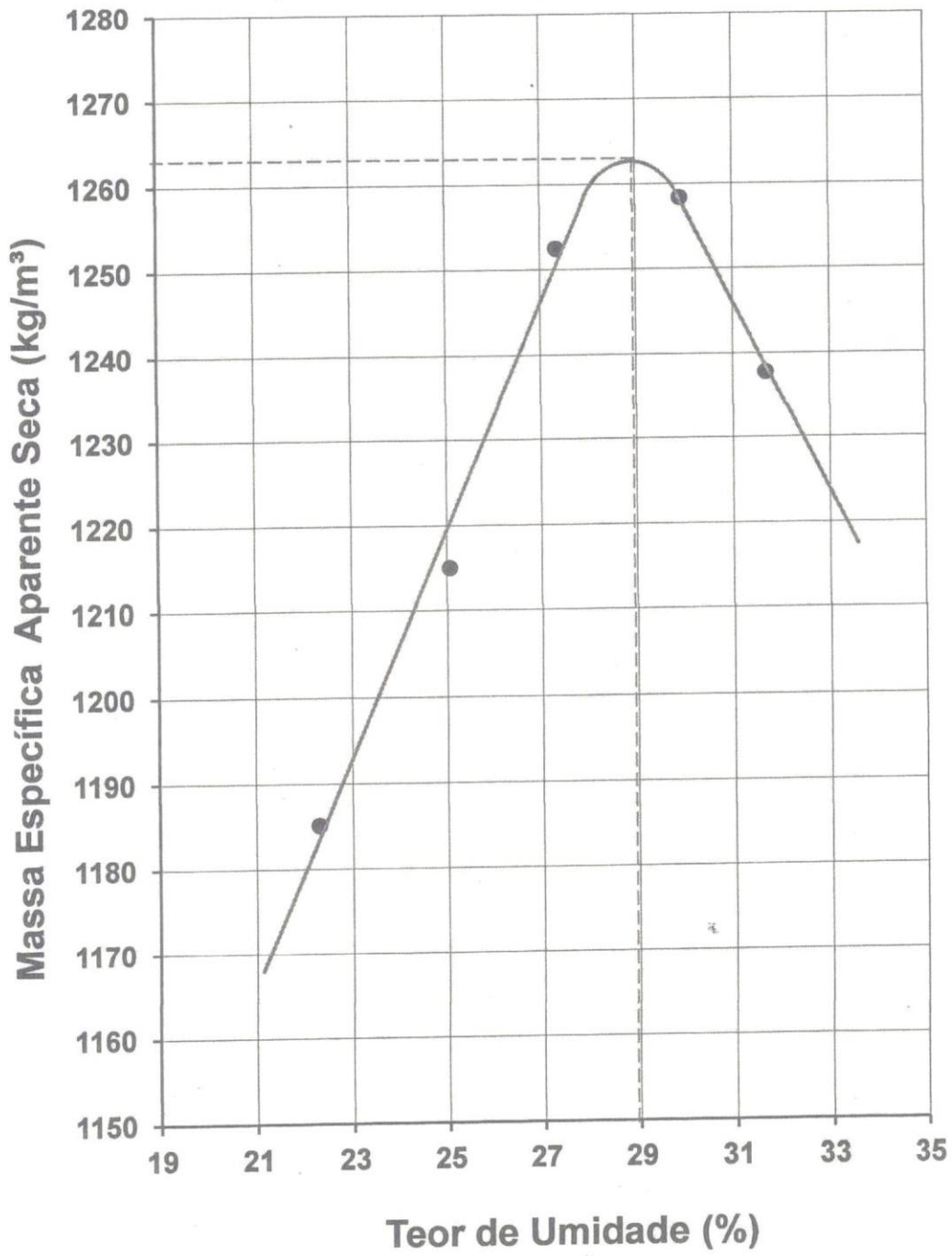
Dados do Ensaio	
Cilindro n°:	27
Volume:	0,997 dm ³
Peso:	2275 g
Peso amostra :	3000 g

Pontos	1	2	3	4	5	
Peso(amostra compac.+ cilindro) (g):	3720	3790	3865	3905	3900	
Peso amostra compactada (g):	1445	1515	1590	1630	1625	
Massa Espec. Aparente Úmida (kg/m ³):	1449,4	1519,6	1594,8	1634,9	1629,9	
Determinação do teor de umidade	P(solo úm.+cáp):	59,75	65,20	62,03	72,83	73,28
	P(solo seco+cáp):	50,88	54,26	51,22	58,87	58,33
	Peso cápsula:	11,09	10,61	11,67	12,22	11,14
	Teor de Umidade:	22,29	25,06	27,33	29,92	31,68
Massa Espec. Aparente Seca (kg/m ³):	1185,2	1215,1	1252,5	1258,4	1237,8	

Resultados		
Massa Específ. Aparente Seca Máxima:	1263	kg/m ³
Teor de Umidade Ótima:	29,0	%

Curva de Compactação

AM 01



OK

Ensaio de Permeabilidade

Interessado:

Amostra: AM 01 - Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Permeâmetro: 24

Ensaio de Compactação			Moldagem	
Dens. apar. seca máx:	1263 kg/m ³		Peso umid.higros.:	5000 g
Umidade ótima:	29 %		Peso amos.seca:	4810 g
Umidade higroscópica			Peso umid.ótima:	6204,9 g
Peso úm+cáp (g):	81,13	72,12	Água teórica:	1204,9 g
Peso seco+cáp (g):	78,12	70,1	Porcent.Evapor.:	3 %
Peso cápsula (g) :	11,81	11,06	Água evaporada:	36,1 g
Umidade (%):	4,50	3,40	Total de água:	1241 g
Umidade média (%):	3,95		Densidade Aparente Seca	
Umidade de moldagem			Volume amostra:	2085 cm ³
Peso úmido+cáp (g):	83,92	69,72	Molde+solo+água:	7645 g
Peso seco+cáp (g):	67,97	56,48	Peso do molde:	4360 g
Peso da cápsula (g):	14,32	12,27	Peso (solo+água):	3285 g
Umidade (%):	29,7	29,9	Densid. solo úmido:	1575,5 kg/m ³
Umidade média (%):	29,8		Densid. solo seco:	1213,8 kg/m ³

Escolha da Carga

Carga Variável -1

Carga Constante - 2

Qual é a opção (?): 1

Determinação do Coeficiente de Permeabilidade	1	2	3
Dia/Mês (inicial):	9/set	9/set	10/set
Hora/Minuto/Segundo (inicial):	08:10:00	17:00:00	08:24:00
Dia/Mês (final):	9/set	10/set	11/set
Hora/Minuto/Segundo (final):	17:00:00	08:24:00	08:22:00
Área do tubo de carga (cm ²):	4,753	4,753	4,753
Altura do corpo de prova (cm):	11,49	11,49	11,49
Área do corpo de prova (cm ²):	181,46	181,46	181,46
Altura inicial da água (cm):	80	80	80
Altura final da água (cm):	73	71,5	71,5
Volume de água percolado (cm ³):	7,0	8,5	8,5
Temperatura do ensaio (°C):	27	23	25
Tempo do ensaio (s)	31800	55440	86280
Coeficiente de correlação (nT/n20):	0,841	0,928	0,885
Coeficiente de permeabilidade à temperatura ambiente (cm/s):	8,656E-07	6,091E-07	3,914E-07
Coeficiente de permeabilidade à 20 o.C (cm/s):	7,280E-07	5,652E-07	3,464E-07

Coeficiente de permeabilidade médio à 20° C (cm/s):

5,465x10⁻⁰⁷

Ensaio de Cisalhamento Direto

Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Tensão Vertical (kPa): 50

Umidade:	
S+T+A (g):	73,53
S+T (g):	60,27
T (g):	11,73
w (%):	27,3

K mola:	0,1626545
L.Inic.Vert.:	0

Corpo de Prova	
Anel n.:	4
Peso do anel:	62,0 g
P (C+Anel):	151,32 g
Altura inicial:	2,083 cm
Lado:	5,052 cm
Área:	25,5227 cm ²
Volume:	53,16379 cm ³
P.E.Real Gr.:	2.590 g/cm ³
P.Esp.Nat.:	1,68 g/cm ³
P.E.Ap.Seco:	1,32 g/cm ³
e:	1961,121
S:	36,078 (%)

Extensômetro						
Leit. Horiz	Leit. Vert.	Leit. Mola	E(%)	VV/Vo	Fh (kgf)	Tc (kPa)
0	0	0	0		0	0
10	-3	10	0,2	-0,144	1,627	6,4
20	-4	16	0,4	-0,192	2,602	10,2
30	-6	22	0,6	-0,288	3,578	14,0
40	-7	26	0,8	-0,336	4,229	16,6
50	-9	30	1	-0,432	4,88	19,1
60	-10	31	1,2	-0,48	5,042	19,8
70	-12	33	1,4	-0,576	5,368	21
80	-13	35	1,6	-0,624	5,693	22,3
90	-14	36	1,8	-0,672	5,856	22,9
100	-15	38	2	-0,72	6,181	24,2
120	-16	41	2,4	-0,768	6,669	26,1
140	-17	42	2,8	-0,816	6,831	26,8
160	-18	42	3,2	-0,864	6,831	26,8
180	-18	43	3,6	-0,864	6,994	27,4
200	-18	43	4	-0,864	6,994	27,4
220	-18	43	4,4	-0,864	6,994	27,4
240	-18	41	4,8	-0,864	6,669	26,1
260	-19	39	5,2	-0,912	6,344	24,9
280	-19	38	5,6	-0,912	6,181	24,2
300	-19	36	6	-0,912	5,856	22,9
340	-20	34	6,8	-0,96	5,53	21,7
380	-21	30	7,6	-1,008	4,88	19,1
420	-22	28	8,4	-1,056	4,554	17,8
460	-24	26	9,2	-1,152	4,229	16,6
500	-25	24	10	-1,2	3,904	15,3
550	-27	23	11	-1,296	3,741	14,7
600	-28	23	12	-1,344	3,741	14,7
650	-30	22	13	-1,44	3,578	14
700	-31	21	14	-1,488	3,416	13,4
750	-32	20	15	-1,536	3,253	12,7
800	-34	19	16	-1,632	3,09	12,1
850	-36	18	17	-1,728	2,928	11,5
900	-38	17	18	-1,824	2,765	10,8
950	-40	16	19	-1,92	2,602	10,2
1000	-41	15	20	-1,968	2,44	9,6

Tensão Cisalhante de Ruptura: 27,4

Ensaio de Cisalhamento Direto

Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

Tensão Vertical (kPa): 100

Umidade:	
S+T+A (g):	73,53
S+T (g):	60,27
T (g):	11,73
w (%):	27,3

K mola:	0,1626545
L.Inic.Vert.:	0

Corpo de Prova	
Anel n.:	4
Peso do anel:	62,0 g
P (C+Anel):	154,46 g
Altura inicial:	2,083 cm
Lado:	5,052 cm
Área:	25,5227 cm ²
Volume:	53,1638 cm ³
P.E.Real Gr.:	2,59 g/cm ³
P.Esp.Nat.:	1,739 g/cm ³
P.E.Ap.Seco:	1,37 g/cm ³
e:	0,891
S:	79,409 (%)

Extensômetro						
Leit. Horiz	Leit. Vert.	Leit. Mola	E(%)	VV/Vo	Fh (kgf)	Tc (kPa)
0	0	0	0		0	0
10	-1	16	0,2	-0,048	2,602	10,2
20	-3	23	0,4	-0,144	3,741	14,7
30	-5	28	0,6	-0,24	4,554	17,8
40	-7	35	0,8	-0,336	5,693	22,3
50	-9	37	1	-0,432	6,018	23,6
60	-10	40	1,2	-0,48	6,506	25,5
70	-12	43	1,4	-0,576	6,994	27,4
80	-14	45	1,6	-0,672	7,319	28,7
90	-16	48	1,8	-0,768	7,807	30,6
100	-18	50	2	-0,864	8,133	31,9
120	-22	52	2,4	-1,056	8,458	33,1
140	-25	54	2,8	-1,2	8,783	34,4
160	-29	56	3,2	-1,392	9,109	35,7
180	-31	57	3,6	-1,488	9,271	36,3
200	-34	58	4	-1,632	9,434	37
220	-36	58	4,4	-1,728	9,434	37,0
240	-41	61	4,8	-1,968	9,922	38,9
260	-43	62	5,2	-2,064	10,085	39,5
280	-46	63	5,6	-2,208	10,247	40,1
300	-49	64	6	-2,352	10,41	40,8
340	-53	70	6,8	-2,544	11,386	44,6
380	-58	75	7,6	-2,784	12,199	47,8
420	-63	80	8,4	-3,024	13,012	51,0
460	-66	83	9,2	-3,169	13,5	52,9
500	-70	85	10	-3,361	13,826	54,2
550	-72	87	11	-3,457	14,151	55,4
600	-75	87	12	-3,601	14,151	55,4
650	-80	75	13	-3,841	12,199	47,8
700	-85	74	14	-4,081	12,036	47,2
750	-88	73	15	-4,225	11,874	46,5
800	-90	72	16	-4,321	11,711	45,9
850	-93	70	17	-4,465	11,386	44,6
900	-95	68	18	-4,561	11,061	43,3
950	-97	66	19	-4,657	10,735	42,1
1000	-98	65	20	-4,705	10,573	41,4
Tensão Cisalhante de Ruptura:						55,4

Ensaio de Cisalhamento Direto

Interessado:

Amostra: AM 01

Procedência: Fazenda Colorado - Alegrete/RS

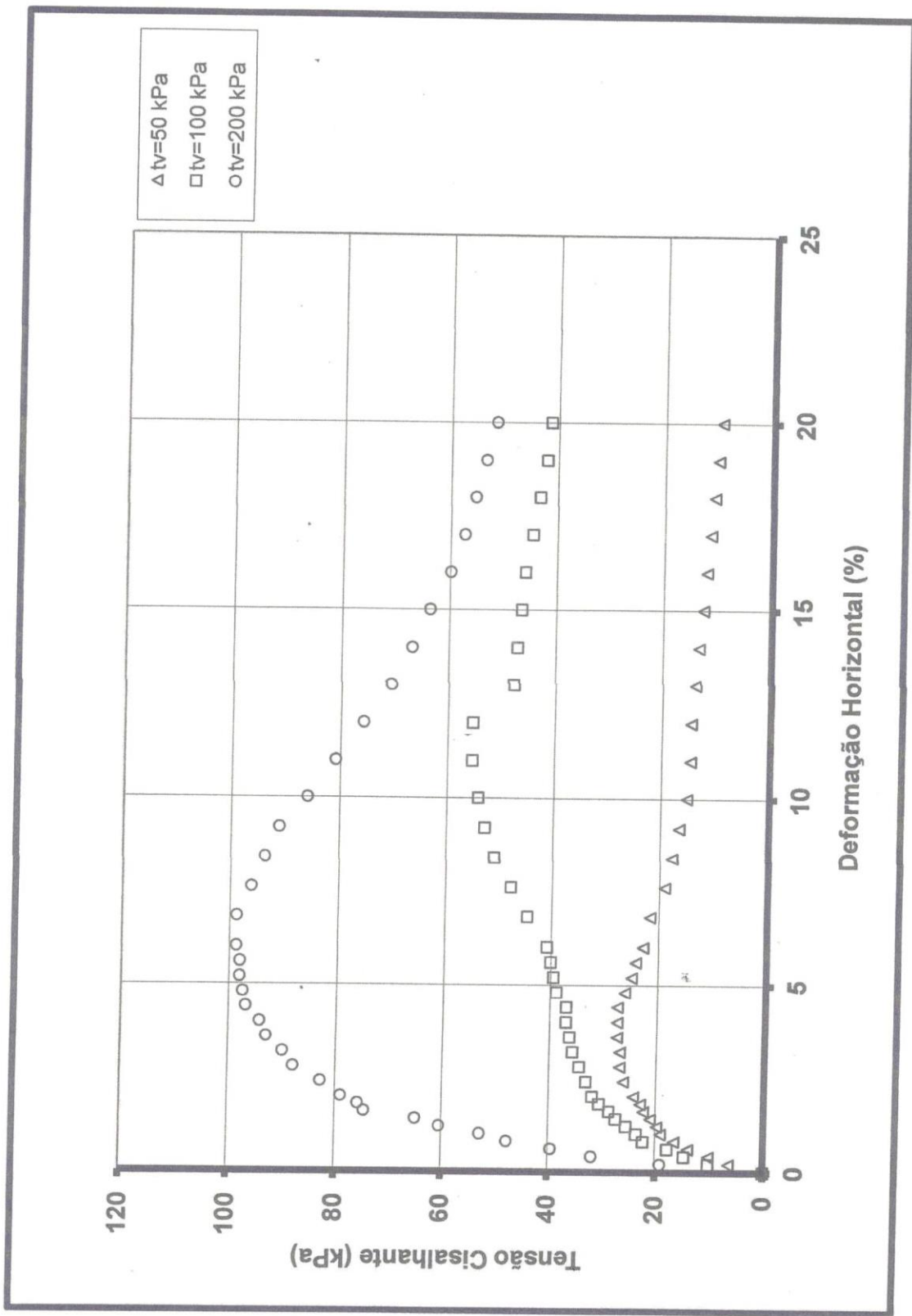
Tensão Vertical (kPa): 200

Umidade:	
S+T+A (g):	73,53
S+T (g):	60,27
T (g):	11,73
w (%):	27,3

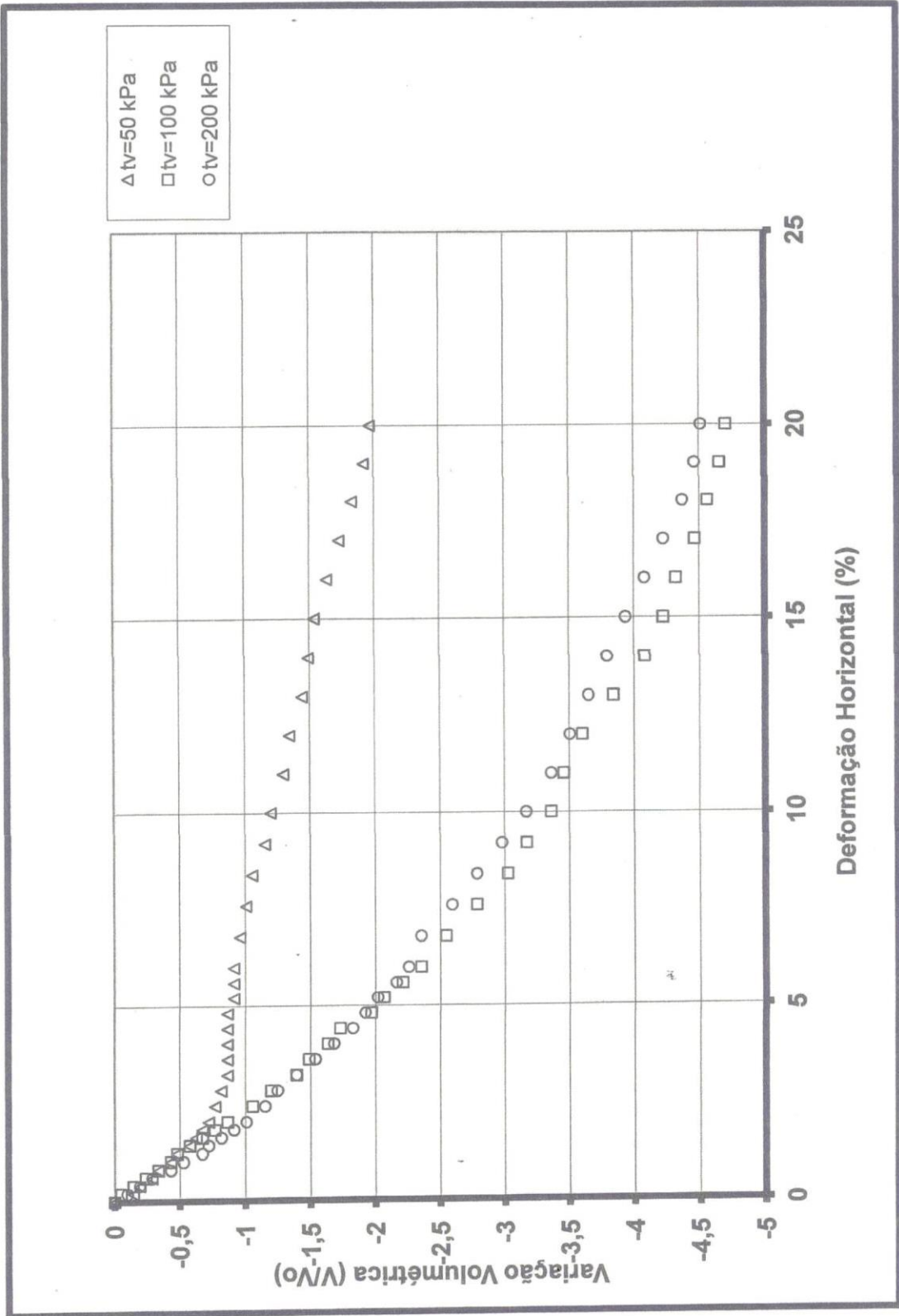
K mola:	0,1626545
L.Inic.Vert.:	0

Corpo de Prova	
Anel n.:	4
Peso do anel:	62,0 g
P (C+Anel):	154,13 g
Altura inicial:	2,083 cm
Lado:	5,052 cm
Área:	25,5227 cm ²
Volume:	53,1638 cm ³
P.E.Real Gr.:	2,59 g/cm ³
P.Esp.Nat.:	1,733 g/cm ³
P.E.Ap.Seco:	1,36 g/cm ³
e:	0,904
S:	78,267 (%)

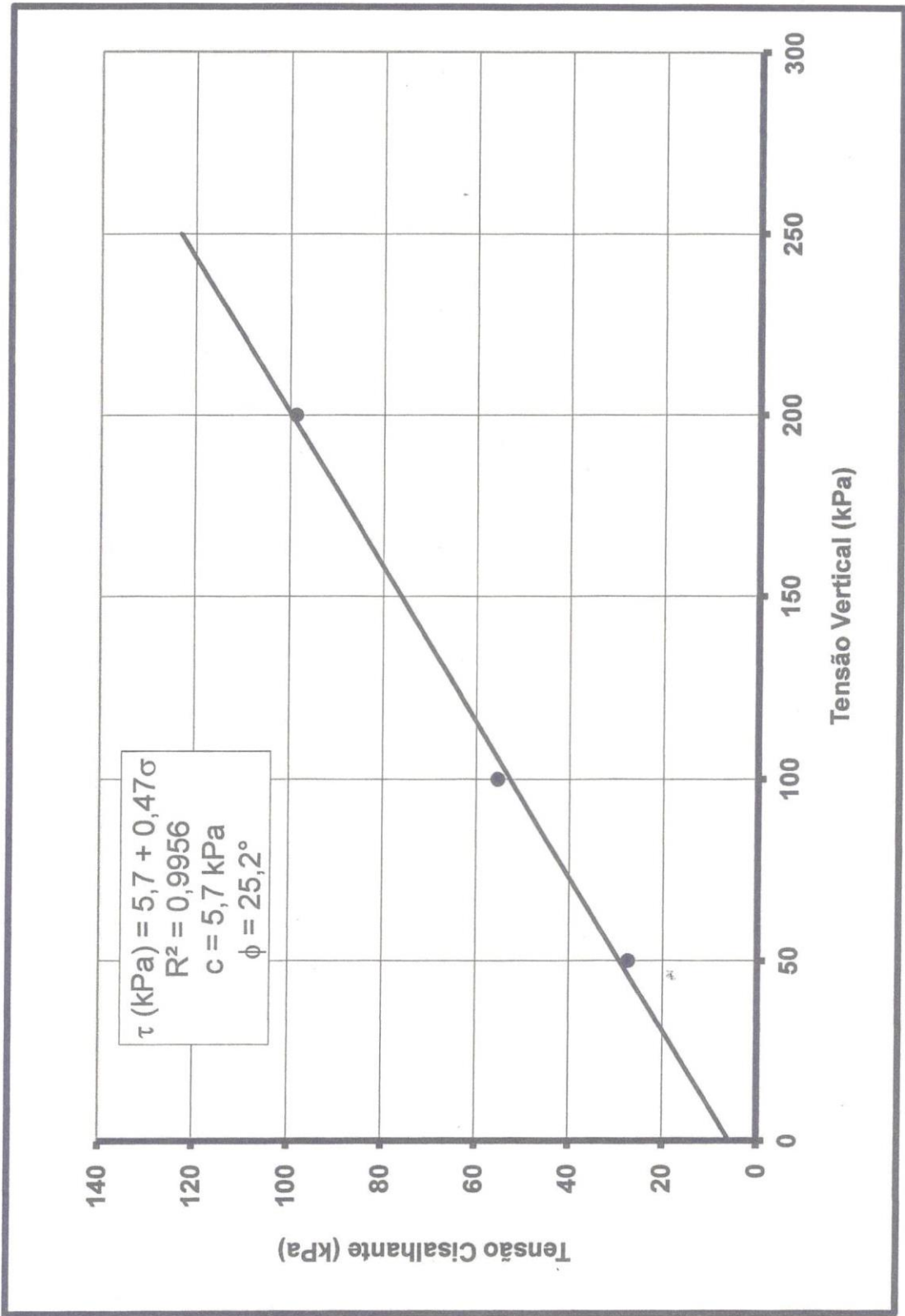
Extensômetro						
Leit. Horiz	Leit. Vert.	Leit. Mola	E(%)	VV/Vo	Fh (kgf)	Tc (kPa)
0	0	0	0		0	0
10	-2	30	0,2	-0,096	4,88	19,1
20	-4	50	0,4	-0,192	8,133	31,9
30	-6	62	0,6	-0,288	10,085	39,5
40	-9	75	0,8	-0,432	12,199	47,8
50	-11	83	1	-0,528	13,5	52,9
60	-14	95	1,2	-0,672	15,452	60,5
70	-15	102	1,4	-0,72	16,591	65,0
80	-17	117	1,6	-0,816	19,031	74,6
90	-19	119	1,8	-0,912	19,356	75,8
100	-21	124	2	-1,008	20,169	79
120	-24	130	2,4	-1,152	21,145	82,8
140	-26	138	2,8	-1,248	22,446	87,9
160	-29	141	3,2	-1,392	22,934	89,9
180	-32	146	3,6	-1,536	23,748	93
200	-35	148	4	-1,68	24,073	94,3
220	-38	152	4,4	-1,824	24,723	96,9
240	-40	153	4,8	-1,92	24,886	97,5
260	-42	154	5,2	-2,016	25,049	98,1
280	-45	154	5,6	-2,16	25,049	98,1
300	-47	155	6	-2,256	25,211	98,8
340	-49	155	6,8	-2,352	25,211	98,8
380	-54	151	7,6	-2,592	24,561	96,2
420	-58	147	8,4	-2,784	23,91	93,7
460	-62	143	9,2	-2,976	23,26	91,1
500	-66	135	10	-3,169	21,958	86
550	-70	127	11	-3,361	20,657	80,9
600	-73	119	12	-3,505	19,356	75,8
650	-76	111	13	-3,649	18,055	70,7
700	-79	105	14	-3,793	17,079	66,9
750	-82	100	15	-3,937	16,265	63,7
800	-85	94	16	-4,081	15,29	59,9
850	-88	90	17	-4,225	14,639	57,4
900	-91	87	18	-4,369	14,151	55,4
950	-93	84	19	-4,465	13,663	53,5
1000	-94	81	20	-4,513	13,175	51,6
Tensão Cisalhante de Ruptura:						98,8



[Handwritten signature]



[Handwritten signature]



SB