

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA  
CENTRO DE CIÊNCIAS RURAIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA AGRÍCOLA**

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE DIFERENTES  
MÉTODOS DE ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE  
TALUDES EM BARRAGENS DE TERRA**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO**

**Tonismar dos Santos Pereira**

**Santa Maria, RS, Brasil  
2013**

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE DIFERENTES MÉTODOS DE  
ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TALUDES EM  
BARRAGENS DE TERRA**

**Tonismar dos Santos Pereira**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola, Área de Concentração Engenharia de Água e Solo, da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção do grau de **Mestre em Engenharia Agrícola**.

**Orientador: Prof. Adroaldo Dias Robaina**

**Santa Maria, RS, Brasil  
2013**

Ficha catalográfica elaborada através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Central da UFSM, com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

dos Santos Pereira, Tonismar  
AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE DIFERENTES MÉTODOS DE  
ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TALUDES EM BARRAGENS DE TERRA  
/ Tonismar dos Santos Pereira.-2013.  
77 p.; 30cm

Orientador: Adroaldo Dias Robaina  
Coorientadora: Marcia Xavier Peiter  
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa  
Maria, Centro de Ciências Rurais, Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Agrícola, RS, 2013

1. Engenharia Agrícola 2. Estabilidade de Taludes 3.  
Barragens de Terra I. Dias Robaina, Adroaldo II. Xavier  
Peiter, Marcia III. Título.

**Universidade Federal de Santa Maria  
Centro de Ciências Rurais  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola**

**A Comissão Examinadora, abaixo assinada,  
aprova a Dissertação de Mestrado**

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE DIFERENTES MÉTODOS DE  
ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TALUDES EM  
BARRAGENS DE TERRA**

elaborada por  
**Tonismar dos Santos Pereira**

como requisito parcial para a obtenção de grau de  
**Mestre em Engenharia Agrícola**

**COMISSÃO EXAMINADORA:**

**Adroaldo Dias Robaina**  
Dr. (UFSM)  
(Presidente/Orientador)

**Marcia Xavier Peiter**  
Dr.<sup>a</sup> (UFSM)  
(Co-orientadora)

**Liane de Souza Weber**  
Dr.<sup>a</sup> (UFSM)

**Ana Rita Costenaro Parizi**  
Dr.<sup>a</sup> (IF Farroupilha)

Santa Maria, 20 de fevereiro de 2013.

## AGRADECIMENTOS

À Deus, que ilumina e conforta em todos os momentos difíceis.

À Universidade Federal de Santa Maria, mais especificamente ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola (PPGEA), pela oportunidade oferecida.

Ao orientador Prof. Adroaldo Dias Robaina pela oportunidade, orientação, dedicação, amizade, confiança depositada e pelos ensinamentos e lições vivenciados durante este período.

A co-orientadora Prof<sup>ª</sup> Marcia Xavier Peiter, pelo constante acompanhamento, carinho, amizade, paciência, ensinamentos e auxílio na realização deste e de outros trabalhos.

Aos membros da Comissão Examinadora.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia Rural, em especial ao Sr. Luiz Carlos Nunes pela dedicação e amizade.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de estudos concedida.

Aos professores do PPGEA pelos ensinamentos.

Aos meus pais, Antônio Pereira e Zaira Pereira, pelo amor, incentivo e dedicação em todos os momentos de minha vida.

À minha esposa Juliane Diniz e filha Isabela Diniz Pereira, pelo incentivo, amor, carinho, motivação e compreensão para que mais esta meta fosse alcançada.

Ao meu irmão Vagner Pereira e cunhada Flávia Pereira, pelo carinho e ajuda neste caminho percorrido.

A minha avó de coração Iolanda Diniz pelo carinho e apoio durante este período.

Aos colegas e amigos do PPGEA, Rogério Torres, Ricardo Rosso, Taise Buske, Fabiano Braga, Fátima Cibele Soares, Rafael Ferraz, Angélica Castro de Souza, Mario Nunes e, principalmente, aos amigos que motivaram esta caminhada Gisele Vivan e Fabrício Barboza.

À memória do meu amigo Hendrigo Torchelsen da Silveira, pelo incentivo a retomar os estudos.

A todos os amigos, que estiveram ao meu lado durante esta jornada, pelo carinho, amizade, força e presença.

Muito Obrigado!

*“Se você se contentar com menos do que pode ser,  
será infeliz pelo resto da vida.”*

*Abraham Maslow*

## RESUMO

Dissertação de Mestrado  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola  
Universidade Federal de Santa Maria

### **AValiação do desempenho de diferentes métodos de análise de estabilidade de taludes em barragens de terra**

AUTOR: TONISMAR DOS SANTOS PEREIRA  
ORIENTADOR: ADROALDO DIAS ROBAINA  
Santa Maria, 20 de FEVEREIRO de 2013.

A diversidade de tamanhos e usos das barragens e aterros, no Brasil, reflete-se, também, nas condições dessas estruturas. Algumas são impecavelmente projetadas, atendendo normas de segurança compatíveis com os padrões nacionais e internacionais mais exigentes, enquanto outras apresentam sérios riscos de que os limites de segurança sejam ultrapassados, podendo, inclusive, resultar no rompimento da estrutura, visto a complexidade e excessiva mão-de-obra dos cálculos de estabilidade de taludes. O objetivo deste trabalho foi avaliar o desempenho dos métodos de análise de estabilidade de taludes menos precisos, visando reduzir a quantidade de operações dos quais se utilizam os métodos de maior acurácia existentes na literatura. O desenvolvimento do trabalho se deu a partir do índice de desempenho de 4 métodos de cálculo de estabilidade de taludes, sendo Fellenius (1936), Bishop (1955), Bishop Simplificado (1995) e Janbu Simplificado (1973) comparados ao método de Spencer (1967) considerado um método exato no cálculo do fator de segurança, porém, que requer maior tempo computacional para a obtenção dos resultados. O procedimento foi realizado em cenários com diferentes tipos de solos, alturas e inclinações de taludes, e para condições de reservatório sujeito a esvaziamento rápido e lento. Com base nos valores de  $F_S$  calculados, foram ajustadas equações de regressão linear, onde a variável dependente foi o  $F_S$  obtido através da equação de Spencer, e variável independente os valores de  $F_S$  estimados pelos demais métodos. Com isso, foram feitas análises comparativas usando o índice de correlação “ $r$ ”, exatidão “ $d$ ” (WILLMOTT et al, 1985) e desempenho “ $c$ ” sugeridos por Camargo e Sentelhas (1997). Os métodos que obtiveram desempenho ótimo para todas as condições com os maiores índices de confiança foram Bishop Simplificado e Janbu Simplificado, sendo que os valores de  $F_S$  calculados por estes obtiveram coeficientes de determinação de 99% e 96,59%, respectivamente, podendo ser utilizados como alternativa, em substituição ao método de Spencer, na análise de estabilidade de taludes em barragens de terra.

**Palavras-chave:** Fellenius. Bishop. Bishop Simplificado. Janbu Simplificado. Spencer.

## ABSTRACT

Masters Dissertation  
Agricultural Engineering Post Graduation Program  
Santa Maria Federal University, RS, Brazil

### PERFORMANCE ASSESSMENT OF DIFFERENT METHODS OF SLOPE STABILITY ANALYSIS IN EARTH DAMS

AUTHOR: TONISMAR DOS SANTOS PEREIRA  
ADVISER: ADROALDO DIAS ROBAINA  
Santa Maria, February 20th, 2013.

The diversity of sizes and uses of dams and embankments, in Brazil, is reflected, in terms of these structures, too. Some are impeccably designed, meeting safety standards consistent with national and international standards more stringent, while others have serious risks that safety limits are exceeded, and may even result in the disruption of the structure, given the complexity and excessive hand-labor calculations of slope stability. The aim of this study was to evaluate the performance of the methods of slope stability analysis less accurate, to reduce the number of operations which make use the most accurate methods available in the literature. The development work was given from the performance index of 4 methods of calculating slope stability, being Fellenius (1936), Bishop (1955), Simplified Bishop (1995) and Janbu Simplified (1973) compared with the method of Spencer (1967) considered an exact method for calculating the safety factor, however, which requires more computational time to obtain the results. The procedure was performed in scenarios with different soil types, heights and inclinations of slopes, and for conditions subject to reservoir emptying fast and slow. Based on the calculated  $F_S$  values were adjusted linear regression equations, where the dependent variable was obtained by the  $F_S$  equation Spencer, and independent variable  $F_S$  values estimated by other methods. Thus, comparative analyzes were performed using the correlation index " $r$ " accuracy " $d$ " (WILLMOTT et al., 1985) and performance " $c$ " suggested by Camargo & Sentelhas (1997). The methods we have obtained optimum performance for all conditions with the highest levels of trust were Simplified Bishop and Janbu Simplified, and the values obtained by these  $F_S$  calculated determination coefficients of 99% and 96.59%, respectively, and can be used alternatively, replacing the Spencer's method, in the analysis of slope stability in earth dams.

**Keywords:** Fellenius. Bishop. Simplified Bishop. Janbu Simplified. Spencer.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Decomposição da força P em suas componentes tangencial e normal e a força de resistência R.....	19
Figura 2 – Geometria do escorregamento.....	24
Figura 3 – Relação de forças na análise de ruptura circular .....	27
Figura 4 – Superfícies de ruptura associado à fenda de tração, preenchida com água.....	29
Figura 5 – Relação de parâmetros envolvidos na análise da estabilidade de taludes com superfície curva de ruptura .....	30
Figura 6 – Distribuição de forças em uma fatia de solo (n), em uma vertente com deslizamento rotacional .....	33
Figura 7 – Forças envolvidas no equilíbrio de uma lamela de solo em uma vertente.....	37
Figura 8 – Gráfico para a determinação de $M_{(\alpha)}$ .....	39
Figura 9 – Dimensões da geometria de escorregamento necessárias a determinação do fator $f_0$ .....	41
Figura 10 – Forças atuantes na base da fatia pelo Método de Spencer (1967).....	42
Figura 11 – Determinação gráfica do fator de segurança pelo Método de Spencer.....	44
Figura 12 – Fluxograma dos cenários de fatores de segurança ( $F_S$ ) calculados .....	46
Figura 13–Proporcionalidade do círculo de deslizamento .....	49
Figura 14 – Inclinação da base da fatia ( $\alpha$ ).....	49
Figura 15 – Altura ( $h$ ), largura ( $b$ ) e o comprimento do arco na base das fatias ( $l$ ) .....	50
Figura 16 – Alturas e áreas de água nas fatias.....	50
Figura 17 – Tela principal do modelo com a apresentação das pastas e referentes aos valores de $\theta$ , $F_{Sm}$ e $F_{Sh}$ inseridos para a composição da curvas .....	51
Figura 18 – Intersecção da curva de equilíbrio de momentos ( $F_{Sm}$ ) e da curva de força e momento com hipótese de valor de $\theta$ constante ( $F_{Sh}$ ) .....	52
Figura 19 – Influência da altura nos valores de $F_S$ para perfis de jusante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido .....	55
Figura 20 – Influência da altura nos valores de $F_S$ para perfis de jusante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido .....	56
Figura 21 – Influência da altura nos valores de $F_S$ para perfis de montante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido .....	57
Figura 22 – Influência da altura nos valores de $F_S$ para perfis de montante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido .....	58

Figura 23 – Representação gráfica dos valores de $F_S$ calculados por diferentes métodos de estabilidade de taludes em relação ao método de Spencer .....	60
Figura 24 – Representação geral dos métodos Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop e Janbu Simplificado comparados ao método de Spencer.....	68

## LISTA DE QUADROS

Quadro 1 - Inclinações dos taludes de barragens homogêneas, sobre fundações estáveis.....	21
Quadro 2 - Fatores de segurança determinísticos e as respectivas condições de estabilidade do talude .....	24
Quadro 3 - Características dos métodos de análise de estabilidade de taludes .....	28

## LISTA DE APÊNDICES

- Apêndice 1 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de jusante .....74
- Apêndice 2 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de jusante .....75
- Apêndice 3 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de montante .....76
- Apêndice 4 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de montante .....77

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO .....	13
2	REVISÃO DE LITERATURA.....	15
2.1	Barragens de terra .....	15
2.1.1	História .....	15
2.1.2	Aspectos Gerais .....	16
2.1.3	Segurança de barragens .....	16
2.2	Estabilidade de taludes.....	18
2.2.1	Taludes .....	18
2.2.2	Modos de ruptura em taludes .....	19
2.2.3	Tipos e causas de instabilidade em taludes .....	20
2.2.4	Dimensionamento de taludes de uma barragem de terra.....	21
2.3	Análise de estabilidade de taludes .....	22
2.3.1	Determinação do fator de segurança .....	23
2.3.2	Equilíbrio Limite .....	26
2.3.3	Mecanismo de ruptura circular.....	27
2.4	Métodos para cálculo de estabilidade de taludes .....	28
2.4.1	Métodos que admitem superfície de ruptura circular .....	29
3	MATERIAL E MÉTODOS .....	45
3.1	Descrição do Estudo .....	45
3.2	Dados de solo.....	46
3.3	Ferramentas utilizadas .....	48
3.3.1	O software AUTO CAD.....	48
3.3.2	Software OringinPro 8.5.....	51
3.4	Análise de Dados .....	52
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	54
4.1	Influência da altura da barragem.....	54
4.2	Comparações entre os diferentes métodos.....	59
4.3	Avaliação do desempenho dos métodos propostos.....	64
5	CONCLUSÃO .....	69
	REFERÊNCIAS .....	70
	APÊNDICES .....	73

# 1 INTRODUÇÃO

Os recursos hídricos ganham maior importância na medida em que as necessidades e exigências de disponibilidade de água doce, em quantidade e qualidade, aumentam ao ritmo do crescimento populacional, em escala mundial.

A água é considerada um bem natural precioso, ao passo que economias regionais e nacionais dependem da disponibilidade adequada desta para geração de energia, abastecimento público, irrigação e produção de alimentos (agricultura, aquicultura e pesca). Dentre estas, a agricultura teve um acréscimo de aproximadamente 35% na produtividade nacional nos últimos 10 anos, visto que, o incremento na irrigação é um dos grandes responsáveis por este aumento. A demanda mundial para a produção de alimentos aumenta progressivamente a taxas muito altas. Atualmente, na maioria dos países, continentes e regiões, a água consumida na agricultura é de cerca de 70% da disponibilidade total (TUNDISI, 2008). Entretanto os grandes desafios mundiais de produção de alimentos e agroenergéticos podem ser superados mais facilmente com a utilização da agricultura irrigada. Os cenários sobre a irrigação descritos pela FAO (2002) indicam que esta será responsável por 40% da expansão de área agrícola no período 1995-2030 e entre 50-60% do crescimento de produção de alimentos, porém, no Brasil, o desenvolvimento da sua agropecuária em bases satisfatórias se dará mediante garantia hídrica, ou seja, com infraestrutura para armazenamento de água (BRASIL, 2009).

O aproveitamento dos recursos de água doce superficiais juntamente com a necessidade de armazenamento dos mesmos, em períodos de menor disponibilidade, colocam a evidente necessidade de construção de barragens de forma a otimizar a disponibilidade de água de cada bacia hidrográfica. Contudo, as barragens colocam uma variedade de problemas que requerem consideração atenta, tais como riscos geotécnicos e sísmicos, impactos biológicos, climáticos, agrícolas, socioculturais e econômicos, nos territórios e nas populações adjacentes.

Atualmente, no Brasil, existem inúmeros barramentos de diversas dimensões e destinados a diferentes usos, tais como barragens de infraestrutura para acumulação de água para abastecimento urbano, irrigação, piscicultura, geração de energia, aterros ou diques para retenção de resíduos industriais, barragens de contenção de rejeitos de mineração, entre outros. A diversidade de tamanhos e usos das barragens e aterros reflete-se, também, nas

condições dessas estruturas. Algumas são impecavelmente projetadas, atendendo normas de segurança compatíveis com os padrões nacionais e internacionais mais exigentes, enquanto outras apresentam sérios riscos de que os limites de segurança sejam ultrapassados, podendo, inclusive, resultar no rompimento da estrutura, visto a complexidade e elevado número de parâmetros e formulações matemáticas dos cálculos de estabilidade de taludes. Por estes motivos, além das desastrosas consequências que os escorregamentos acarretam, cada vez mais, o estudo dos processos de cálculos de estabilização de taludes e suas formas de contenção tornam-se necessários.

Com base no exposto, o objetivo deste trabalho é avaliar o desempenho de diferentes métodos para o cálculo de estabilidade de taludes, visando encontrar o que mais se assemelhe a um método considerado exato, buscando assim, uma metodologia que contribua de forma eficiente e concisa em projetos nos quais se preconizam o conhecimento do fator de segurança.

Somado ao objetivo principal, faz-se necessário verificar quais as variáveis de entrada são mais significativas, a fim de se obter valores de  $F_S$  mais fidedignos. Além disso, o trabalho também visa verificar, sob análise de critérios de segurança, quais dos materiais utilizados para construção de barragens de terra podem ser melhor qualificados para tal função.

## 2 REVISÃO DE LITERATURA

### 2.1 Barragens de terra

#### 2.1.1 História

As barragens de terra constituem umas das mais antigas realizações humanas. Desde os primórdios o homem pela imprescindível necessidade de dispor de água para sobreviver, procura habitar próximos das fontes d'águas existentes ao redor do globo terrestre (FERREIRA et al., 2011).

As primeiras obras hidráulicas, provavelmente, foram executadas antes que o homem fosse homem, *Homo sapiens*. Muitos conceitos errôneos e a falta de transmissão do conhecimento, dentre outros, foram fatores que limitaram a evolução científica da hidráulica durante todo período, desde a antiguidade até o renascimento. É claro que vários outros fatores histórico-tecnológicos reforçaram esta limitação.

A materialização da inteligência reflexiva, entretanto, só começou a tomar forma com as civilizações advindas do encontro de água com o deserto. Ou seja, os Sumérios, e as demais culturas Mesopotâmicas, e em especial o Egito, a dádiva do Nilo. Até etimologicamente Mesopotâmia tem relação com a água (PEREIRA, 1994).

Apesar das barragens de terra serem descritas historicamente como algumas das mais antigas realizações humanas, a aplicação dos processos racionais da engenharia ao estudo e projeto de barragens de terra só começou em meados de 1930, com o rápido desenvolvimento da Mecânica dos Solos (ESTEVES, 1964).

O desenvolvimento dos processos de estudo de fundações, o aperfeiçoamento das técnicas de experimentações laboratoriais, os recursos das teorias de equilíbrio e deformação, permitem a execução de projetos de barragens de terra, praticamente em qualquer lugar, nas mais diversas condições e desenvolvimento.



### 2.1.2 Aspectos Gerais

Barragem é toda a obra destinada a realizar o armazenamento de água, cujo volume d'água armazenada seja superior a  $500.000\text{m}^3$  ou altura d'água (nível normal) superior a 1,5m, podendo ser de terra, alvenaria, concreto armado ou simples, etc (RIO GRANDE DO SUL, 1955).

As barragens de terra são as mais elementares obras de barragens e normalmente se prestam para qualquer tipo de fundação, desde a rocha compacta, até terrenos construídos de materiais inconsolidados. Esses últimos, aliás, são seu campo típico de aplicação. Existe certa variabilidade no tipo de barragem de terra, que poderá ser homogêneo ou zonado (MARANGON, 2004)

Uma barragem de terra não é exigente nem nas fundações nem nos materiais. Ela molda-se a quase todas as fundações e, com modernas técnicas de mecânica dos solos e terraplanagens, aceita uma enorme variedade de solos. A grande vantagem das barragens de terra, sobre as outras é que podem ser construídas sobre qualquer tipo de fundação (COSTA; LANÇA, 2001).

As barragens de terra são apropriadas para locais onde haja disponibilidade de solos argilosos ou areno-siltoso/argilosos, além da facilidade de situar o vertedouro em uma das margens utilizando o solo escavado para a sua própria construção (FERREIRA et al., 2011).

### 2.1.3 Segurança de barragens

Como na generalidade dos sistemas tecnológicos, a segurança absoluta das barragens não pode ser garantida. Esta é uma realidade conhecida, desde há muito tempo, pelos técnicos e especialistas. Alguns acidentes históricos e as catástrofes resultantes, nos séculos XIX e XX, confirmam esta afirmação. No entanto, esta realidade não totalmente reconhecida pelo público em geral e a informação ao público nem sempre é clara sobre este ponto. Por intuição ou por imposição de regulamentos técnicos (recomendações ou códigos técnicos), adotam-se critérios de projeto e de dimensionamento que correspondem a garantias de resistência e de funcionalidade com margens de “segurança” consideradas “confortáveis” pela comunidade técnico-científica e indiretamente pela sociedade (ALMEIDA, 2009).

A engenharia de barragens brasileira passou a ser reconhecida internacionalmente como sinônimo de qualidade, empenhedorismo e técnica, apesar de incidentes envolvendo barragens não serem raros no país. Entretanto, os incidentes que ocorrem geralmente estão associados à baixa qualidade tanto de projetos quanto de construções, apesar de, com as ferramentas e equipamentos disponíveis, facilidade e viabilidade de realização de ensaios de campo e laboratório, estado do conhecimento etc., ser perfeitamente possível projetar, construir, manter, operar e descomissionar obras de médio e grande porte com alto grau de confiabilidade e segurança (PERINI, 2009).

A Comissão Internacional de Grandes Barragens (ICOLD) define segurança como sendo a capacidade das estruturas, reservatório e zona a jusante da barragem em atender requisitos de desempenho durante a expectativa de vida da estrutura, considerando aspectos ambientais, estruturais, hidráulicos e operacionais (SILVEIRA, 1990).

As medidas de controle de segurança estabelecidas levam ao atendimento dos requisitos de desempenho, reduzindo assim os riscos efetivos, sempre presentes, de incidentes e acidentes. Isto representa a garantia de durabilidade durante a expectativa de vida de uma estrutura (PERINI, 2009).

Não existe registro oficial sobre o número e tipo de incidentes, causas prováveis ou dos danos causados, entretanto estudo realizado por Menescal (2009) mostra que só nos últimos nove anos cerca de 140 casos foram noticiados pela imprensa local, dos quais metade são casos de ruptura.

Um incidente é definido como uma falha no desempenho, que pode afetar a curto ou longo prazo, a operação da barragem e que requer algum tipo de trabalho de manutenção. Um acidente significa alguma ocorrência excepcional que afeta o comportamento da barragem e cuja evolução, se não controlada, pode causar sua ruína.

Além das consequências com prejuízos diretos, como a perda de vidas humanas e os danos materiais no açude e nas zonas inundadas, há ainda que considerar os prejuízos indiretos resultantes da interrupção das atividades produtivas nas zonas afetadas, da impossibilidade de exploração dos recursos hídricos e os resultantes de traumas psicológicos e físicos nos sobreviventes.

As medidas de controle de segurança estabelecidas levam ao atendimento dos requisitos de desempenho, reduzindo assim os riscos efetivos, sempre presentes, de incidentes e acidentes. Isto representa a garantia de durabilidade durante a expectativa de vida de uma estrutura (MENESCAL, 2005).

A programação dos estudos de estabilidade exige obedecer a uma sequência de

atividades cuja importância individual não pode ser desprezada, lembrando-se que os projetos teoricamente bem elaborados e apoiados sobre análises de estabilidade detalhadas causaram sérios problemas por omitir ou subestimar determinados aspectos importantes (MARANGON, 2004). Conseqüentemente, deve-se escolher criteriosamente as condições de carregamento a analisar, as seções mais críticas, (essa escolha exigirá a elaboração prévia de seções geotécnicas longitudinal e transversal), os parâmetros de resistência, os métodos de análises e os fatores de segurança mínimos.

## **2.2 Estabilidade de taludes**

### **2.2.1 Taludes**

Talude é um termo genérico, compreendendo qualquer superfície inclinada que limita um maciço de terra, de rocha ou de ambos. Pode ser natural, caso de encostas ou vertentes, ou artificial, quando construído pelo homem, caso dos cortes e aterros (FIORI; CARMIGNANI, 2009). Os taludes artificiais são declives de aterros a partir de vários materiais em estrutura conhecida e exibem uma homogeneidade mais acentuada que os naturais (GUIDICINI; NIEBLE, 1984).

Depreende-se da sua definição que na estabilidade dos taludes intervêm condicionantes relativos à natureza dos materiais constituintes e dos agentes perturbadores, quer sejam de natureza geológica, antrópica ou geotécnica.

Do ponto de vista teórico, um talude se apresenta como uma massa de solo submetida a três campos de força distintos: forças devidas ao peso dos materiais, forças devidas ao escoamento de água e forças devidas à resistência ao cisalhamento.

A análise do equilíbrio-limite considera que as forças que tendem a induzir a ruptura ou o movimento são exatamente balanceadas pelas forças resistentes. Para exemplificar, considera-se um bloco apoiado sobre um plano inclinado de um ângulo  $\theta$  (Figura 1) (FIORI; CARMIGNANI, 2009).

Os taludes artificiais frequentemente exibem uma homogeneidade mais acentuada que os maciços naturais e, por isto, adequam-se melhor às teorias desenvolvidas para as análises de estabilidade.

O objetivo da análise de estabilidade é avaliar a possibilidade de ocorrência de escorregamento de massa de solo presente em talude natural ou construído (GERSCOVICH, 2009).

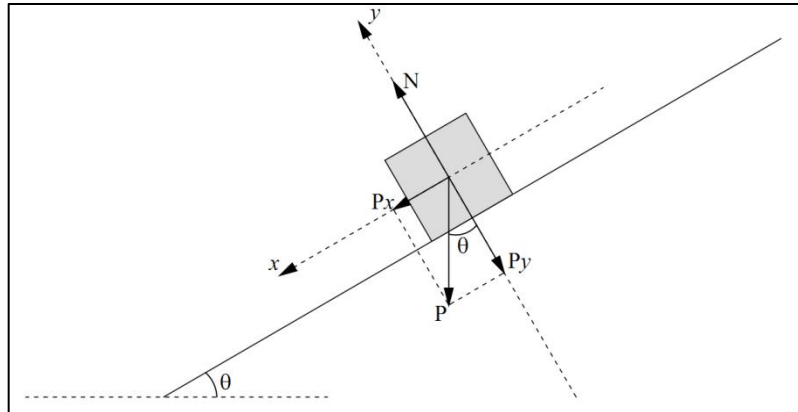


Figura 1 – Decomposição da força  $P$  em suas componentes tangencial e normal e a força de resistência  $R$

### 2.2.2 Modos de ruptura em taludes

Os taludes tanto naturais quanto artificiais podem romper de várias formas. Cruden e Varnes (1996) classificaram as rupturas em taludes nas cinco categorias principais relacionadas a seguir:

1. Queda – é o desprendimento de solo e/ou fragmentos de rocha que caem de um talude.
2. Tombamentos – É o movimento de rotação à frente do solo e/ou de massas rochosas aproximadamente no eixo abaixo do centro de gravidade do material que está sendo deslocada.
3. Escorregamentos ou deslizamentos – é o movimento descendente de uma massa de solo. Ocorre na superfície de ruptura.
4. Expansões laterais ou espalhamento – é uma forma de deslizamento que ocorre por translação;
5. Escoamentos – é o movimento, ladeira abaixo, da massa de solo, de forma similar à de fluídos viscosos.

### 2.2.3 Tipos e causas de instabilidade em taludes

Ao se iniciar o estudo das análises de estabilidade é conveniente tratar das causas que podem levar os taludes a instabilidade. Estas causas são complexas, pois envolvem uma infinidade de fatores que se associam e entrelaçam.

O movimento dos maciços de terras depende, principalmente, da sua resistência interna ao escorregamento (TERZAGHI, 1943).

Os escorregamentos de taludes são causados por uma redução da resistência interna do solo que se opõe ao movimento da massa deslizante e/ou por um acréscimo das solicitações externas aplicadas ao maciço (BORGATTO, 2006). Segundo Varnes (1978) os movimentos de terra são separados em três categorias consoante à velocidade em que ocorrem. São eles: os desmoronamentos, os escorregamentos e os rastejos.

Os desmoronamentos são movimentos rápidos, resultantes da ação da gravidade sobre a massa de solo que se destaca do restante do maciço e rola talude abaixo. Há um afastamento evidente da massa que se desloca em relação à parte fixa do maciço.

Os escorregamentos procedem da separação de uma cunha de solo que se movimenta em relação ao resto do maciço segundo uma superfície bem definida. O movimento é ainda rápido, mas não há uma separação efetiva dos corpos. Segundo Das (2007) as análises de estabilidade quantitativas se enquadram nesta categoria de movimento de terra.

Os rastejos ou fluimentos são movimentos bastante lentos que ocorrem nas camadas superiores do maciço, diferem dos escorregamentos, pois neles não existe uma linha que separa de forma nítida a porção que se desloca e a parte remanescente, estável, do maciço.

As causas das instabilidades em taludes enumerados por Terzaghi (1952) são colocadas em três níveis:

1. Causas externas – ações externas que alteram o estado de tensão atuante sobre o maciço resultando num acréscimo de tensões cisalhantes que igualando ou superando a resistência ao cisalhamento, levam à ruptura. Podem ocorrer devido ao aumento da inclinação do talude, deposições de material ao longo da crista do talude, efeitos sísmicos, cortes no pé do talude, etc;
2. Causas internas – ações internas que atuam reduzindo a resistência ao cisalhamento, sem alterar visualmente a geometria do maciço. Podem ocorrer devido ao intemperismo/decomposição, erosão interna, ciclagem da poro pressão, decréscimo da coesão, etc;

3. Causas intermediárias – ações que podem ocorrer na fundação do maciço devido à elevação ou rebaixamento do lençol freático, elevações do artesianismo, empuxo hidrostático da água preenchendo fendas verticais, liquefação espontânea, etc.

#### 2.2.4 Dimensionamento de taludes de uma barragem de terra

O projeto do maciço compactado de uma barragem é principalmente controlado pelas características dos materiais de construção disponíveis, pela natureza das fundações, pelos métodos construtivos especificados e pelo grau de controle de construção previsto. Pelas considerações relativas aos custos dos materiais de construção, há um máximo interesse de se utilizar os solos disponíveis nas proximidades imediatas do local de implantação da barragem; em função da qualidade e das propriedades destes solos no estado compactado, deve-se dimensionar as declividades dos taludes em termos econômicos e seguros, o que reverterá em benefícios substanciais, principalmente quando se trata de barragem de grande altura; para atingir tais objetivos, será necessário programar cuidadosamente análises de estabilidade adequadas, as quais exigem estudos prévios detalhados bem como a fixação de critérios de projeto compatíveis com as características da obra (MARANGON, 2004).

No caso de barragens com aterro homogêneo, Costa e Lança (2001) apresentam as seguintes sugestões (Quadro 1) para as inclinações dos taludes, sobre fundações estáveis:

Sujeito a esvaziamento rápido	Símbolo do grupo de solo	Montante	Jusante
Não	GW, GP, SW, SP	Não adequado (Permeável)	Não adequado (Permeável)
	GC, GM, SC, SM	2,5 : 1	2,0 : 1
	CL, ML	3,0 : 1	2,5 : 1
	CH, MH	3,5 : 1	2,5 : 1
Sim	GW, GP, SW, SP	Não adequado (Permeável)	Não adequado (Permeável)
	GC, GM, SC, SM	3,0 : 1	2,0 : 1
	CL, ML	3,5 : 1	2,5 : 1
	CH, MH	4,0 : 1	2,5 : 1

Quadro 1 - Inclinações dos taludes de barragens homogêneas, sobre fundações estáveis  
GW-Cascalho bem graduado, cascalho e areia sem muitos finos; GP-Cascalho mal graduado, cascalho e areia

sem muitos finos; GM-Cascalho siltoso com areia; GC-Cascalho argiloso com areia; SW-Areia bem graduada, com cascalho e sem muitos finos; SP-Areia mal graduada, com cascalho e sem muitos finos; SM-Areia siltosa, mistura de areia e silte ou limo; SC-Areia argilosa, mistura de areia e argila; ML-Material siltoso e areias muito finas, pó-de-pedra, areias finas siltosas ou argilosas, ou siltes argilosos com baixa plasticidade; CL-Argilas magras, argilas de plasticidade baixa ou média, argilas com cascalho, areia ou silte; MH-Siltes, limos, areias finas micáceas ou diatomáceas, solos siltosos, siltes elásticos; CH-Argilas gordas, de plasticidade média ou alta.

No caso de barragens de terra um rebaixamento rápido do nível do reservatório, comum em estruturas de contenção de cheias, corresponde uma situação crítica para o maciço de montante da barragem, Segundo Costa e Lança (2001), entende-se por rebaixamento ou esvaziamento rápido do reservatório o que apresenta velocidades mínimas de descida de nível de 0,15 m por dia.

Visando a segurança da estrutura deve-se ainda determinar a linha infiltração e calcular as dimensões do filtro de jusante, tendo este a função de rebaixar a linha de infiltração para o interior do maciço evitando que esta venha a cortar o talude de jusante (ROBAINA; PEITER, 2011).

A análise de estabilidade tem como objetivo, no caso de barragens, definir a seção da barragem de forma a escolher a configuração economicamente mais viável. Neste caso são necessários estudos considerando diversos momentos da obra: final de construção, em operação, sujeita a rebaixamento do reservatório, etc (GERSCOVICH, 2009).

### **2.3 Análise de estabilidade de taludes**

A análise de estabilidade envolve um conjunto de procedimentos visando à determinação de um índice ou de uma grandeza que permita quantificar o quão próximo da ruptura um determinado talude se encontra, para um determinado conjunto de condicionantes atuantes (pressões neutras, sobrecargas, geometria, etc).

- Métodos analíticos: baseiam-se na teoria do equilíbrio limite, análise limite e nos modelos matemáticos de tensão e deformação;
- Métodos experimentais: empregam modelos físicos de diferentes escalas;
- Métodos observacionais: calcados na experiência acumulada com a análise de rupturas anteriores (retroanálise, ábacos de projetos, opinião de especialistas, etc) (JUNIOR, 2005).

De acordo com Calle (2000), o método analítico tem a vantagem de quantificar o grau de segurança, não sendo possível tal quantificação com os outros dois métodos. Os métodos analíticos, empregando o equilíbrio limite, expressam a estabilidade de um talude ou uma encosta por um Coeficiente ou Fator de Segurança ( $F_S$ ).

A análise de estabilidade por equilíbrio limite tem uma grande aceitação, que se deve basicamente a três motivos segundo Thomaz (1984): a simplicidade do método, ao nível satisfatório de acurácia dos seus resultados (no que diz respeito à segurança do maciço) e, o mais importante talvez, à relativa facilidade e baixo custo para se estimar ou obter os parâmetros de resistência do solo com a precisão necessária para o bom funcionamento do método.

### 2.3.1 Determinação do fator de segurança

Entende-se por fator de segurança o valor numérico da relação estabelecida entre a resistência ao cisalhamento disponível do material ( $\tau = c + \sigma \tan \phi$ , onde  $c$  e  $\phi$  são a coesão e o ângulo de atrito interno do solo, respectivamente, enquanto  $\sigma$  é a tensão normal atuante na superfície potencial de ruptura), e a resistência ao cisalhamento mobilizado para garantir o equilíbrio do corpo deslizante, sob o efeito dos esforços atuantes (BUENO; VILAR, 1985). Simplificadamente, pode ser definido como a razão entre esforços estabilizantes (resistentes) e esforços instabilizantes (atuantes) (VANMARCKE, 2011).

$$F_S = \frac{\text{Forças resistentes (resistência ao cisalhamento disponível)}}{\text{Forças atuantes (resistência mobilizada)}} \quad (1)$$

A análise de estabilidade clássica equilíbrio limite (e.g., Fellenius, 1936; Bishop, 1955) considera uma típica seção transversal (no presente contexto, a qualquer localização  $x$  ao longo da linha central de uma barragem) e define o fator de segurança  $F_S$  como a razão entre o momento resistente e o momento atuante (VANMARCKE, 2011). Em geral, as análises são realizadas comparando-se as tensões cisalhantes mobilizadas com resistência ao cisalhamento. Com isso, define-se um fator de segurança dado por:



$$F_S = \frac{\tau_f}{\tau_{mob}} \quad (2)$$

Onde:

$F_S$  = fator de segurança

$\tau_f$  = resistência média ao cisalhamento do solo

$\tau_{mob}$  = tensão cisalhante atuante ou resistência mobilizada

A instabilidade do talude será deflagrada quando as tensões cisalhantes mobilizadas se igualarem à resistência ao cisalhamento (Figura 2).

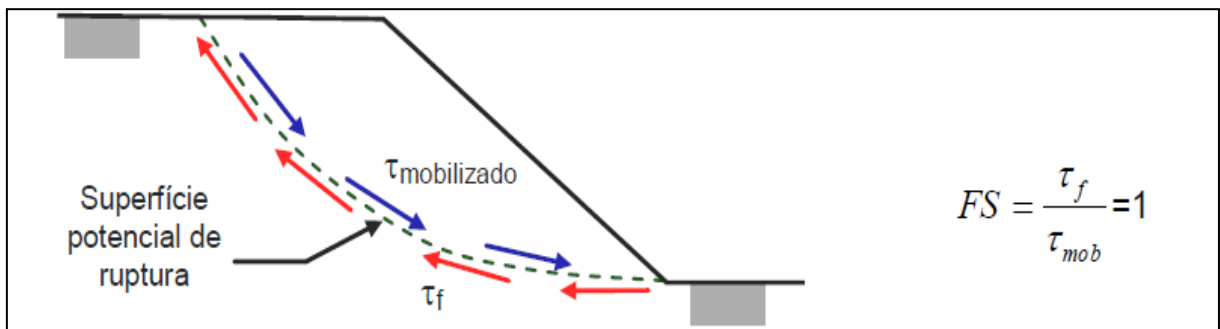


Figura 2 – Geometria do escorregamento

Fonte: Gerscovich (2009).

A adoção de um determinado valor de  $F_S$  num projeto visando à implantação ou contenção de taludes depende de vários fatores. Entre os quais se destacam as conseqüências potenciais associadas à instabilização do talude à dimensão do talude, à heterogeneidade do maciço, à base de dados utilizada, etc.

Coeficiente de segurança ( $F_S$ )	Condição do Talude
$F_S < 1,0$	Talude instável – não tem significado físico.
$F_S = 1,0$	Condição limite de estabilidade - iminência de ruptura.
$F_S > 1,0$	Talude estável.

Quadro 2 - Fatores de segurança determinísticos e as respectivas condições de estabilidade do talude

Por definição,  $F_S$  é o fator pelo qual os parâmetros de resistência podem ser reduzidos de tal forma a tornar o talude em estado de equilíbrio limite ao longo de uma superfície, como mostra a equação 3.

$$\tau_{mob} = \frac{C'}{F_S} + \sigma' \frac{\tan \phi'}{F_S} \quad (3)$$

Cavalcante (2006) afirma que quanto mais próximo de 1,0 estiver  $F_S$ , mais próximo o maciço estará da ruptura. No que diz respeito aos valores propostos pelo “Corps of Engineers” ( $F_S = 1,3$  a  $1,4$ ), recomendam-se alguns cuidados ao se adotar tais valores; considera-se imprescindível fixar o valor mínimo do fator de segurança em cada projeto específico em função da peculiaridade do mesmo, de acordo com o grau de conservantismo na fixação das hipóteses de projeto, o grau de confiança dos resultados das investigações de campo e dos ensaios de laboratório, o método de análise adotado, etc (MARANGON, 2004). Geralmente, um valor de 1,5 para o fator de segurança, em relação à resistência, é aceitável para um projeto de talude estável (DAS, 2007). A Norma ABNT, NBR 13029/2006 – Elaboração e apresentação de projeto de disposição de estéril em pilha – estabelece que o fator de segurança mínimo para ruptura de taludes deve ser igual a 1,50. O mesmo é estabelecido pela Norma ABNT, NBR 9061/1985 – Segurança de escavação a céu aberto – esta norma define que para os casos gerais, os coeficientes de segurança devem atingir no mínimo o valor de 1,5 (ABNT, 1985).

Nos maciços artificiais, podem auxiliar no processo de majoração destes coeficientes, as escolhas do material constituinte, dos parâmetros de compactação, etc. A umidade de compactação é um fator importante no comportamento da barragem, podendo ocasionar fissuras, além de gerar vários aspectos negativos: permeabilidade inicial alta, grandes recalques devido à molhagem e o material tornar-se frágil e rijo. Baixa umidade de compactação é fator determinante em termos de deslocamentos relativos e recalques no maciço da barragem. Os recalques também são influenciados proporcionalmente pelo estado de tensões no instante da molhagem.

Ainda visando o aumento do coeficiente de segurança, deve-se, sempre que possível, evitar a construção de barragens em locais cujos vales apresentam geometria mais acidentada.

### 2.3.2 Equilíbrio Limite

As análises de estabilidade, em sua maioria, foram desenvolvidas baseadas na teoria do equilíbrio limite. O equilíbrio limite é uma ferramenta empregada pela teoria da plasticidade para análise do equilíbrio dos corpos com base na hipótese de existir uma linha de escorregamento conhecida (planar, circular, mista, etc) e de a resistência respeitar a equação de Coulomb ao longo da linha de deslizamento. De uma forma geral, as análises de estabilidade são desenvolvidas no plano considerando-se uma seção típica do maciço situada entre dois planos verticais e paralelos de espessura unitária (BUENO; VILAR, 1985).

Métodos de equilíbrio limite envolvem análise de estabilidade de equilíbrio da massa de solo que podem deslizar ao longo de uma superfície de ruptura assumida, sem considerações a deformações ou tensões (STEWART et al., 2011). Evidência relatada de desabamentos na Suécia no início de 1900 sugere que a superfície de ruptura é geralmente cilíndrica, ou seja, de seção circular, especialmente em massas de solos homogêneos e isotrópicos (PETTERSON, 1916,1955; FELLENIUS, 1927).

Os métodos de equilíbrio limite, utilizados para a análise de estabilidade de taludes, se baseiam na hipótese de haver equilíbrio em uma massa de solo, tomada como corpo rígido, na iminência de entrar em processo de escorregamento. Esses métodos são amplamente utilizados, devido à facilidade de aplicação e a experiência acumulada ao longo dos anos. O método assume que todos os elementos ao longo desta superfície de ruptura atingem a condição de  $F_s$ , simultaneamente (GERSCOVICH, 2009).

Superfícies circulares são geralmente utilizadas devido à facilidade de cálculo e são representativas em taludes homogêneos ou assentes em fundação com camadas de solo espessas. De uma forma geral, as análises de estabilidade são desenvolvidas no plano, considerando-se uma seção típica do maciço situada entre os dois planos verticais e paralelos de espessura unitária. Existem algumas formas alternativas para estudar o equilíbrio tridimensional de um corpo deslizante, porém estas ainda não estão suficientemente desenvolvidas, sendo pouco usual a sua utilização (MARANGON, 2004).

De acordo com USACE (2003) a maioria dos métodos de equilíbrio limite divide a região de solo delimitada pela superfície de ruptura em diversas fatias verticais e aplica as equações de equilíbrio para cada fatia isoladamente. Esse processo caracteriza o método das fatias ou lamelas, que possui diferentes abordagens dependendo das hipóteses adotadas para satisfazer as condições de equilíbrio.

Foram vários os métodos de equilíbrio limite desenvolvidos. Dentre eles pode-se citar, Fellenius (1927), Bishop (1955), Morgenstern e Price (1965), Spencer (1967), Janbu (1973) e Bishop Simplificado (1995). De acordo com GEO-SOLPE (2008), estes métodos são bastante similares. As diferenças entre eles dependem de: quais equações estáticas são consideradas e satisfeitas; quais forças entre fatias são incluídas e qual é a relação considerada entre as forças cisalhante e normal entre as fatias. Dentre estes métodos os mais rigorosos são Spencer e Morgenstern e Price, os quais incluem todas as forças entre fatias e satisfazem todas as equações de equilíbrio estático (GEOSOLPE, 2008).

### 2.3.3 Mecanismo de ruptura circular

Conforme Guidicini e Nieble, (1984), essas análises são realizadas no plano bidimensional. Os esforços solicitantes e resistentes, em tal tipo de análise, são (Figura 3):  
 $r$  = raio da superfície de ruptura;

$P$  = peso próprio do material;

$U$  = resultante das pressões neutras atuantes na superfície de ruptura;

$\sigma$  = tensão normal efetiva distribuída ao longo da superfície de ruptura;

$\tau$  = tensão de cisalhamento distribuída ao longo da superfície de escorregamento.

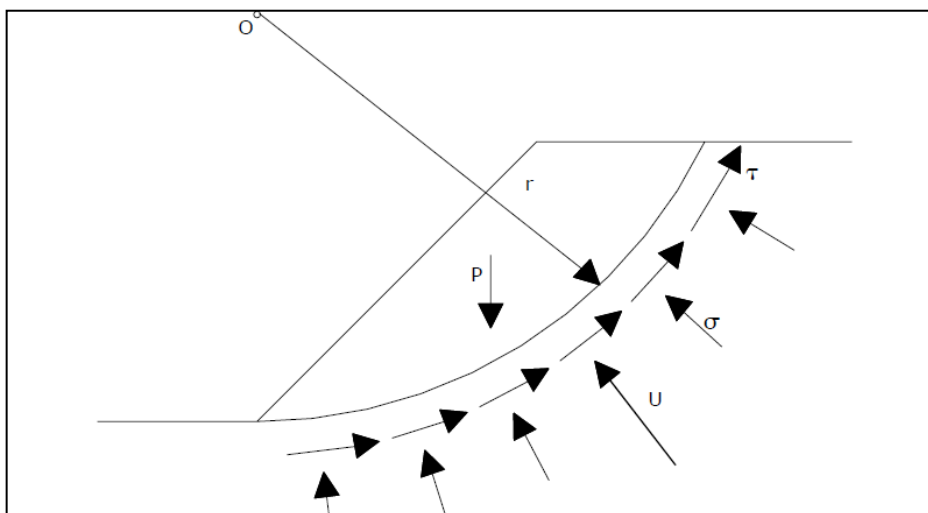


Figura 3 – Relação de forças na análise de ruptura circular

Fonte: Horst (2007).

## 2.4 Métodos para cálculo de estabilidade de taludes

Existe uma grande variedade de métodos propostos, cuja acurácia varia como função das hipóteses consideradas pelos seus autores para a solução do equilíbrio estático do maciço. Estes métodos podem, quanto à forma da superfície ser dividido em dois grupos. Métodos para análise de superfícies circulares, e métodos para análise de superfícies quaisquer (HORST, 2007).

Alguns dos métodos para cálculo de estabilidade por equilíbrio-limite mais utilizados atualmente serão descritos a seguir. Estes métodos são diferenciados quanto à forma da superfície de ruptura considerada, quanto às equações de equilíbrio usadas e quanto às hipóteses sobre as forças entre as fatias do talude. Estas diferenças estão, simplificadamente, apresentadas no quadro 3.

Ao ser rompida uma massa de solo verifica-se que, em muitos casos, a superfície cisalhada se apresenta com geometria próxima a de um círculo. Este fato, da superfície de cisalhamento ser circular, é muito mais comum quanto maior a homogeneidade da massa de solo, sendo o mais comum no caso de barragens de terra (MARANGON, 2004).

<b>Método</b>	<b>Circular</b>	<b>Não Circular</b>	<b>Equilíbrio de Momentos</b>	<b>Equilíbrio de Forças</b>
Talude infinito		x		x
Método das Cunhas		x		x
Fellenius	x		x	
Bishop	x	(x)	x	(x)
Bishop Simplificado	x	(x)	x	
Janbu Simplificado	(x)	x		x
Lowe e Karafiath	x	(x)		x
Spencer	x	(x)	x	x
Morgenstern e Price	x	x	x	x
Janbu Rigoroso	x	x	x	x
Fredlund e Krahn	x	x	x	x

Quadro 3 - Características dos métodos de análise de estabilidade de taludes

Fonte: Adaptado de Fredlund e Krahn (1977) *apud* (STRAUSS, 1998).

Nota 1: (x) significa que o método pode ser adaptado para tal condição.

### 2.4.1 Métodos que admitem superfície de ruptura circular

Nas estruturas de aterro, em que são construídos com solo relativamente homogêneo, de camada em camada, quando rompidos a superfície se aproxima muito de um círculo. Uma característica observada em escorregamento das massas de solo é o fato de se ter na parte superior da cunha escorregada (próximo à crista), um plano vertical até uma determinada profundidade, quando geralmente se inicia a superfície curva, propriamente dita. O que se observa é que estes planos são aproximadamente coincidentes com a profundidade das trincas de tração (fendas) que são abertas na zona de tração (Figura 4) do solo devido ao estado ativo de tensões que se desenvolve na massa de solo.

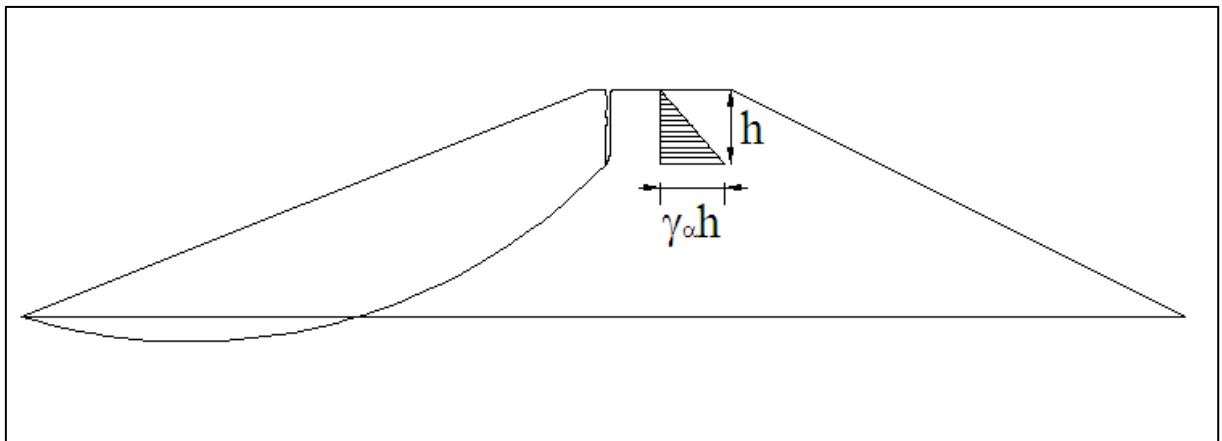


Figura 4 – Superfícies de ruptura associado à fenda de tração, preenchida com água

#### 2.4.1.1 Método de Fellenius

Este método foi desenvolvido pelo engenheiro sueco Fellenius em 1936, e é conhecido como método sueco ou das fatias. Baseia-se na análise estática do volume de material situado acima de uma superfície potencial de escorregamento de secção circular onde este volume é dividido em fatias verticais (FIORI; CARMIGNANI, 2009).

A Figura 5 apresenta os parâmetros envolvidos na análise, para uma determinada fatia de solo ( $c$ ,  $\phi$ ) de peso ( $P$ ), largura ( $b$ ), altura ( $Z$ ) e comprimento unitário, tomado

perpendicularmente ao plano da figura.

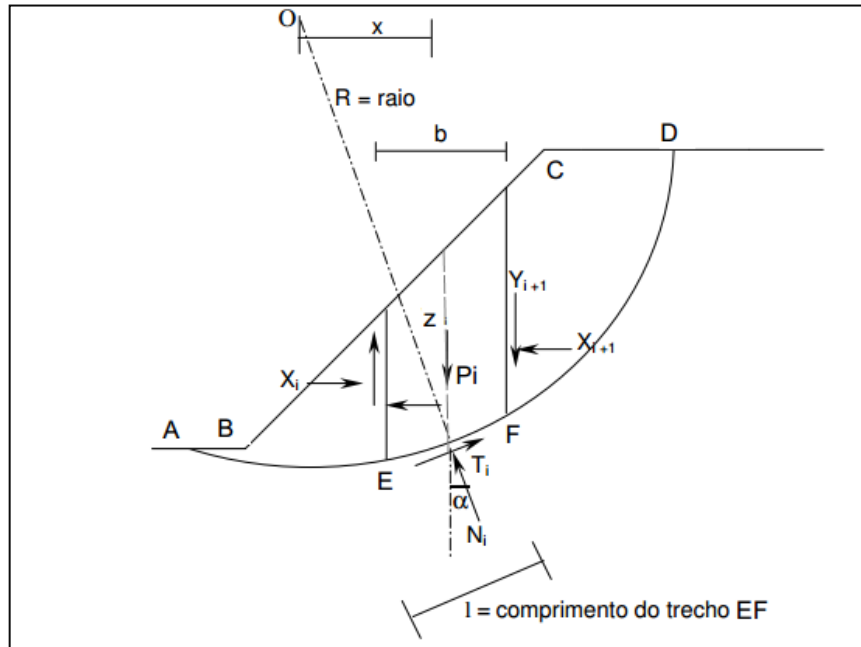


Figura 5 – Relação de parâmetros envolvidos na análise da estabilidade de taludes com superfície curva de ruptura

Fonte: Adaptado de Fabrício (2006).

A decomposição da força ( $P$ ) nas suas componentes paralelas ( $T_i$ ) e normal ( $N_i$ ) ao plano de ruptura da base da fatia ( $i$ ), de largura ( $b$ ) fornece:

$$T_i = \gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i \quad (4)$$

$$N_i = \gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i \quad (5)$$

A força cisalhante (ou resistente) ( $Fr_i$ ) é dada por:

$$Fr_i = cl + N_i \times \text{tg} \phi \quad (6)$$

Onde:  $l$  é o comprimento do arco na base da fatia, e logo:

$$Fr_i = cl + \gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i \times tg \phi \quad (7)$$

O fator de segurança ( $F_s$ ) para a fatia (i) é dado por:

$$F_s = \frac{Fr_i}{T_i} = \frac{cl + \gamma_{nat} Z b \text{cos} \alpha_i \times tg \phi}{\gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i} \quad (8)$$

Considerando-se que a área total sujeita a escorregamento possa ser subdividida em  $n$  fatias, e considerando-se o comprimento do arco AD igual a ( $S$ ), tem-se:

$$F_s = \frac{sc + \sum \gamma_{nat} Z b \text{cos} \alpha_i \times tg \phi}{\sum \gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i} \quad (9)$$

Esta equação não leva em conta a pressão neutra ( $\mu$ ), para o caso de  $c=0$ , tem-se:

$$F_s = \frac{tg \phi}{tgi} \quad (10)$$

No caso da existência de pressão neutra atuando na base do plano potencial de escorregamento, a componente normal deverá ser diminuída de uma quantidade igual à força neutra. Para uma única fatia, tem-se:

$$F_s = \frac{cl + \sum (\gamma_{nat} Z b \text{cos} \alpha_i - \mu l) \times tg \phi}{\sum \gamma_{nat} Z b \text{sen} \alpha_i} \quad (11)$$



Para o comprimento do arco AD:

$$F_S = \frac{sc + \sum(\gamma_{nat} Z b \cos \alpha_i - \mu l) \times tg \phi}{\sum \gamma_{nat} Z b \sin \alpha_i} \quad (12)$$

A equação pode ser escrita de uma forma mais simples, ou seja:

$$F_S = \frac{\sum [cl + tg \phi (P \cos \alpha_i - \mu l)]}{\sum P \sin \alpha_i} \quad (13)$$

#### 2.4.1.2 Método de Bishop

Este método foi proposto por Bishop (1955) e considera a análise da estabilidade de um talude, utilizando a divisão da cunha de escorregamento em diversas fatias. Na realidade, representa uma modificação do método de Fellenius, levando em conta as reações entre as fatias vizinhas. Segundo Rogério (1977), o método de Fellenius leva a uma superestimação do fator de segurança ( $F_S$ ) da ordem de 15% em relação ao de Bishop, fornecendo assim, um valor conservador.

A resistência ao cisalhamento ao longo da superfície de escorregamento (Figura 6) em presença de pressão neutra é igual a:

$$\tau = \frac{1}{F_S} [c + (\sigma_n - \mu) tg \phi] \quad (14)$$

Onde:  $c$  é a coesão do material,  $\phi$ , o ângulo de atrito interno,  $\sigma_n$ , a pressão normal atuante ao longo da superfície de ruptura  $u$ , a pressão neutra e  $F_S$ , o fator de segurança.

Considera-se a fatia de ordem ( $n$ ) e leva-se em conta as reações ( $R_{n-1}$  e  $R_{n+1}$ ) das fatias

vizinhas. Suas componentes horizontais são designadas por  $(H_{n-1}$  e  $H_{n+1})$  (Figura 6).

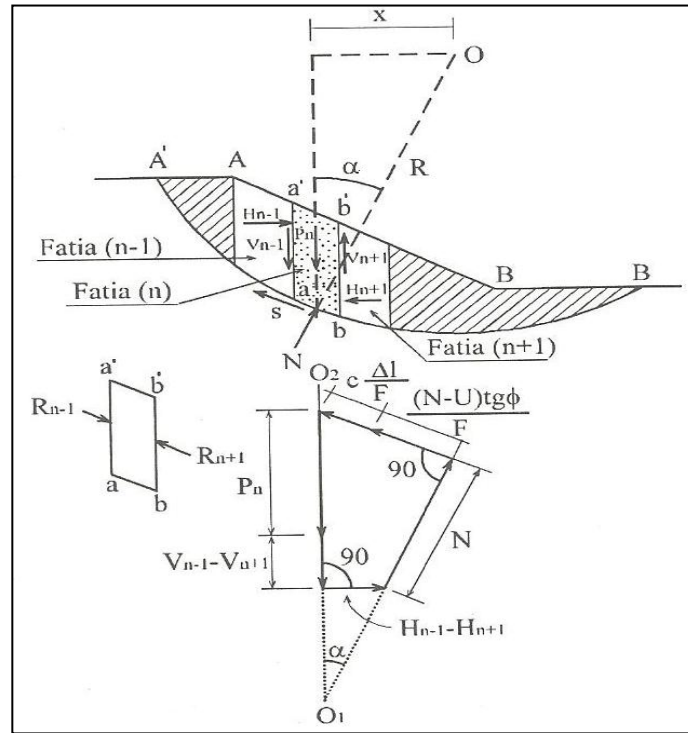


Figura 6 – Distribuição de forças em uma fatia de solo (n), em uma vertente com deslizamento rotacional

Fonte: Caputo (1973).

Do polígono de forças indicado na figura obtém-se, projetando as forças segundo a direção do peso ( $P$ ), para um solo sem coesão:

$$P_n = V_{n-1} - V_{n+1} = N \cos \alpha + \frac{(N - U) \operatorname{tg} \alpha}{F} \operatorname{sen} \alpha + \frac{cl}{F} \operatorname{sen} \alpha \quad (15)$$

Onde ( $U$ ) é a força neutra e  $F_s$  o fator de segurança. Como  $N = P_e + U$ , tem-se:

$$P_n = V_{n-1} - V_{n+1} = P_e \cos \alpha + U \cos \alpha + \frac{P_e \operatorname{tg} \alpha \operatorname{sen} \alpha}{F_s} + \frac{cl}{F} \operatorname{sen} \alpha \quad (16)$$

Ou:

$$P_e \left( \cos\alpha + \frac{tg\alpha \operatorname{sen}\alpha}{F} \right) = P_n + V_{n-1} - V_{n+1} - U \cos\alpha - \frac{cl}{F} \operatorname{sen}\alpha \quad (17)$$

E logo:

$$P_e = \left( \frac{P_e + V_{n-1} - V_{n+1} - U \cos\alpha - \frac{cl \operatorname{sen}\alpha}{F}}{\cos\alpha + \frac{tg\alpha \operatorname{sen}\alpha}{F}} \right) \quad (18)$$

O fator de segurança ( $F_s$ ), definido em função da força de resistência ao cisalhamento ( $F_r$ ) e da força cisalhante ( $S$ ), atuante ao longo do arco (AB), por definição. É dado por:

$$F_s = \frac{F_r}{S} \quad (19)$$

Onde:

$$S = \frac{Fr}{F_s} \quad (20)$$

Por outro lado, a resistência ( $F_r$ ), ao longo do arco AB é igual a (por Coulomb):

$$F_r = cl + (N - U)tg\phi \quad (21)$$

Onde ( $cl$ ) é a força de resistência devida à coesão ( $c$ ) do solo, e substituindo-se acima:

$$S = \frac{c\Delta l}{F_S} + \frac{(N - U)tg\phi}{F_S} \quad (22)$$

Considerando-se a igualdade dos momentos em relação ao centro ( $o$ ) do círculo de raio ( $R$ ), tem-se:

$$\sum P_n X = \sum SR = \frac{R}{F_S} \sum [cl + (N - U)tg\phi] \quad (23)$$

Como  $X=R \text{ sen}\alpha$ , tem-se:

$$F_S = \frac{\sum [cl + (N - U)tg\phi]}{\sum P_n \text{sen}\alpha} \quad (24)$$

Substituindo-se o valor de  $(N-U)$  anteriormente obtido, tem-se:

$$F_S = \frac{1}{\sum P_n \text{sen}\alpha} \sum cl + \left( \frac{(P_n + V_{n-1} - V_{n+1} - U \cos\alpha - cl \text{sen}\alpha)}{\cos\alpha + \frac{tg\alpha \text{sen}\alpha}{F_S}} \right) tg\phi \quad (25)$$

$$F_S = \frac{1}{\sum P_n \text{sen}\alpha} \sum \left( \frac{P_n + V_{n-1} - V_{n+1} - U \cos\alpha}{\cos\alpha + \frac{tg\alpha \text{sen}\alpha}{F_S}} \right) tg\phi - \frac{\frac{cl \text{sen}\alpha tg\phi}{F}}{\left( \cos\alpha + \frac{tg\alpha \text{sen}\alpha}{F} \right) tg\phi} + cl \quad (26)$$

E finalmente:

$$F_S = \frac{1}{\sum P_n \text{sen} \alpha} \sum \frac{(P_n + V_{n-1} - V_{n+1} - U \cos \alpha) \text{tg} \phi + c \cos \alpha}{\cos \alpha + \frac{\text{sen} \alpha}{F_S} \text{tg} \phi} \quad (27)$$

O cálculo é procedido tomando-se um valor aproximado  $F_S$  e determina-se assim o segundo membro da equação. Repete-se o cálculo até que o valor obtido seja satisfatório.

Na equação anterior, a diferença  $(V_{n-1} - V_{n+1})$  pode ser igualada a zero, ou seja:

$\sum (V_{n-1} - V_{n+1}) \text{tg} \phi = 0$ , pois, segundo Bishop, o erro resultante dessa simplificação é da ordem de apenas 1%.

#### 2.4.1.3 Método de Bishop Simplificado

Se introduzirmos a simplificação acima, ou seja, fazendo  $(V_{n-1} - V_{n+1}) = 0$ , chega-se à expressão de  $(F_S)$  conhecida como Método de Bishop Simplificado, que é atualmente muito usado no estudo da estabilidade de taludes.

A distribuição de forças verticais, sendo  $(l)$  o comprimento da base da fatia, tem-se, a partir da Figura 7:

$$P = \mu l \cos \alpha + \sigma_e l \cos \alpha + \frac{cl \text{sen} \alpha + \sigma_e l \text{sen} \alpha \text{tg} \phi}{F_S} \quad (28)$$

Sendo:

$$\sigma_e l = \frac{P - \mu l \cos \alpha - \frac{cl}{F_S} \text{sen} \alpha}{\cos \alpha + \frac{\text{tg} \phi \text{sen} \alpha}{F_S}} \quad (29)$$

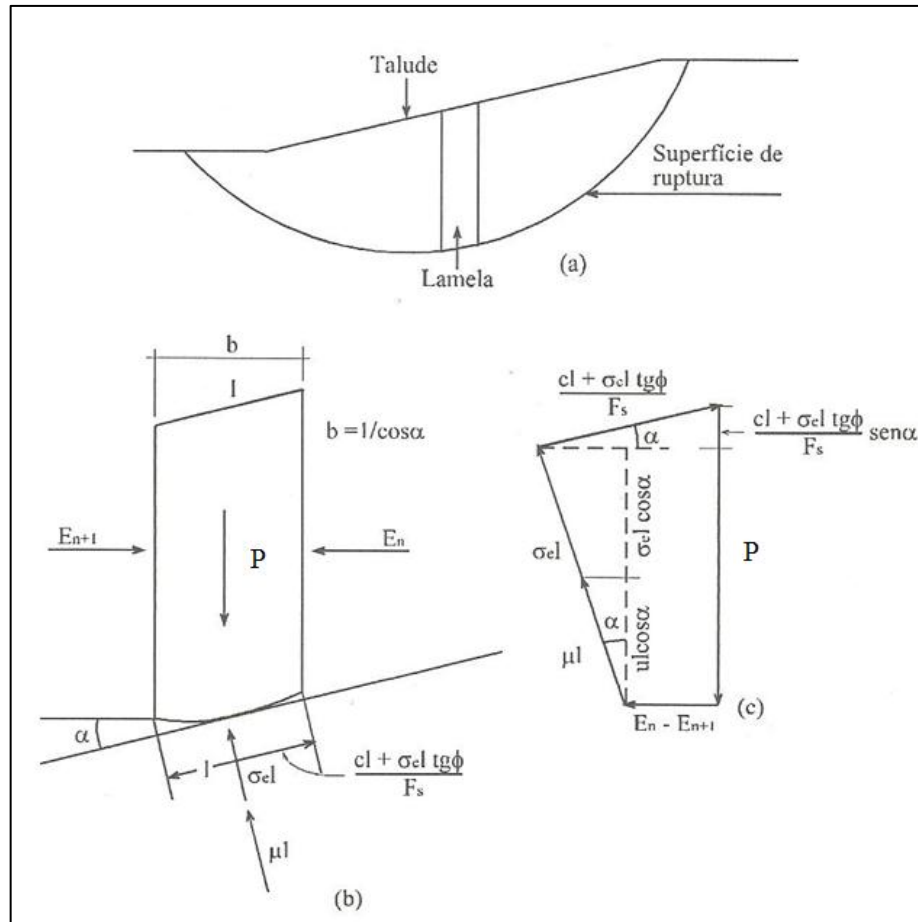


Figura 7 – Forças envolvidas no equilíbrio de uma lamela de solo em uma vertente  
Fonte: Adaptado de Marangon (2004).

No equilíbrio de momentos, tem-se:

$$F_S = \frac{\sum (cl + \sigma_e l \operatorname{tg} \phi)}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \quad (30)$$

Substituindo-se o valor de  $(\sigma_e l)$  obtido anteriormente:

$$F_S = \frac{1}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \sum \left( cl + \frac{P - \mu l \cos \alpha - \frac{cl \operatorname{sen} \alpha}{F}}{\cos \alpha + \frac{\operatorname{tg} \phi \operatorname{sen} \alpha}{F_S}} \operatorname{tg} \phi \right) \quad (31)$$

Após o desenvolvimento, obtém-se:

$$F_S = \frac{1}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \sum \left( \frac{cl \cos \alpha + \frac{cl \operatorname{tg} \phi \operatorname{sen} \alpha}{F_S} + P \operatorname{tg} \phi - \mu l \cos \alpha \operatorname{tg} \phi - \frac{cl \operatorname{tg} \phi \operatorname{sen} \alpha}{F_S}}{\cos \alpha + \frac{\operatorname{tg} \phi \operatorname{tg} \alpha}{F_S}} \right) \quad (32)$$

Anulando-se os termos iguais:

$$F_S = \frac{1}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \sum \left( \frac{cl \cos \alpha + (P - \mu l \cos \alpha) \operatorname{tg} \phi}{\cos \alpha \left( 1 + \frac{\operatorname{tg} \phi \operatorname{tg} \alpha}{F_S} \right)} \right) \quad (33)$$

Fazendo-se  $b = \cos \alpha$ , e,

$$M_{(\alpha)} = \cos \alpha \left( 1 + \frac{\operatorname{tg} \phi \operatorname{tg} \alpha}{F_S} \right) \quad (34)$$

E em seguida, substituindo-se esses valores na equação anterior, obtém-se:

$$F_S = \frac{\sum (bc + P - \mu b) \operatorname{tg} \phi \frac{1}{M_{(\alpha)}}}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \quad (35)$$

Como  $F_S$  aparece em ambos os membros da equação anterior, o cálculo do fator de segurança é feito da seguinte maneira: toma-se para  $F_S$  do segundo termo da equação um

valor aproximado  $F_0$  (por exemplo, o obtido pelo método de Fellenius), e recalcula-se o segundo membro da fórmula. Se o valor obtido de  $F_S$  do primeiro termo da equação diferir muito de  $F_0$ , repete-se o cálculo até que o valor obtido de  $F_S$ , seja aproximadamente igual ao  $F_0$  assumido. Em geral, três interações satisfazem a procura de  $F_S$ , quando então se tem aproximadamente  $F_0$  assumido igual ao  $F_S$  obtido. O valor de  $M_{(\alpha)}$  pode ser obtido através do ábaco representado na Figura 8.

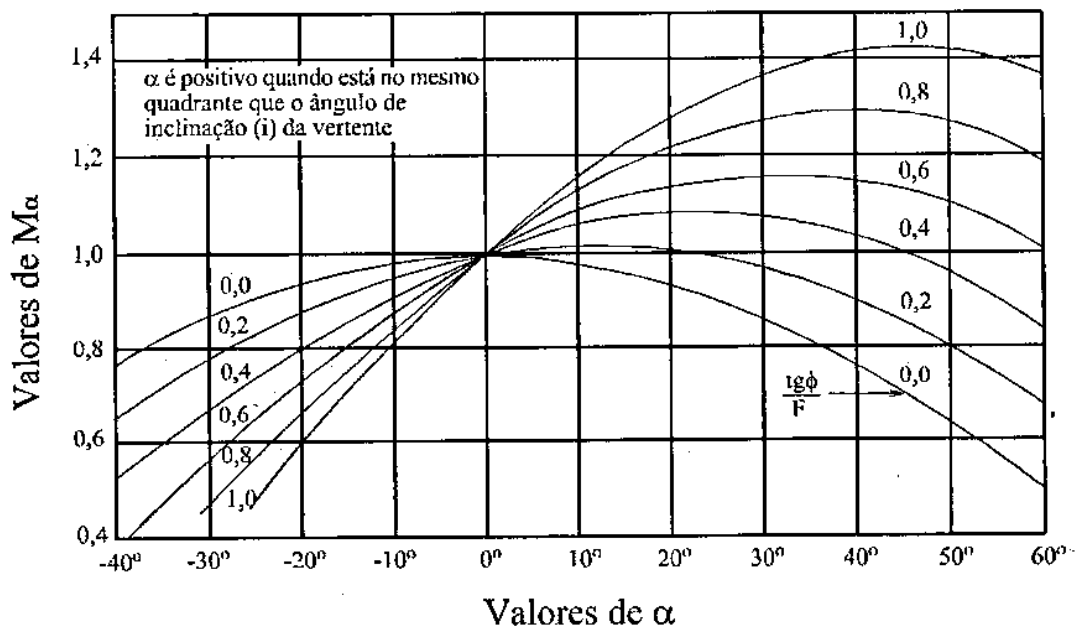


Figura 8 – Gráfico para a determinação de  $M_{(\alpha)}$ .  
Fonte: Marangon (2004).

#### 2.4.1.4 Método de Janbu Simplificado

O método de Janbu (1973) é utilizado quando as superfícies de escorregamento não são necessariamente circulares. A fórmula de Janbu é bastante similar à equação 35, ou seja:

$$F_S = f_0 \frac{\sum (bc + P - \mu b) \operatorname{tg} \phi \frac{1}{N_{(\alpha)}}}{\sum P \operatorname{tg} \alpha} \quad (36)$$



Onde o coeficiente  $N(\alpha)$  é igual a:

$$N(\alpha) = \cos^2 \alpha \left( 1 + tg \alpha \frac{tg \phi}{F_S} \right) \quad (37)$$

Comparando-se o coeficiente  $N(\alpha)$  com o  $M(\alpha)$ , tem-se que:

$$N(\alpha) = M(\alpha) \cos \alpha \quad (38)$$

Substituindo-se  $N(\alpha)$  na equação de Janbu, tem-se:

$$F_S = f_0 \frac{\sum \left[ bc + (P - \mu b) tg \phi \frac{1}{M(\alpha)} \right]}{\sum P \operatorname{sen} \alpha} \quad (39)$$

O valor de  $F_S$  calculado pelo método de Janbu em 1973 é igual ao  $F_S$  obtido pelo método de Bishop multiplicado por um fator de correção  $f_0$  (ROGÉRIO, 1977). Este fator (Equação 40) está relacionado com a geometria da superfície de escorregamento (Figura 9), e depende dos parâmetros de resistência ao cisalhamento ( $c$  e  $\phi$ ) e também considera a influência das forças verticais entre as fatias.

$$f_0 = 1 + k \left[ \frac{d}{L} - 1,4 \left( \frac{d}{L} \right)^2 \right] \quad (40)$$

Sendo que para  $c' = 0 \rightarrow k = 0,31$ ; e para  $c' > 0, \phi > 0 \rightarrow k = 0,50$

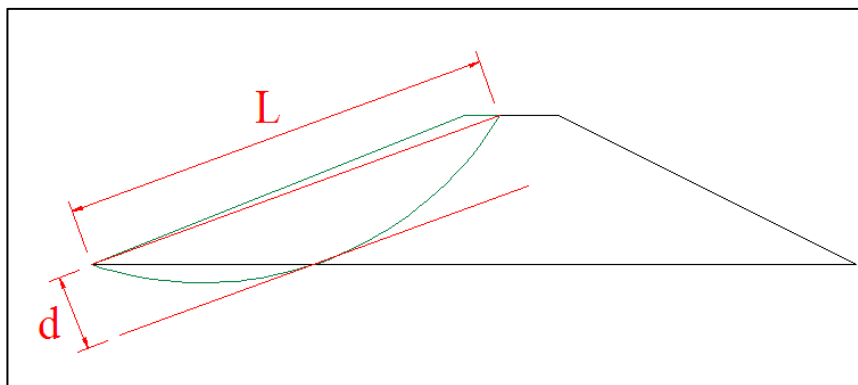


Figura 9 – Dimensões da geometria de escorregamento necessárias a determinação do fator  $f_0$

#### 2.4.1.5 Método de Spencer

É um método originalmente desenvolvido para superfícies de ruptura circulares, mas pode ser adaptado a uma superfície não circular com um centro de rotação fictício, segundo Nash (1987). Ele é um método rigoroso, pois atende a todas as equações de equilíbrio de forças e de momentos.

O método desenvolvido por Spencer (1967) assume que as forças entre as fatias são paralelas entre si, ou seja, todas são inclinadas de um mesmo ângulo. O valor desse ângulo não é adotado, mas sim calculado como parte da solução do problema. O processo de cálculo é iterativo, onde são adotados valores para o fator de segurança e para a inclinação do talude. Os cálculos são repetidos por diversas vezes até que o equilíbrio de forças e momentos seja satisfeito para cada fatia. É considerado um “método exato”, pois considera em sua formulação o equilíbrio de forças e de momentos em cada fatia, porém requer maior tempo computacional, podendo ser utilizado em superfícies de ruptura circular ou não circular (USACE, 2003).

Spencer considerou que as forças  $X_i$ ,  $Y_i$  e  $X_{i+1}$ ,  $Y_{i+1}$  poderiam ser substituídas por uma resultante  $Q_i$  inclinada de um ângulo  $\theta_i$  com a horizontal. Supondo a componente sísmica nula, e satisfazendo o equilíbrio de momentos, a força  $Q_i$  deve passar pelo ponto de intercessão das forças  $P_i$ ,  $T_i$ , e  $N_i$ , ou seja, pelo ponto médio da base da fatia. A Figura 10 ilustra as hipóteses de Spencer.

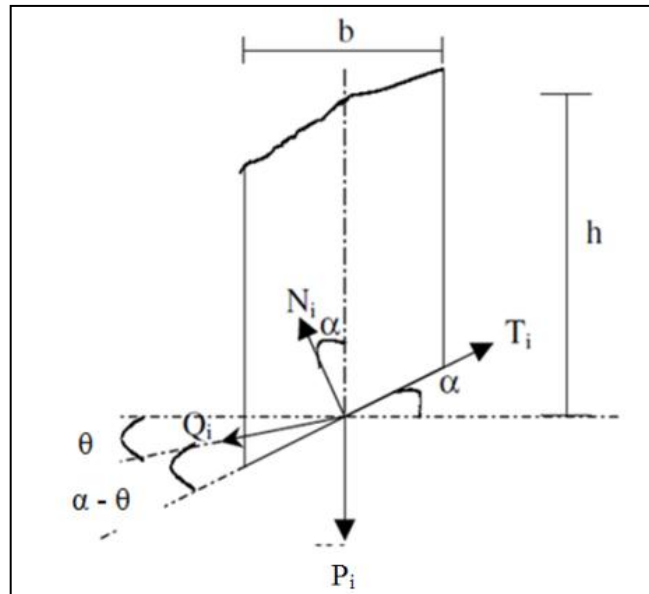


Figura 10 – Forças atuantes na base da fatia pelo Método de Spencer (1967)  
 Fonte: Adaptado de Fabrício (2006).

Impondo o equilíbrio de forças nas direções normal e paralelo à base da fatia e considerando o critério de ruptura de Mohr-Coulomb, encontra-se:

$$Q = \frac{\frac{c \cdot b \cdot \sec \alpha}{F_s} + \frac{tg\phi(h \cos \alpha - \mu b \sec \alpha)}{F_s} - P \sec \alpha}{\cos(\alpha - \theta) \left[ 1 + \frac{tg\phi tg(\alpha - \theta)}{F_s} \right]} \quad (41)$$

Supondo que não existam forças externas atuando no talude, as componentes horizontal e vertical da força  $Q$  devem ser nulas. Portanto:

$$\sum Q \cos \theta = 0 \quad (42)$$

$$\sum Q \sin \theta = 0 \quad (43)$$

Como a soma dos momentos das forças externas em relação ao centro de rotação é zero, a soma dos momentos das forças entre as fatias em relação ao centro também é nula.

Assim:

$$\sum QR \cos(\alpha - \theta) = 0 \quad (44)$$

Como a superfície é circular e  $R$  é constante, vem:

$$R \sum Q \cos(\alpha - \theta) = 0 \quad (45)$$

Logo:

$$\sum Q \cos(\alpha - \theta) = 0 \quad (46)$$

Para tornar o sistema de equações determinável, foi considerada a hipótese de  $\delta$  constante para todas as fatias. Desse modo, as Equações 42 e 43 se reduzem para:

$$\sum Q = 0 \quad (47)$$

Assim, aplicando-se as equações 44 e 45 ( $F_S$  a partir da equação de equilíbrio de momentos -  $F_{Sm}$ ) e 47 ( $F_S$  a partir da hipótese de valor de  $\theta$  constante -  $F_{Sh}$ ), nas quais  $Q$  é obtido através da Equação 41, a solução do problema é alcançada de forma gráfica. Plotam-se em um gráfico os diversos fatores de segurança ( $F_{Sm}$  e  $F_{Sh}$ ) encontrados pelas Equações 46 e 47 ao variar-se o ângulo  $\theta$ . No ponto de interseção das duas funções encontra-se o valor de  $F_S$

que satisfaz às duas equações. Esse procedimento está ilustrado na Figura 11.

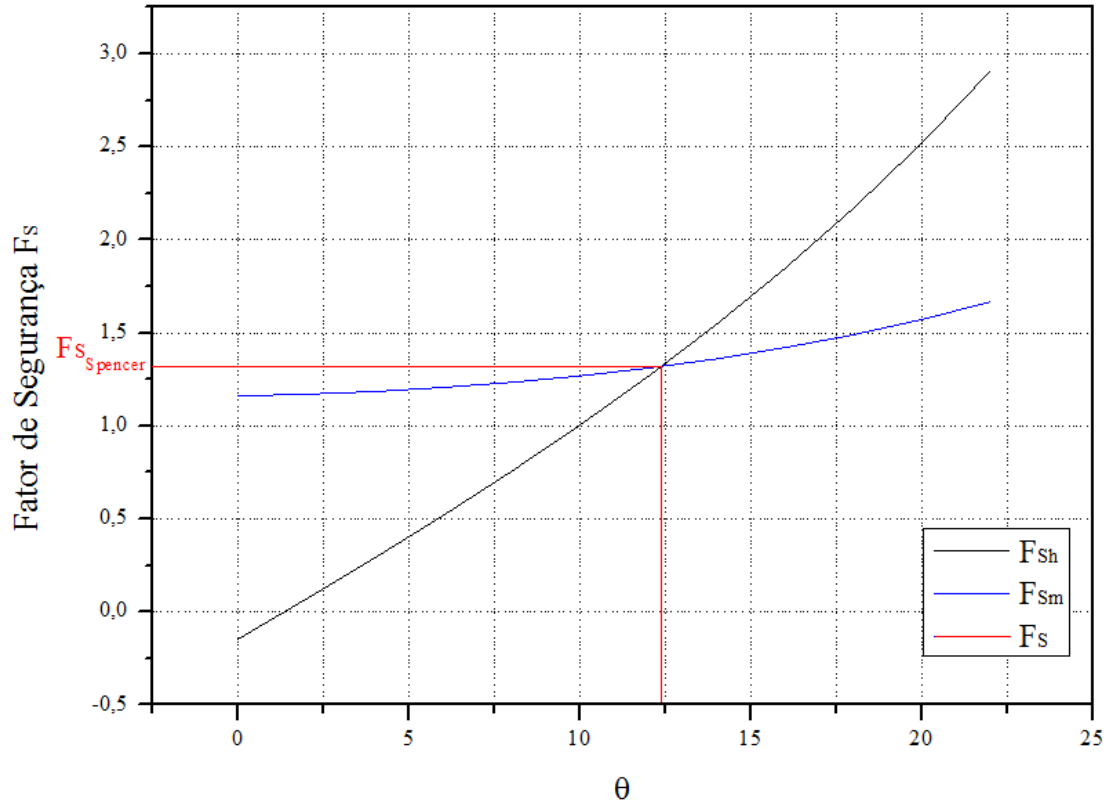


Figura 11 – Determinação gráfica do fator de segurança pelo Método de Spencer.

Nota-se no gráfico da Figura 11 que o fator de segurança obtido por equilíbrio de momento é pouco sensível à variação de  $\theta$  e que efeito contrário ocorre com o fator de segurança obtido por equilíbrio de forças. Assim, é de se esperar que métodos simplificados, cujos fatores de segurança sejam obtidos por equilíbrio de forças, apresentem maiores divergências dos resultados fornecidos por métodos rigorosos.

### 3 MATERIAL E MÉTODOS

Para o presente trabalho foram utilizados dados disponíveis na literatura e relacionados ao assunto em estudo, tais como livros e apostilas didáticas tratando dos temas dimensionamento de barragens de terra e mecânica dos solos.

#### 3.1 Descrição do Estudo

O estudo baseou-se na necessidade de equiparar os principais métodos de análise de estabilidade de taludes para superfícies de ruptura circular em barragens de terra, tendo como finalidade principal buscar o método mais adequado e de fácil resolução. Os métodos analisados foram os seguintes:

- Método de Fellenius;
- Método de Bishop;
- Método de Bishop Simplificado;
- Método de Janbu Simplificado.

Estes foram comparados ao método de Spencer (1967), visto que este é considerado um método mais apurado e/ou rigoroso, pois considera o equilíbrio de forças e de momentos.

Os cenários comparativos podem ser visualizados na Figura 12, sendo que estes se limitaram às alturas de barragens com valores de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, aos tipos de solos SM, SC, ML, CL, MH e CH, e às inclinações de taludes sugeridas no Quadro 1 para condições de montante e jusante. Também foram atribuídas as condições para reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido e reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido.

Para fins de cálculo de orla de segurança e borda livre, para todos os cenários adotou-se o valor máximo de comprimento longitudinal da bacia hidráulica em nível máximo medido perpendicularmente a barragem igual a 1 km, e a sobrelevação foi admitida igual a 0,40 m.

Os cálculos foram realizados, em sua grande maioria, no Microsoft Excel, porém também foram utilizados recursos dos softwares OriginPro 8.5 e SigmaPlot 11.0, além dos recursos de desenho técnico oferecidos no AutoCAD 2012, com a finalidade de fornecer os dados geométricos necessários como dados de entrada dos métodos avaliados.

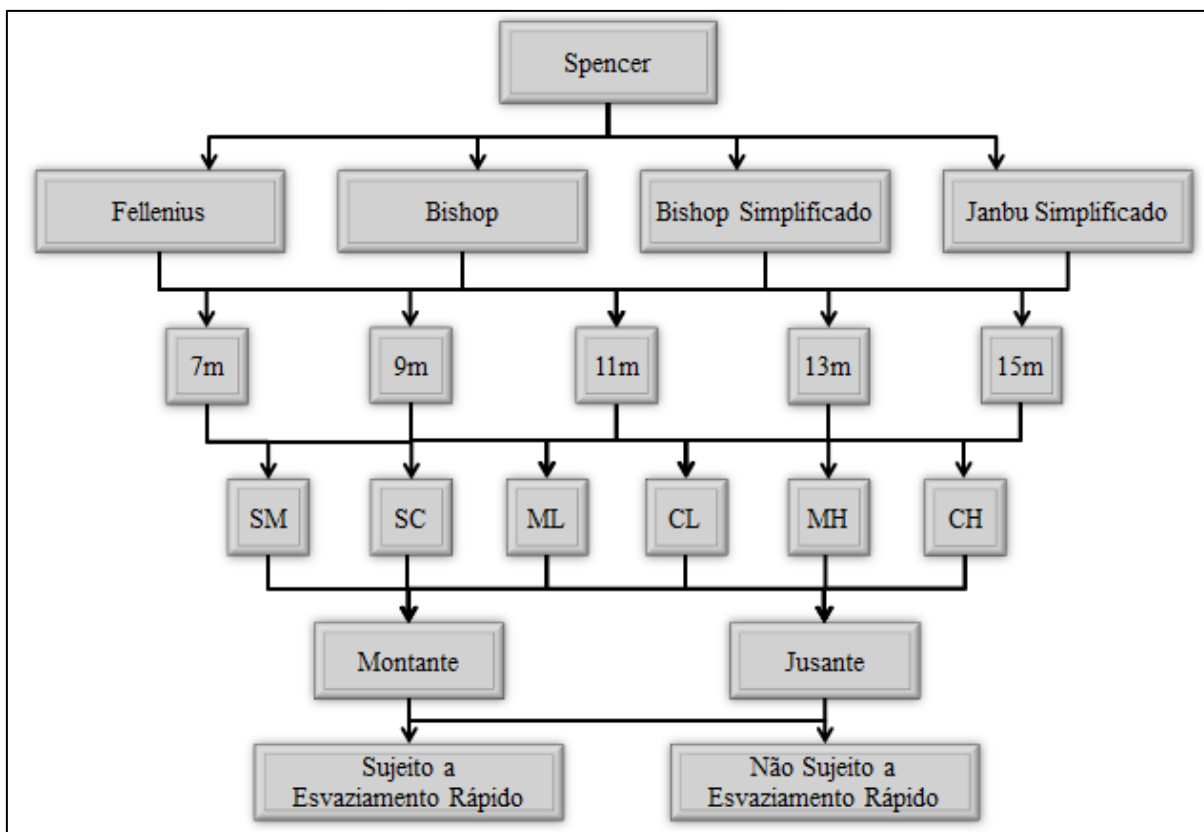


Figura 12 – Fluxograma dos cenários de fatores de segurança ( $F_s$ ) calculados

### 3.2 Dados de solo

O presente trabalho foi desenvolvido utilizando-se dados, advindos da literatura, que apresentam características físicas dos solos e da água, tendo como propósito avaliar as metodologias mais conhecidas para calcular de forma rápida e eficaz o coeficiente de segurança ( $F_s$ ) de taludes artificiais que compõe as barragens de terra.

Foram utilizados, para os cálculos dos fatores de segurança ( $F_s$ ), dados de coesão, densidade, ângulo de atrito interno do solo, porosidade, pressão neutra ou poropressão e tensão efetiva de diferentes tipos de solos (Tabela 1), além de diferentes inclinações, que também se dão em função dos tipos de solos, alturas e geometrias de taludes.

Para todos os casos admitiu-se o valor da densidade de partícula igual a  $2,65 \text{ g/cm}^3$ , visto que este valor é comum para a maior parte dos solos.

Os valores de densidade dos tipos de solo utilizados no estudo são os descritos para as condições de umidade consideradas ótimas para a compactação.

Tabela 1 – Parâmetros físicos dos diferentes grupos de solo

Grupo do solo	Compactação Proctor		$\varepsilon$	Permeabilidade K x 10 <sup>-6</sup> cm/s	Compressibilidade % do volume inicial		Resistência ao cisalhamento			
	$\gamma$ máx. g/cm <sup>3</sup>	h <sub>ótima</sub> %			1,4 kg/cm <sup>2</sup>	3,5 kg/cm <sup>2</sup>	C' kg/cm <sup>2</sup>	C'sat kg/cm <sup>2</sup>	$\phi$	tg $\phi$
GW	> 1,90	> 13,3	(x)	27000 ± 13000	< 1,4	(x)	(x)	(x)	> 38,3	> 0,79
GP	> 1,76	> 12,4	(x)	64000 ± 34000	< 0,8	(x)	(x)	(x)	> 36,5	> 0,74
GM	> 1,82	> 14,5	(x)	> 0,3	< 1,2	< 1,3	(x)	(x)	> 33,8	> 0,67
GC	> 1,84	> 14,7	(x)	> 0,3	< 1,2	< 1,3	(x)	(x)	> 31,0	> 0,60
SW	1,90 ± 0,08	13,3 ± 2,5	0,37 ± (x)	(x)	1,4 ± (x)	(x)	0,40 ± 0,04	(x)	38,3 ± 1,2	0,79 ± 0,02
SP	1,76 ± 0,03	12,4 ± 1,0	0,50 ± 0,03	> 15,0	0,8 ± 0,03	(x)	0,23 ± 0,06	(x)	36,3 ± 1,2	0,74 ± 0,02
SM	1,82 ± 0,02	14,5 ± 0,4	0,48 ± 0,02	7,5 ± 4,8	1,2 ± 0,1	3,0 ± 0,4	0,52 ± 0,06	0,20 ± 0,07	33,8 ± 1,2	0,67 ± 0,02
SM - SC	1,90 ± 0,02	12,8 ± 0,5	0,41 ± 0,02	0,8 ± 0,6	1,4 ± 0,3	2,9 ± 1,0	0,51 ± 0,02	0,14 ± 0,06	33,4 ± 4,0	0,66 ± 0,07
SC	1,84 ± 0,02	14,7 ± 0,4	0,48 ± 0,01	0,3 ± 0,2	1,2 ± 0,2	2,4 ± 0,5	0,76 ± 0,02	0,11 ± 0,06	31,0 ± 4,0	0,60 ± 0,07
ML	1,65 ± 0,02	19,2 ± 0,7	0,63 ± 0,02	0,59 ± 0,23	1,5 ± 0,2	2,6 ± 0,3	0,68 ± 0,01	0,09 ± (x)	31,8 ± 2,3	0,62 ± 0,04
ML - CL	1,74 ± 0,03	16,8 ± 0,7	0,54 ± 0,03	0,13 ± 0,07	1,0 ± 0,2	2,2 ± 0,0	0,64 ± 0,02	0,22 ± (x)	31,8 ± 3,4	0,62 ± 0,06
CL	1,73 ± 0,03	17,3 ± 0,3	0,56 ± 0,01	0,08 ± 0,03	1,4 ± 0,2	2,6 ± 0,4	0,88 ± 0,01	0,13 ± 0,02	28,4 ± 2,3	0,54 ± 0,04
OL	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)
MH	1,31 ± 0,06	36,3 ± 3,2	1,15 ± 0,12	0,16 ± 0,10	2,0 ± 1,2	3,8 ± 0,8	0,73 ± 0,03	0,20 ± 0,09	25,2 ± 2,9	0,47 ± 0,05
CH	1,50 ± 0,03	25,5 ± 1,2	0,80 ± 0,04	0,05 ± 0,05	2,6 ± 1,3	3,9 ± 1,5	1,04 ± 0,03	0,11 ± 0,06	19,3 ± 5,1	0,35 ± 0,09
OH	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)

Fonte: DNOCS, 1977.



### 3.3 Ferramentas utilizadas

Para elaboração do trabalho foi necessário utilizar algumas ferramentas. Inicialmente, utilizou-se o AutoCAD 2012 com a finalidade de obter os dados geométricos necessários como dados de entrada dos métodos avaliados. Em um segundo momento, os cálculos foram realizados, em sua grande maioria, no Microsoft Excel, sendo que houve necessidade da utilização de recursos gráficos disponíveis no OriginPro 8.5. Por fim, o tratamento dos dados adquiridos foi realizado no SigmaPlot 11.0.

#### 3.3.1 O software AUTO CAD

AutoCAD é um software do tipo CAD (computer aided design - desenho auxiliado por computador) criado e comercializado pela Autodesk<sup>®</sup>, Inc. desde 1982. É utilizado principalmente para a elaboração de peças de desenho técnico em duas dimensões (2D) e para criação de modelos tridimensionais (3D).

Outra característica marcante do AutoCAD é o uso de uma programação consolidada em linguagem interpretada, conhecida como AutoLISP (derivado da linguagem LISP) ou uma variação do Visual Basic que permite personalizações de rotinas e comandos. Este software, também interpreta sequências de comandos comuns gravados em arquivos de texto geralmente com a extensão “.scr” carregados através do comando script, estes sem relação com a linguagem LISP, embora possam também conter este código.

O programa foi utilizado com a finalidade de obter os dados de geometria dos taludes, necessários ao cálculo dos fatores de segurança  $F_S$ , sendo que todos foram adquiridos tomando-se como base o arco do círculo de deslizamento passando exatamente na extremidade do pé da barragem e em ponto na linha de coroamento sendo este último ponto proporcional ao comprimento da face do talude no coroamento da mesma (Figura 13).

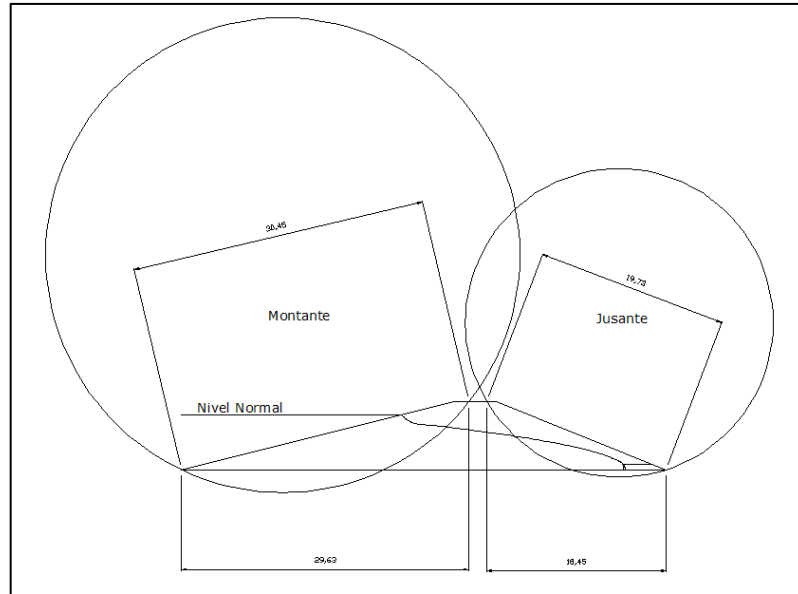


Figura 13–Proporcionalidade do círculo de deslizamento

As dimensões obtidas através do software foram inclinação da base da fatia ( $\alpha$ ) (Figura 14), altura e inclinação dos taludes, a altura ( $h$ ), largura ( $b$ ) e o comprimento do arco na base das fatias ( $l$ ) (Figura 15), áreas das fatias, cotas  $d$  e  $L$  utilizadas no Método de Janbu Simplificado, e alturas e áreas de água nas fatias (Figura 16).

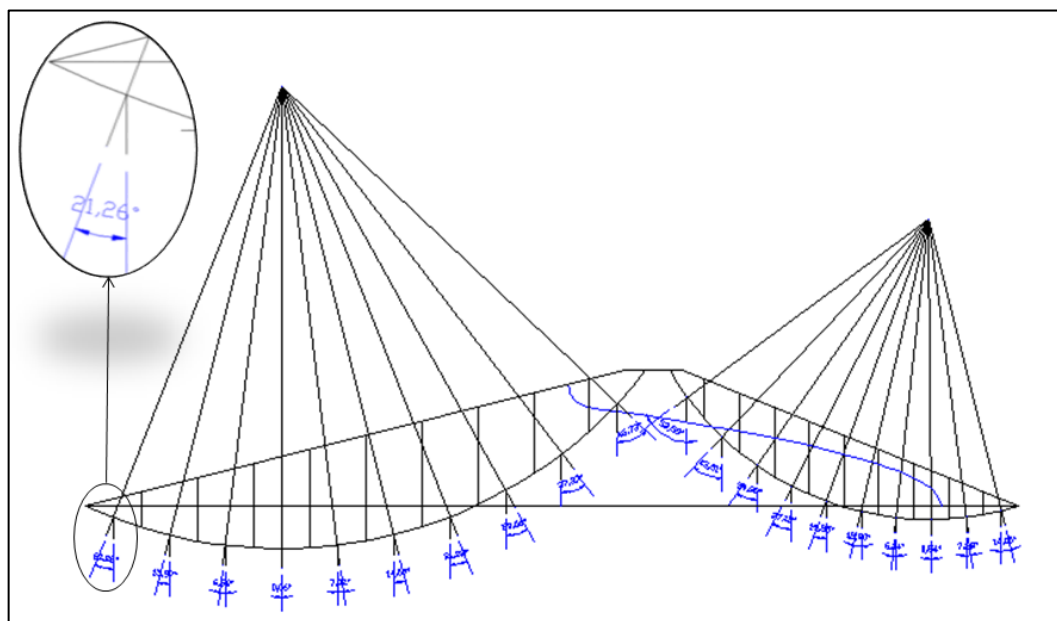


Figura 14 – Inclinação da base da fatia ( $\alpha$ )

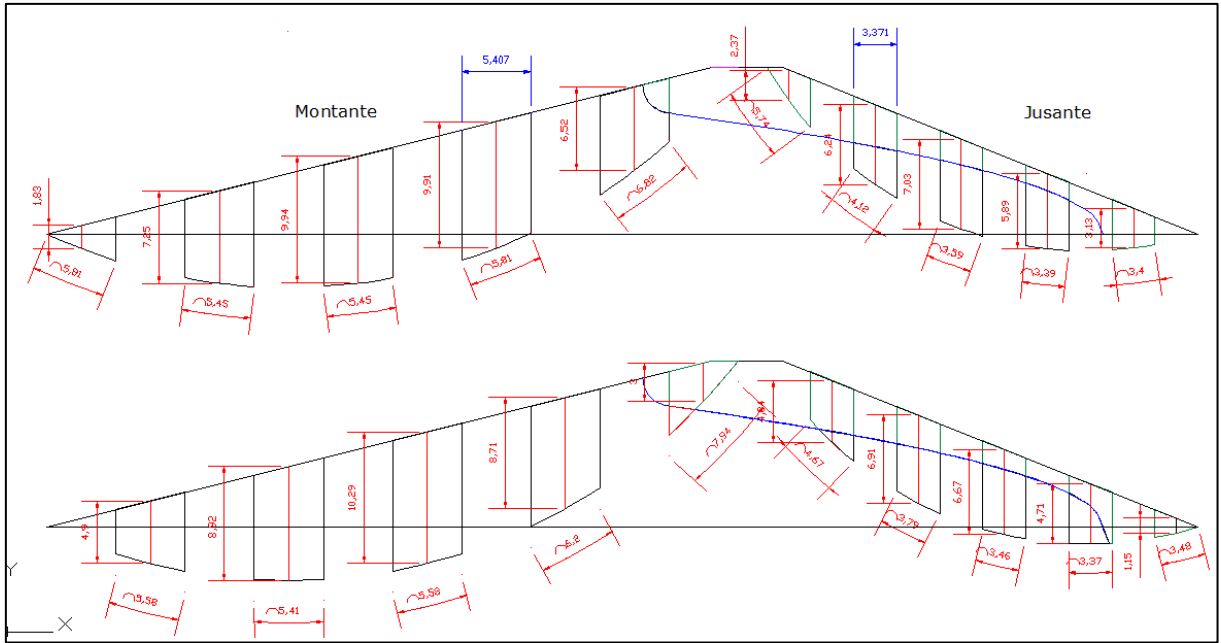


Figura 15 – Altura ( $h$ ), largura ( $b$ ) e o comprimento do arco na base das fatias ( $l$ )

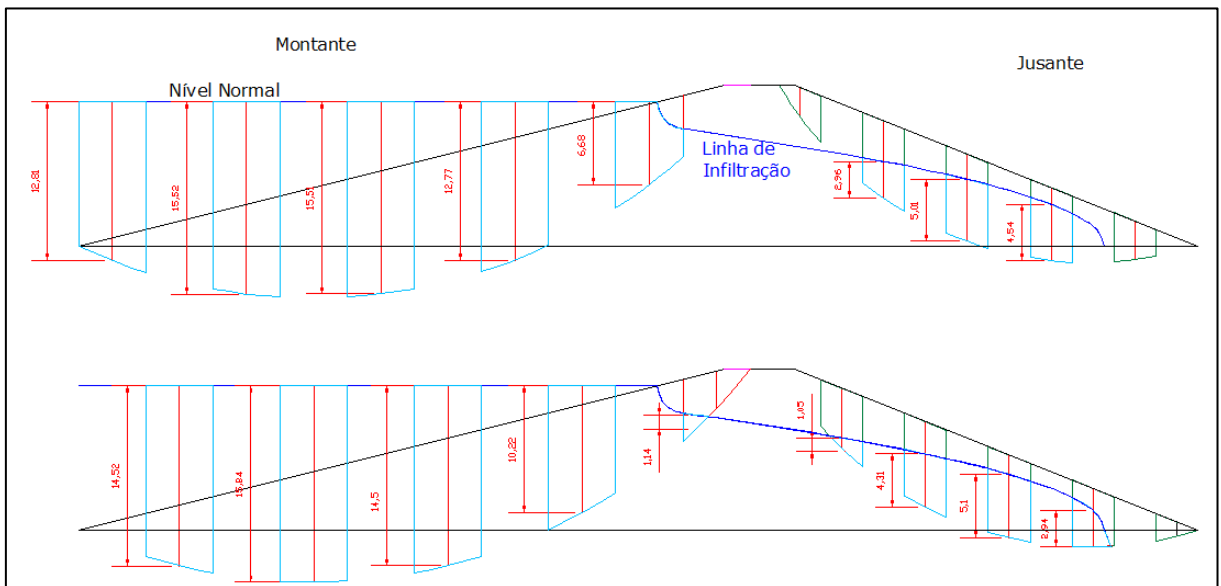


Figura 16 – Alturas e áreas de água nas fatias

As linhas de infiltração de água no talude foram calculadas e inseridas com sequências de comandos comuns gravados em arquivos de texto com a extensão “.scr” carregados através do comando script.

### 3.3.2 Software OringinPro 8.5

O OriginPro 8.5 é um software de análise de representação gráfica completo e que fornece um conjunto de recursos para atender às necessidades dos cientistas e engenheiros. As soluções são concebidas para serem fáceis de usar, e ainda têm o poder e a versatilidade para realizar operações mais complexas.

O arquivo OriginPro (. OPJ) combina dados, notas, gráficos e resultados da análise em um documento de forma flexível e estruturada. Todos os componentes de projeto podem ser acessados de forma interativa quando o arquivo for aberto. Os arquivos do OriginPro também podem conter anexos salvos internamente de arquivos do Microsoft Excel ou links para arquivos externos do Excel, script LabTalk e arquivos de código do Origin C, e ainda é compatível com MathLab e MathCad. Combinada com a capacidade de recalculer os resultados de uma mudança de dados de entrada ou de alteração de parâmetros de análise, o OriginPro pode funcionar como um modelo de análise para realizar análises de repetição em vários conjuntos de dados semelhantes.

	A(Y)	B(Y)	C(Y)
Long Name	$\theta$	FSh	FSm
Units			
Comments			
1	0	-0,14766	1,16052
2	2	0,06816	1,16982
3	4	0,28926	1,18491
4	6	0,51748	1,20606
5	8	0,75485	1,23367
6	10	1,00358	1,26821
7	12	1,2662	1,31029
8	14	1,54555	1,36067
9	16	1,84497	1,42025
10	18	2,16832	1,49017
11	20	2,52021	1,57181
12	22	2,90619	1,6669
13			
14			
15			
16			
17			
18			
19			
20			
21			
22			
23			

Figura 17 – Tela principal do modelo com a apresentação das pastas e referentes aos valores de  $\theta$ ,  $F_{Sm}$  e  $F_{Sh}$  inseridos para a composição da curvas

O software Oringin 8.5 foi utilizado para a obtenção dos valores dos fatores de segurança ( $F_S$ ) pelo método de Spencer, visto a necessidade de se chegar a um resultado mais refinado na busca da intersecção entre as curvas a partir da equação de equilíbrio de momentos ( $F_{Sm}$ ) e a partir da hipótese de valor de  $\theta$  constante ( $F_{Sh}$ ) (Figura 18).

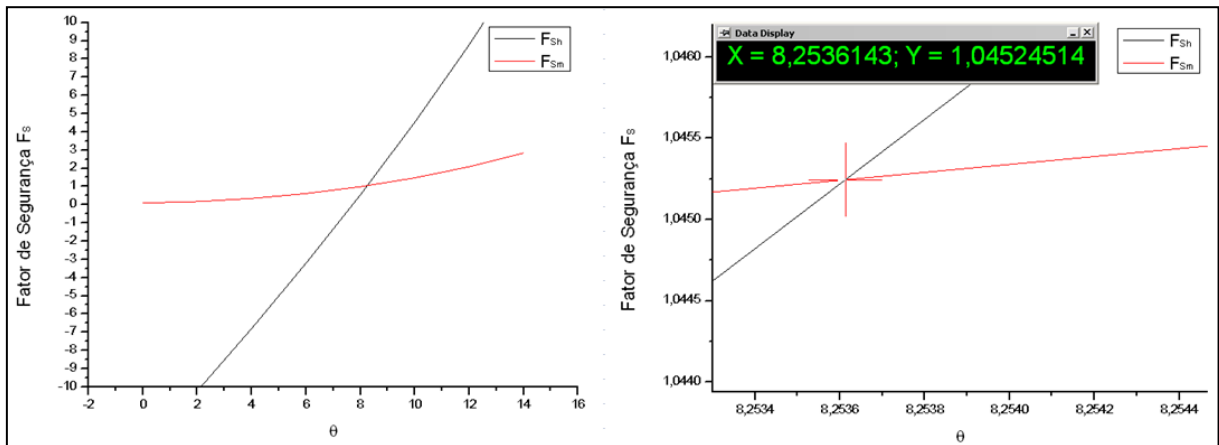


Figura 18 – Intersecção da curva de equilíbrio de momentos ( $F_{Sm}$ ) e da curva de força e momento com hipótese de valor de  $\theta$  constante ( $F_{Sh}$ )

### 3.4 Análise de Dados

Com base nos valores de  $F_S$  calculados, foram ajustadas equações de regressão linear, onde a variável dependente foi o  $F_S$  obtido através da equação de Spencer, e variável independente os valores de  $F_S$  estimados pelos demais métodos. Com isso, foram feitas análises comparativas usando o índice de correlação “r”, exatidão “d” (WILLMOTT et al., 1985) e desempenho ou confiança “c” (Tabela 2) sugeridos por Camargo e Sentelhas (1997) onde :

$$c = r * d \quad (48)$$

O coeficiente de correlação pode variar de 0 a +1 ou 0 a -1, e foi classificado de

acordo com Silva & Barros Filho (2003). Os valores do coeficiente “d” variam de zero, para nenhuma concordância, a 1, para concordância perfeita, e é dado pela seguinte equação:

$$d = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (P_i - O_i)^2}{\sum_{i=1}^n (|P_i - O| + |O_i - O|)^2} \quad (49)$$

Onde  $P_i$  é o valor estimado,  $O_i$  o valor observado e  $O$  a média dos valores observados.

O coeficiente  $r$  é dado pela equação a seguir:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (P_i - P)(O_i - O)}{\sqrt{\left\{ \left[ \sum_{i=1}^n (P_i - P)^2 \right] \left[ \sum_{i=1}^n (O_i - O)^2 \right] \right\}}} \quad (50)$$

Onde  $P_i$  é o valor estimado,  $P$  a média dos valores estimados,  $O_i$  o valor observado e  $O$  a média dos valores observados.

O critério adotado para interpretar o desempenho dos métodos pelo índice “c” se apresenta na tabela 2 a seguir:

Tabela 2- Classificação do índice de confiança ou desempenho

<b>Classes</b>	<b>Valor de c</b>	<b>Desempenho</b>
1	> 0,85	Ótimo
2	0,76 a 0,85	Muito Bom
3	0,66 a 0,75	Bom
4	0,61 a 0,65	Mediano
5	0,51 a 0,60	Sofrível
6	0,41 a 0,50	Mau
7	≤ 0,40	Péssimo

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Realizados os procedimentos chegou-se a um total de 120 valores de fatores de segurança  $F_S$  para cada método avaliado. Os resultados foram agrupados em tabelas comparativas, permitindo realizar avaliações da aplicação dos diferentes métodos (Apêndices A, B, C e D).

Na sequência estão expostos os resultados obtidos para os fatores analisados sob combinações de seis diferentes tipos de solo, cinco alturas, em geometrias de jusante e montante de barragens sujeitas e não sujeitas a esvaziamento rápido.

### 4.1 Influência da altura da barragem

A seguir são apresentados os valores de  $F_S$  para os métodos de cálculo estudados, tomando como base os valores das variáveis estudadas, variando apenas a altura do talude dentro da faixa pré-estabelecida de 7, 9, 11, 13 e 15 m, visto que a legislação exige a análise de estabilidade de taludes para barragens com altura superior a 7 m, e que barragens de terra com finalidade agrícola raramente ultrapassam 15 m de altura. Desta forma se pode ver o comportamento dos fatores em relação ao aumento da altura de uma barragem de terra.

Analisando-se a variação das curvas  $F_S$  por altura da barragem para o perfil de jusante sob regime de esvaziamento rápido (Figura 19) pode se notar o decréscimo dos valores de  $F_S$  em razão do aumento da altura. Isto se deu para todos os métodos em questão e para todos os solos estudados. Nota-se também, que apesar do decréscimo dos valores, os Fatores de Segurança  $F_S$  relativos ao método Spencer, foram os que apresentaram menor variação entre as menores e maiores alturas.

Horst (2007) encontrou resultado semelhante, entretanto os dados representavam apenas 3 métodos e a amostragem dos valores mínimos, médios e máximos para a inclinação, ângulo de atrito, coesão e peso específico.

A variação das curvas  $F_S$  por altura da barragem se apresenta de forma muito semelhante, também para o perfil de jusante para reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido (Figura 20), tendo-se os valores de  $F_S$  reduzidos conforme ocorre o aumento de altura do maciço.

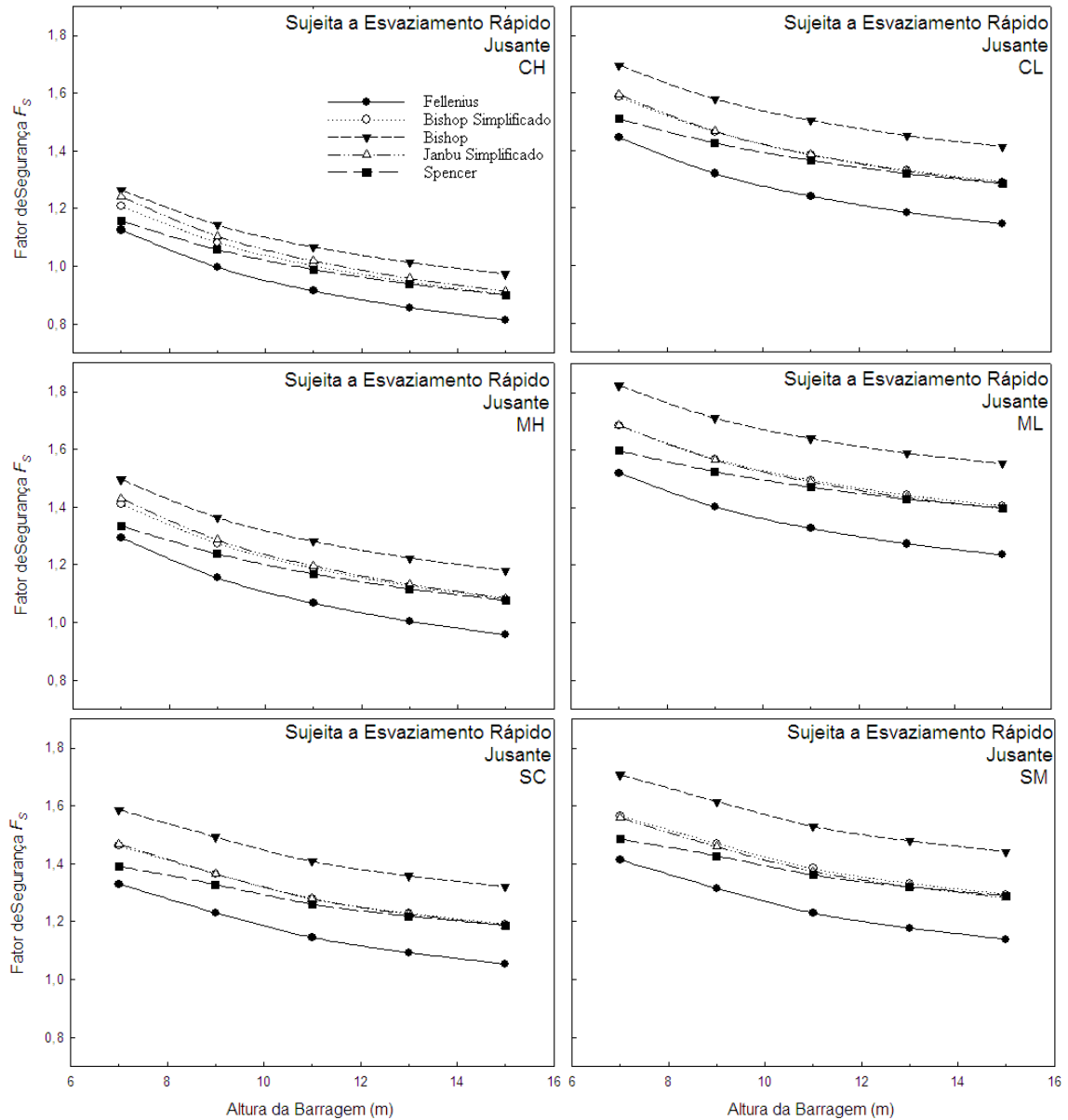


Figura 19 – Influência da altura nos valores de  $F_s$  para perfis de jusante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido

Através da observação das figuras 19 e 20 é possível visualizar a proximidade dos fatores de segurança adquiridos através dos métodos de Bishop simplificado e Janbu simplificado. Além disso, nota-se a aproximação de ambos ao método de Spencer na medida em que as alturas do talude se elevam, caracterizando uma maior eficácia dos métodos simplificados conforme o aumento da altura. Isto pode ser atribuído ao fato de que com o aumento da altura há também o aumento do peso das fatias, sendo esta a variável que possui a maior relevância em todos os métodos estudados.



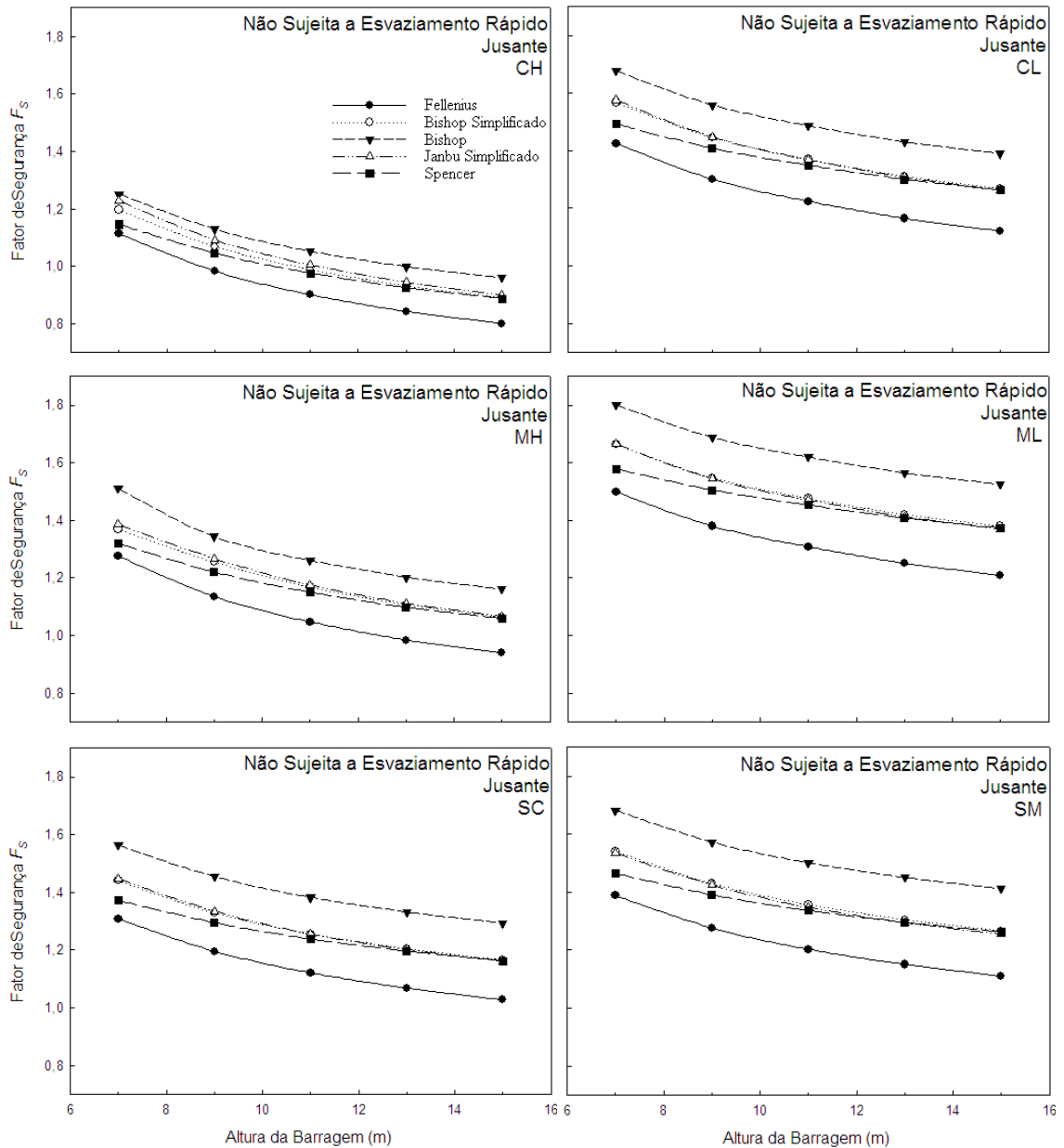


Figura 20 – Influência da altura nos valores de  $F_s$  para perfis de jusante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido

Na condição de montante (Figuras 21 e 22) é observado que na variação das curvas  $F_s$  por altura do maciço ocorre uma queda acentuada do fator de segurança  $F_s$  nos primeiros valores de altura, reduzindo-se a proporção da queda acentuadamente nas maiores alturas.

Para os perfis de montante sujeitos a esvaziamento rápido (Figura 21) é possível visualizar que, diferente dos perfis de jusante, nestas condições os métodos de Janbu Simplificado e Bishop Simplificado apresentam comportamentos diferentes, ocorrendo variações em função da variação de altura da barragem. Pode-se notar que os valores de  $F_s$

obtidos pelo método de Janbu simplificado são mais próximos aos valores obtidos com o método de Spencer nos menores valores de altura, entretanto quando estes são mais elevados a curva referente a Bishop simplificado se aproxima a de Spencer, enquanto a de Janbu Simplificado se afasta, tendo assim uma redução em seu desempenho.

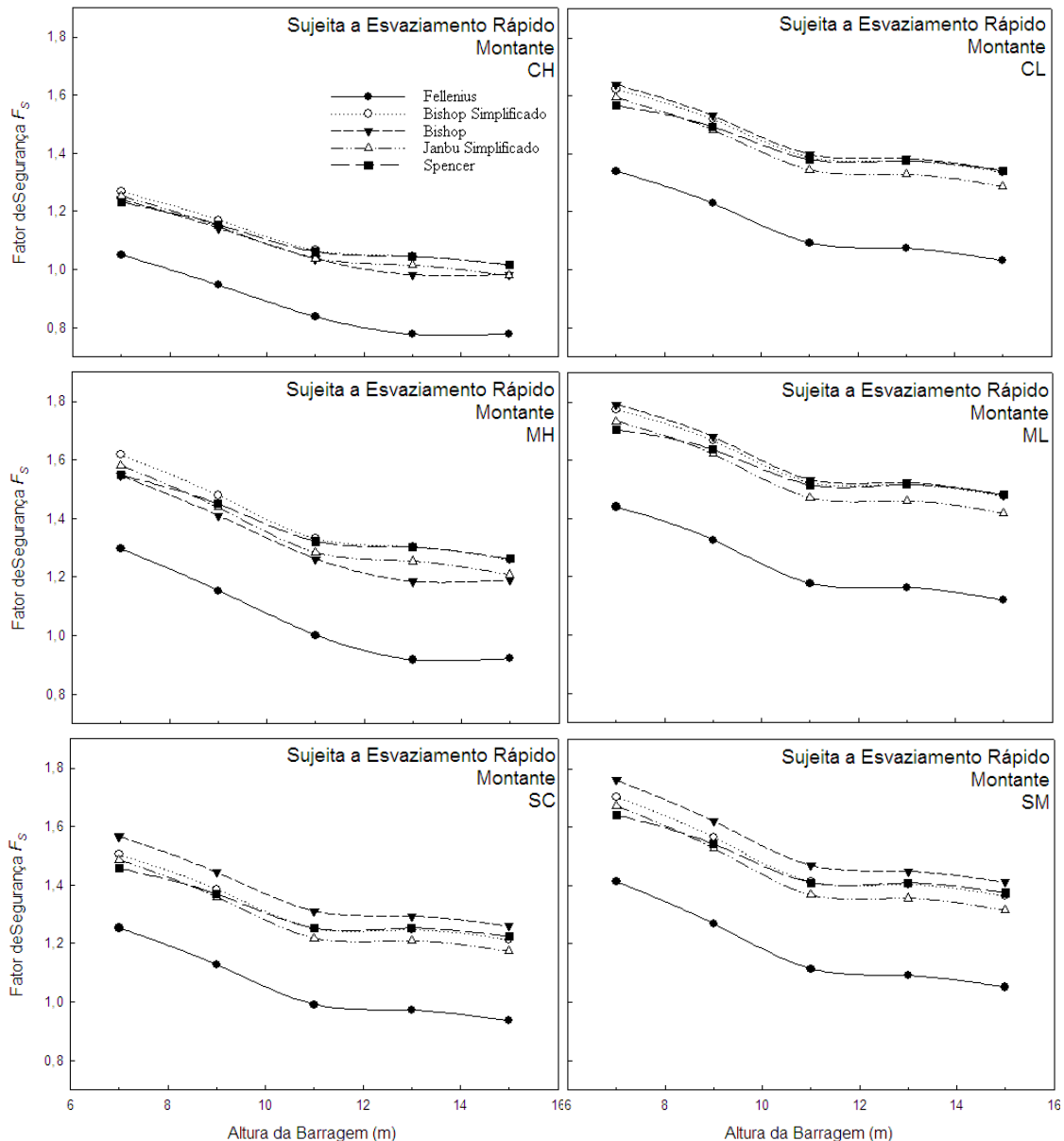


Figura 21 – Influência da altura nos valores de  $F_s$  para perfis de montante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido

Na Figura 22, referente aos perfis de montante não sujeitos a esvaziamento rápido, percebe-se um comportamento das curvas semelhante ao ocorrido nos perfis de montante

sujeitos a esvaziamento rápido.

Para ambas as condições de velocidade de esvaziamento do reservatório no perfil de montante (Figuras 21 e 22), aponta-se uma melhor aproximação do método de Bishop ao de Spencer, se comparado às condições dos mesmos para perfis de jusante.

Os valores de  $F_S$  calculados pelo método de Fellenius em relação aos obtidos pelo método considerado padrão, para os perfis de montante foram ainda mais distantes do que os de jusante.

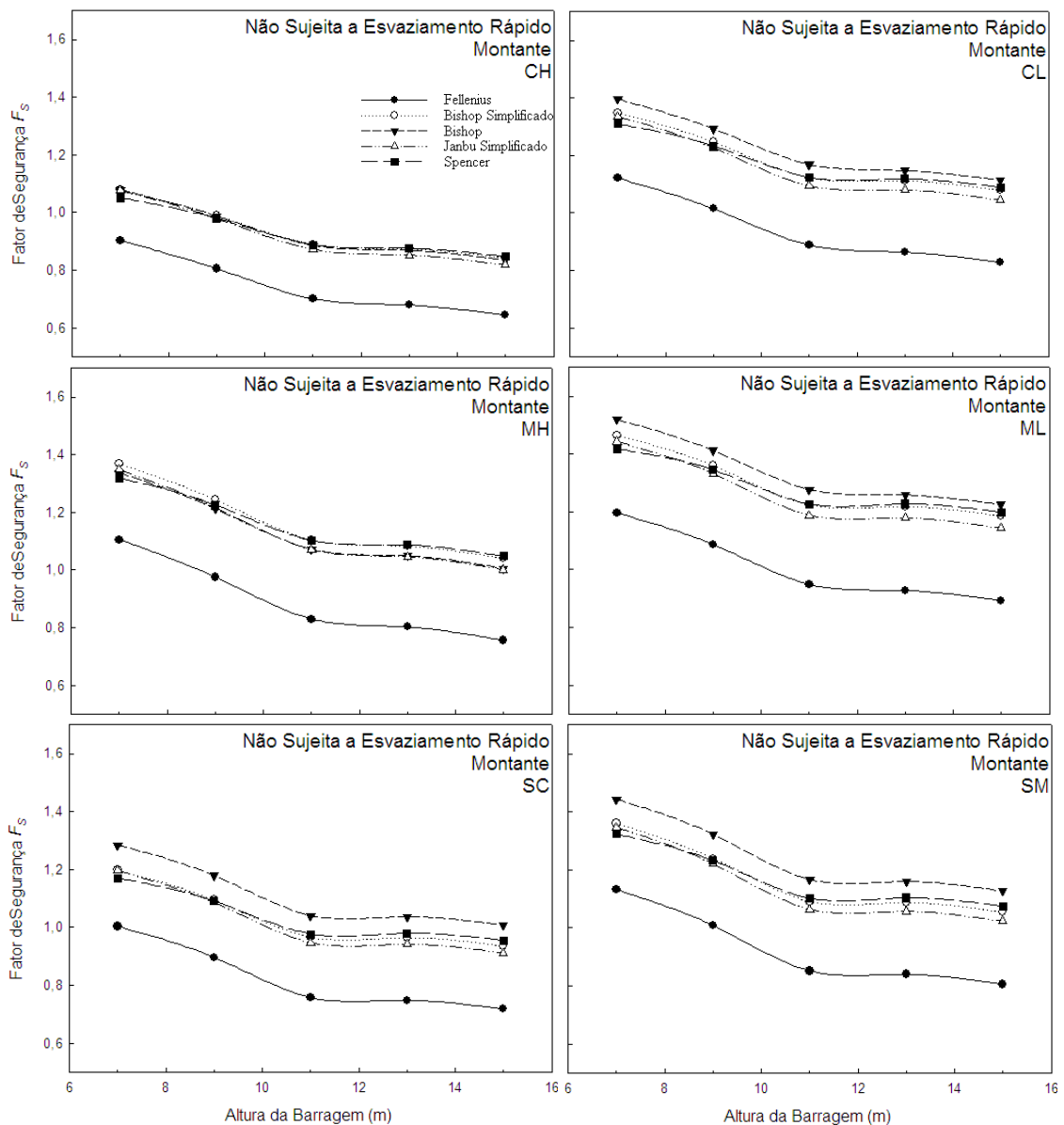


Figura 22 – Influência da altura nos valores de  $F_S$  para perfis de montante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido

Analisando-se os valores de  $F_S$  e relacionando-os ao tipo de solo, percebe-se que para todos os métodos estudados e todas as condições de alturas, perfis e velocidade de esvaziamento de reservatório (Figuras 19, 20, 21 e 22) os solos que apresentaram respectivamente menores e maiores fatores de segurança foram CH (Argilas gordas, de plasticidade média ou alta) e ML (Material siltoso e areias muito finas, pó-de-pedra, areias finas siltosas ou argilosas, ou siltes argilosos com baixa plasticidade).

O solo do tipo CH apresenta os menores valores, pois dos solos em questão é este o que possui menor ângulo de atrito interno, e somado a isto, segundo a norma ABNT/NBR 6502/80, quanto à consistência, o estado plástico caracteriza as argilas moles, médias e rijas, sendo que estas apresentam dificuldade na secagem podendo ocorrer trincas de secagem, além de estarem sujeitas a grandes deformações, apresentando baixa resistência ao cisalhamento.

Por outro lado, os critérios para seleção de solos para barragens, em geral, consideram a granulometria, a trabalhabilidade, a retração e compactação; tendo em vista as relações existentes entre composição granulométrica, plasticidade, retração e compactação, além de buscar situar o teor de umidade do solo no intervalo de interesse para a utilização na prática, ou seja, entre o limite de liquidez e o de plasticidade, sendo o solo do tipo ML o que melhor se enquadra a estas condições, obtendo os maiores valores de fator de segurança nos cenários estudados.

## 4.2 Comparações entre os diferentes métodos

Para a análise comparativa foram construídas diversas tabelas e gráficos que apresentam os valores de  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop, Bishop Simplificado e Janbu Simplificado, sendo estes avaliados inicialmente de forma geral, e posteriormente separados por diferentes cenários que denotam taludes de jusante e montante sob condições diferenciadas de esvaziamento de reservatório e de tipos de solos.

As figuras 23a, 23b, 23c e 23d mostram a relação gráfica entre os valores dos fatores de segurança  $F_S$  pelo método de Spencer e os métodos de Fellenius, Bishop, Bishop Simplificado e Janbu Simplificado, respectivamente.

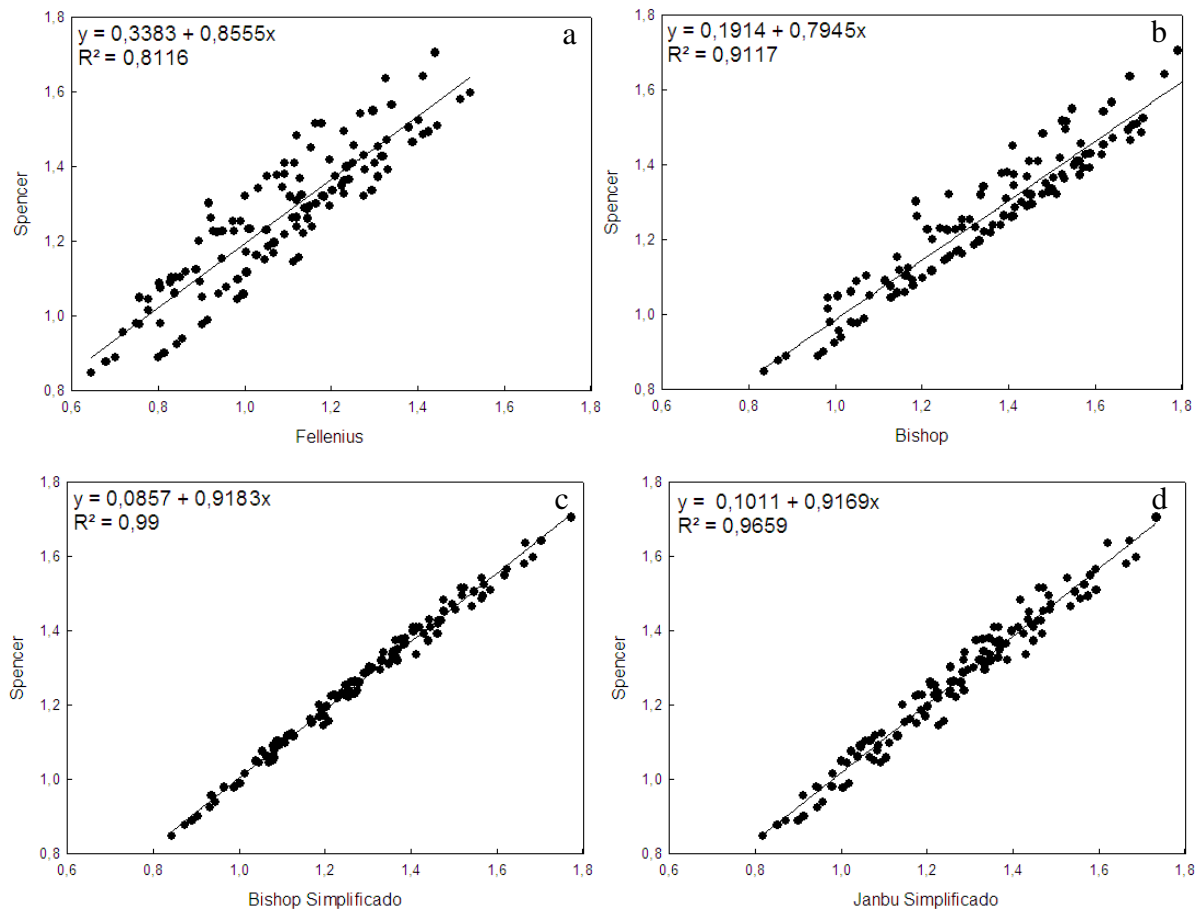


Figura 23 – Representação gráfica dos valores de  $F_S$  calculados por diferentes métodos de estabilidade de taludes em relação ao método de Spencer

Visualmente se pode notar que o método de Bishop Simplificado tem uma maior concentração dos pontos próximos a reta, o que por sua vez demonstra possuir a equação melhor ajustada.

A análise estatística se deu através de regressão linear com função linear  $y=a+bx$ , onde “a” é o coeficiente linear (intercepto) e “b” o coeficiente angular (inclinação da reta) da regressão linear. A comparação foi feita pelo modelo linear, onde y são os valores observados (variável dependente) da variável em estudo e x são os valores estimados (variável independente) das variáveis em estudo.

No ajuste realizado entre os valores utilizados, onde os coeficientes a e b são constantes desconhecidas e que doravante serão denominados parâmetros da equação de regressão linear, espera-se que os coeficientes a e b sejam, estatisticamente, igual a 0 (zero) e 1 (um), respectivamente.

Sendo assim, as hipóteses para estes parâmetros são:

$H_0: a = 0$  vs  $H_1: a \neq 0$ ; e

$H_0: b = 1$  vs  $H_1: b \neq 1$ .

Para a verificação das hipóteses utilizou-se o teste  $t$  de Student para um nível de significância de 95%. Os valores de  $t_{calc}$  foram obtidos segundo Costa Neto (1977).

Na tabela 3 são apresentados os valores obtidos dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes, quando comparados ao Método de Spencer.

Tabela 3 - Valores dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes vs Spencer

Método	Coef.	Valor	$\sigma$	$r^2$	Valores $t_{95\%}$		Obs
					$t_{Calc}$	$t_{tab}$	
<b>Fellenius</b>	a	0,3383	0,0417	0,8116	8,1051	1,9803	S
	b	0,8555	0,0379	0,8116	-0,7422	1,9803	NS
<b>Bishop</b>	a	0,1914	0,0312	0,9117	6,1428	1,9803	S
	b	0,7945	0,0228	0,9117	-1,3610	1,9803	NS
<b>Bishop Simplificado</b>	a	0,0857	0,0110	0,9900	7,7787	1,9803	S
	b	0,9183	0,0085	0,9900	-0,8862	1,9803	NS
<b>Janbu Simplificado</b>	a	0,1011	0,0204	0,9659	4,9683	1,9803	S
	b	0,9169	0,0158	0,9659	-0,6611	1,9803	NS

S – Significativa

NS – Não Significativa

Nota-se que apesar de não haver diferença significativa nos coeficientes angulares, nos lineares houve diferenças significativas em todos os métodos avaliados, necessitando-se assim a utilização para a correção dos valores. No entanto os valores de  $r^2$  para os métodos de Bishop Simplificado e Janbu Simplificado aproximaram-se significativamente de 1, indicando assim um ótimo ajuste na equação.

Contudo pode ser visto ao longo do estudo algumas diferenças em um contexto mais limitado. Desta forma foram feitas análises limitando o campo entre as variáveis jusante em reservatórios sujeitos e não sujeitos a esvaziamento rápido e montante em reservatórios sujeitos e não sujeitos a esvaziamento rápido.

Tabela 4 - Valores dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes vs Spencer, para talude de jusante em reservatório não sujeito a esvaziamento rápido

Método	Coef.	Valor	$\sigma$	$r^2$	Valores $t_{95\%}$		Obs
					$t_{Calc}$	$t_{tab}$	
<b>Fellenius</b>	a	0,1052	0,0452	0,9601	2,3271	2,0484	S
	b	1,0020	0,0386	0,9601	0,0102	2,0484	NS
<b>Bishop</b>	a	0,1113	0,0163	0,9946	6,8458	2,0484	S
	b	0,8198	0,0114	0,9946	-1,6877	2,0484	NS
<b>Bishop Simplificado</b>	a	0,0854	0,0227	0,9899	3,7568	2,0484	S
	b	0,9131	0,0174	0,9899	-0,6588	2,0484	NS
<b>Janbu Simplificado</b>	a	0,0628	0,0335	0,9792	1,8766	2,0484	NS
	b	0,9288	0,0256	0,9792	-0,4450	2,0484	NS

S – Significativa

NS – Não Significativa

Tabela 5 - Valores dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes vs Spencer, para talude de jusante em reservatório sujeito a esvaziamento rápido

Método	Coef.	Valor	$\sigma$	$r^2$	Valores $t_{95\%}$		Obs
					$t_{Calc}$	$t_{tab}$	
<b>Fellenius</b>	a	0,1030	0,0455	0,9611	2,2648	2,0484	S
	b	1,0022	0,0381	0,9611	0,0113	2,0484	NS
<b>Bishop</b>	a	0,112	0,0148	0,9957	7,5529	2,0484	S
	b	0,8208	0,0103	0,9957	-1,7657	2,0484	NS
<b>Bishop Simplificado</b>	a	0,0889	0,0248	0,9883	3,5794	2,0484	S
	b	0,9101	0,0187	0,9883	-0,6574	2,0484	NS
<b>Janbu Simplificado</b>	a	0,0653	0,0360	0,9767	1,8134	2,0484	NS
	b	0,9267	0,0271	0,9767	-0,4453	2,0484	NS

S – Significativa

NS – Não Significativa

Nas tabelas 4 e 5 nota-se que há alguma diferença de significância quando se limitam os dados aos fatores de segurança de jusante. Nestes casos o método de Janbu Simplificado não apresentou diferença significativa maior que maior que 5% para ambos os coeficientes, podendo, sob estas condições, ser utilizado sem necessidade de equação de ajuste, ou seja, considera-se  $y = x$ . Os demais métodos apresentaram resultados semelhantes ao caso geral, entretanto o valor  $r^2$  nestes casos foi mais elevado para o método de Bishop.

Tabela 6 - Valores dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes vs Spencer, para talude de montante em reservatório não sujeito a esvaziamento rápido

Método	Coef.	Valor	$\sigma$	$r^2$	Valores $t_{95\%}$		Obs
					$t_{Calc}$	$t_{tab}$	
<b>Fellenius</b>	a	0,2622	0,0485	0,9204	5,4026	2,0484	S
	b	0,9677	0,0538	0,9204	-0,1393	2,0484	NS
<b>Bishop</b>	a	0,1608	0,0421	0,9502	3,8175	2,0484	S
	b	0,8281	0,0358	0,9502	-0,9085	2,0484	NS
<b>Bishop Simplificado</b>	a	0,0945	0,0194	0,9903	4,8689	2,0484	S
	b	0,9123	0,0170	0,9903	-0,6726	2,0484	NS
<b>Janbu Simplificado</b>	a	0,1269	0,0295	0,9765	4,2949	2,0484	S
	b	0,9030	0,0265	0,9765	-0,5959	2,0484	NS

S – Significativa

NS – Não Significativa

Tabela 7 - Valores dos coeficientes linear  $a$ , angular  $b$ , de determinação  $r^2$ , desvio padrão  $\sigma$ , do  $t_{cal}$  e a significância do  $t_{95\%}$  para os diferentes métodos de cálculo de estabilidade de taludes vs Spencer, para talude de montante em reservatório sujeito a esvaziamento rápido

Método	Coef.	Valor	$\sigma$	$r^2$	Valores $t_{95\%}$		Obs
					$t_{Calc}$	$t_{tab}$	
<b>Fellenius</b>	a	0,3147	0,0597	0,9206	5,2671	2,0484	S
	b	0,9697	0,0538	0,9206	-0,1306	2,0484	NS
<b>Bishop</b>	a	0,2452	0,0478	0,9535	5,1262	2,0484	S
	b	0,8117	0,0339	0,9535	-1,0227	2,0484	NS
<b>Bishop Simplificado</b>	a	0,1035	0,0247	0,9898	4,1855	2,0484	S
	b	0,9145	0,0176	0,9898	-0,6445	2,0484	NS
<b>Janbu Simplificado</b>	a	0,1358	0,0362	0,9772	3,7483	2,0484	S
	b	0,9172	0,0265	0,9772	-0,5086	2,0484	NS

S – Significativa

NS – Não Significativa

Analisando-se os valores descritos nas tabelas 6 e 7 visualiza-se que as características ligadas à significância dos valores calculados se assemelham à tabela 3 tendo também a diferença significativa no coeficiente “ $a$ ”, necessitando assim utilizar a equação de ajuste dos valores.



### 4.3 Avaliação do desempenho dos métodos propostos

A tabela 8 apresenta os índices de correlação “ $r$ ”, exatidão “ $d$ ” (WILLMOTT et al., 1985) e desempenho ou confiança “ $c$ ” (Tabela 2) sugeridos por Camargo & Sentelhas (1997).

Observa-se que ao se utilizar todos os dados, de forma a não discriminar tipo de solo ou geometria dos taludes o desempenho, apontado pelos altos valores do índice de confiança, só deixa de ser ótimo para o método de Fellenius. Os três métodos restantes apresentaram um desempenho ótimo, sendo método de Bishop Simplificado o que apresentou melhor resultado no índice de confiança “ $c$ ” com valor igual a 0,9879 e correlação “ $r$ ” igual a 0,9935.

Tabela 8 - Valores gerais de coeficiente de correlação  $r$ , índice de concordância de Willmott  $d$ , índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo

<b>Método</b>	<b><math>d</math></b>	<b><math>r</math></b>	<b><math>c</math></b>	<b>desempenho</b>
<b>Fellenius</b>	0,7853	0,8450	0,6636	Bom
<b>Bishop</b>	0,9287	0,9273	0,8612	Ótimo
<b>Bishop Simplificado</b>	0,9935	0,9943	0,9879	Ótimo
<b>Janbu Simplificado</b>	0,9519	0,9756	0,9286	Ótimo

Todavia, como já foi apontado anteriormente foram notadas algumas diferenças quando a atenção é voltada a um ponto mais específico. Desta forma, analisando o desempenho focado na geometria dos taludes e na diferença de água existente em taludes de montante e de jusante pode-se notar que houve uma mudança no desempenho dos métodos. Ao analisar o método Fellenius observou-se que em taludes de jusante, ou seja, com valores menores de poropressão “ $\mu$ ” este método de análise passa a ter um valor do índice de confiança “ $c$ ” que remete a um desempenho ótimo apesar de continuar inferior aos demais (Tabelas 9 e 10).

Tabela 9 - Valores de coeficiente de correlação  $r$ , índice de concordância de Wilmott  $d$ , índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de jusante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b><math>d</math></b>	<b><math>r</math></b>	<b><math>c</math></b>	<b>desempenho</b>
<b>Fellenius</b>	0,9017	0,9798	0,8836	Ótimo
<b>Bishop</b>	0,8692	0,9973	0,8668	Ótimo
<b>Bishop Simplificado</b>	0,9900	0,9950	0,9850	Ótimo
<b>Janbu Simplificado</b>	0,9870	0,9895	0,9767	Ótimo

Tabela 10 - Valores de coeficiente de correlação  $r$ , índice de concordância de Willmott  $d$ , índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de jusante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b><math>d</math></b>	<b><math>r</math></b>	<b><math>c</math></b>	<b>desempenho</b>
<b>Fellenius</b>	0,9068	0,9803	0,8890	Ótimo
<b>Bishop</b>	0,8697	0,9978	0,8678	Ótimo
<b>Bishop Simplificado</b>	0,9887	0,9941	0,9829	Ótimo
<b>Janbu Simplificado</b>	0,9856	0,9883	0,9741	Ótimo

Entretanto, no caso de taludes de montante, aonde os valores de poropressão ou pressão neutra “ $\mu$ ” chegam a proporções mais elevadas, o valor do índice de confiança “ $c$ ” para Fellenius decresce, levando o desempenho à classe sofrível para barragens não sujeitas a esvaziamento rápido e a mediano em barragens sujeitas a esvaziamento rápido (Tabelas 11 e 12).

Tabela 11 - Valores de coeficiente de correlação  $r$ , índice de concordância de Willmott  $d$ , índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de montante em reservatórios não sujeito a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b><math>d</math></b>	<b><math>r</math></b>	<b><math>c</math></b>	<b>desempenho</b>
<b>Fellenius</b>	0,6237	0,9594	0,5984	Sofrível
<b>Bishop</b>	0,9653	0,9748	0,9409	Ótimo
<b>Bishop Simplificado</b>	0,9955	0,9952	0,9906	Ótimo
<b>Janbu Simplificado</b>	0,9877	0,9882	0,9760	Ótimo

Tabela 12 - Valores de coeficiente de correlação  $r$ , índice de concordância de Willmott  $d$ , índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de montante em reservatórios sujeito a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	$d$	$r$	$c$	<b>desempenho</b>
<b>Fellenius</b>	0,6327	0,9595	0,6070	Mediano
<b>Bishop</b>	0,9775	0,9765	0,9545	Ótimo
<b>Bishop Simplificado</b>	0,9938	0,9949	0,9887	Ótimo
<b>Janbu Simplificado</b>	0,9886	0,9885	0,9772	Ótimo

Através das tabelas 13 e 14 observa-se que ao analisarmos separadamente cada tipo de solo, em taludes de jusante, os métodos Fellenius e Bishop pioraram seu desempenho consideravelmente em relação à análise feita com todos os dados reunidos.

Tabela 13 - Valores do índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de jusante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b>Fellenius</b>		<b>Bishop Simplificado</b>		<b>Bishop</b>		<b>Janbu Simplificado</b>	
	<b>solo</b>	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	
<b>CH</b>	0,89	Ótimo	0,98	Ótimo	0,85	Muito Bom	0,95	Ótimo
<b>CL</b>	0,72	Bom	0,96	Ótimo	0,65	Mediano	0,95	Ótimo
<b>MH</b>	0,83	Muito Bom	0,98	Ótimo	0,74	Bom	0,97	Ótimo
<b>ML</b>	0,72	Bom	0,94	Ótimo	0,55	Bom	0,94	Ótimo
<b>SC</b>	0,72	Bom	0,96	Ótimo	0,61	Mediano	0,95	Ótimo
<b>SM</b>	0,65	Mediano	0,94	Ótimo	0,55	Sofrível	0,96	Ótimo

Tabela 14 - Valores do índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de jusante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b>Fellenius</b>		<b>Bishop Simplificado</b>		<b>Bishop</b>		<b>Janbu Simplificado</b>	
	<b>solo</b>	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	$c$ desempenho	
<b>CH</b>	0,89	Ótimo	0,98	Ótimo	0,85	Muito Bom	0,95	Ótimo
<b>CL</b>	0,72	Bom	0,96	Ótimo	0,65	Mediano	0,95	Ótimo
<b>MH</b>	0,83	Muito Bom	0,98	Ótimo	0,74	Bom	0,97	Ótimo
<b>ML</b>	0,72	Bom	0,94	Ótimo	0,55	Sofrível	0,94	Ótimo
<b>SC</b>	0,72	Bom	0,96	Ótimo	0,61	Sofrível	0,95	Ótimo
<b>SM</b>	0,65	Bom	0,94	Ótimo	0,55	Sofrível	0,96	Ótimo

Os métodos de Bishop Simplificado e Janbu Simplificado mantiveram o ótimo desempenho mesmo sob estas condições.

A tabela 15 apresenta o desempenho para talude de montante não sujeito a esvaziamento rápido, na qual se percebe que, para condições de diferentes tipos de solos, o método de Bishop melhora seu desempenho com relação ao método padrão enquanto o método de Fellenius tem em média um mau desempenho em relação ao mesmo e bem pior do que os obtidos em taludes de jusante (Tabelas 13 e 14), caracterizando a diferença entre os dois métodos no âmbito da presença de água sobre a superfície do talude, mostrando que o método de Fellenius tem melhor resposta quando não existe água sobre o talude e o método de Bishop obtém um melhor desempenho com a presença da água, ou seja, em taludes de montante. Isto se deve a formulação dos métodos na qual Fellenius impõe maior significância ao valor da pressão neutra, o que não ocorre no método de Bishop.

Tabela 15 - Valores do índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de montante em reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b>Fellenius</b>		<b>Bishop Simplificado</b>		<b>Bishop</b>		<b>Janbu Simplificado</b>	
	<b>solo</b>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>
<b>CH</b>	0,52	Sofrível	0,99	Ótimo	0,99	Ótimo	0,98	Ótimo
<b>CL</b>	0,47	Mau	0,99	Ótimo	0,92	Ótimo	0,97	Ótimo
<b>MH</b>	0,49	Mau	0,99	Ótimo	0,98	Ótimo	0,98	Ótimo
<b>ML</b>	0,50	Mau	0,98	Ótimo	0,91	Ótimo	0,96	Ótimo
<b>SC</b>	0,50	Mau	0,99	Ótimo	0,85	Ótimo	0,97	Ótimo
<b>SM</b>	0,51	Sofrível	0,99	Ótimo	0,88	Ótimo	0,97	Ótimo

Tabela 16 - Valores do índice de confiança ou desempenho  $c$  e a classe de desempenho qualitativo para taludes de montante em reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido

<b>Método</b>	<b>Fellenius</b>		<b>Bishop Simplificado</b>		<b>Bishop</b>		<b>Janbu Simplificado</b>	
	<b>solo</b>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>	$c$ <i>desempenho</i>
<b>CH</b>	0,47	Mau	0,99	Ótimo	0,96	Ótimo	0,98	Ótimo
<b>CL</b>	0,43	Mau	0,98	Ótimo	0,96	Ótimo	0,96	Ótimo
<b>MH</b>	0,45	Mau	0,98	Ótimo	0,91	Ótimo	0,97	Ótimo
<b>ML</b>	0,46	Mau	0,97	Ótimo	0,95	Ótimo	0,95	Ótimo
<b>SC</b>	0,46	Mau	0,99	Ótimo	0,89	Ótimo	0,97	Ótimo
<b>SM</b>	0,47	Mau	0,98	Ótimo	0,91	Ótimo	0,97	Ótimo

Observando-se a tabela 16 verifica-se que para talude de montante sujeito a esvaziamento rápido o desempenho do método de Fellenius é ainda pior do que para as demais condições ficando com um mau desempenho em todos os tipos de solo.

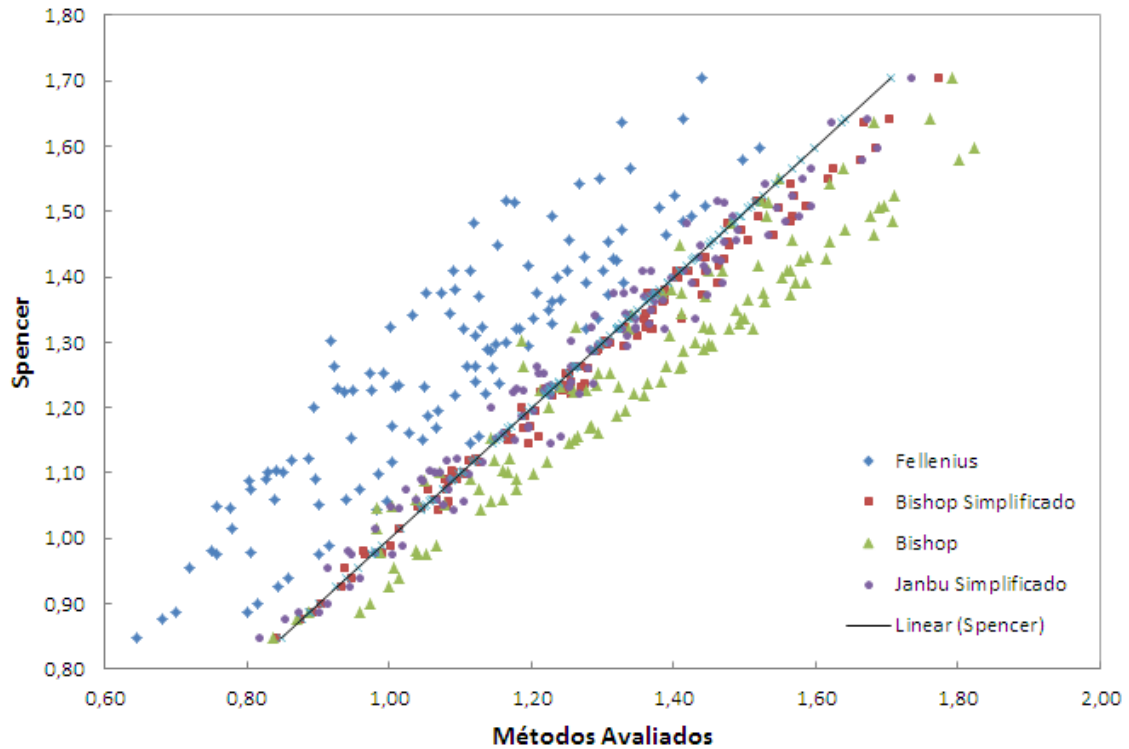


Figura 24 – Representação geral dos métodos Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop e Janbu Simplificado comparados ao método de Spencer

Observando-se a Figura 24 pode-se notar que em 100% dos casos estudados o método de Fellenius obteve valores do fator de segurança inferiores aos obtidos através do método de Spencer (considerado padrão), enquanto o método de Bishop teve, na grande maioria das vezes, seus valores superiores aos encontrados pelo método de Spencer.

Os fatores de segurança calculados pelos métodos de Bishop Simplificado e Janbu Simplificado ficaram sempre bem aproximados aos valores gerados pelo método de Spencer.

## 5 CONCLUSÃO

Conforme a metodologia utilizada e sob as condições em que o trabalho foi realizado se pode concluir que:

- Os métodos que obtiveram desempenho ótimo para todas as condições com os maiores índices de confiança foram, respectivamente, Bishop Simplificado e Janbu Simplificado;
- Com exceção do método de Janbu Simplificado, e somente para condição de jusante, todos os métodos necessitam utilizar equação de ajuste para obtenção do fator de segurança  $F_S$  ;
- O tipo de solo que apresentam menores e maiores fatores de segurança  $F_S$  foram respectivamente CH (Argilas gordas, de plasticidade média ou alta) e ML (Material siltoso e areias muito finas, pó-de-pedra, areias finas siltosas ou argilosas, ou siltes argilosos com baixa plasticidade), sendo ainda CH o detentor das maiores dimensões de perfil, o que implica em maiores movimentações de solo e conseqüentemente maiores custos de construção;
- O método de Fellenius obteve o pior desempenho dentre os métodos estudados, entretanto seus valores foram sempre inferiores ao método considerado padrão, o que implica em maior segurança ao se buscar valores de fatores de segurança  $F_S$  mais elevados, e em contra posição promove o aumento dos custos de construção.
- Os valores de  $F_S$  calculados pelos métodos de Bishop Simplificado e Janbu Simplificado obtiveram coeficientes de determinação de 99% e 96,59%, respectivamente, podendo ser utilizados como alternativa, em substituição ao método de Spencer, na análise de estabilidade de taludes em barragens de terra.

## REFERÊNCIAS

- ABNT. Mineração – Elaboração e apresentação de projeto de disposição de estéril em pilha. NBR 13029, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ, 2006. 5p.
- ABNT. Segurança de escavação a céu aberto. NBR 9061, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ, 1985. 31p.
- ABNT. Rochas e solos. NBR 6502. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ, 1980. 18p.
- AUGUSTO FILHO, O.; VIRGILI, J.C. Estabilidade de taludes. Geologia de Engenharia, Oliveira, A.M.S. & Brito, S.N.A.(eds), Oficina de Textos, São Paulo, SP, 1998. pp. 243-269.
- BISHOP, A. W. “The Use of the Slip Circle in the Stability Analysis of Slopes” **Geotechnique**, Vol 5, No. 1, 1955, pp 7-17.
- BORGATTO, A.V.A. **Estudo do efeito fibra e da morfologia na estabilidade de aterros de resíduos sólidos urbanos**. 2006. 157 p. Dissertação (Mestrado em Eng. Civil) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.
- BRASIL. Seminário nacional - agricultura irrigada e desenvolvimento sustentável. Ministério da Integração Nacional, Secretaria de infra-estrutura hídrica. Brasília, 2009.
- BUENO, B.S.; VILAR, O.M. **Mecânica dos Solos**. Seção de Publicações da EESC-USP, São Carlos, 1985. Vol.II
- CALLE, J. A. C. **Análise de Ruptura de Talude em Solo Não Saturado**. 2000. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia de São Carlos, USP, São Paulo, SP, 177p.
- CAMARGO, A. P.; SENTELHAS, P. C. Avaliação do desempenho de diferentes métodos de estimativa da evapotranspiração potencial no estado de São Paulo. **Revista Brasileira de Agrometeorologia**, v. 5, n.1, p. 89-97, 1997.
- CAVALCANTE, E. H. **Mecânica dos Solos II**. UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE. Departamento de Engenharia Civil, 2006. Material didático ou instrucional. 209 p.
- CONAB. Brasil, série histórica de produtividade. Brasília, 2011.
- COSTA NETO, P. L. O. **Curso de Estatística**. São Paulo: E. Blucher, 1977. 264 p.
- COSTA, T.; LANÇA, R. Universidade do Algarve. Núcleo de hidráulica e ambiente. **Barragens**.Faro, 2001.
- DNOCS. Instruções gerais a serem observadas na construção das barragens de terra. 2. ed. Fortaleza, 1977. 151 p.
- ESTEVES, V. P. Barragens de Terra. Escola Politécnica de Campina Grande, Universidade Federal da Paraíba, 1964.

FABRÍCIO, J. V. F. **Análises probabilísticas da estabilidade de taludes e contenções**. 2006. 170 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

FAO, 2002. **World Agriculture: Towards 2015/2030**. Summary Report, Rome.

FELLENIUS, W. Calculation of stability of earth dams. Trans. 2nd Congresso n Large Dams, Washington, 1936. v.4, 445p.

FIORI, A. P.; CARMIGNANI, L. **Fundamentos de mecânica dos solos e das rochas: aplicação na estabilidade dos taludes**. Curitiba: Editora da UFPR, 2009.

GEO-SLOPE International Ltd. (2008). Stability Modeling with SLOPE/W 2007. Version – An Engineering Methodology. Vol. 3. Calgary, Alberta, Canada, 367p.

GERSCOVICH, D.M.S. Universidade Estadual do Rio de Janeiro. Departamento de estruturas e fundações. **Estabilidade de taludes**, Rio de Janeiro, 2009.

GUIDICINI, G., NIEBLE, C. M. (1984). Estabilidade de Taludes Naturais e de Escavação. Edgard Blücher/Edusp, São Paulo, 1984. 170p.

HORST, R. **Avaliação dos métodos para cálculo de estabilidade de taludes em maciço terroso**. 2007. 129 p. Trabalho de Conclusão de Curso (Engenharia Civil) – UNIJUÍ, Ijuí, 2007.

JANBU, N. Slope stability computations. **Embankment dam - engineering. Casa grande memorial volume**. E. Hirschfield and S.Poulos, eds., Wiley, New York, 1973. pp47– 86.

MARANGON, M. **Tópicos em Geotecnia e Obras de Terra**. UNIVERSIDADE FEDERAL DE JUIZ DE FORA, Faculdade de Engenharia, Departamento de Transportes e Geotecnia. 2004. Material didático ou instrucional. 25 p.

MENESCAL, R.A. **A Segurança de Barragens e a Gestão de Recursos Hídricos no Brasil**. Brasília : Proágua, 2005. 316p.

MENESCAL, R.A. **Gestão da segurança de baragens no Brasil**: proposta de um sistema integrado, descentralizado, transparente e participativo. 2009. 769 p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2009.

NASH ,D.F.T. A comparative review of limit equilibrium methods of slope stability. In **Slope Stability: Geotechnical Engineering and Geomorphology**, Anderson MG, Richards KS (eds). Wiley: Chichester; 11–75, 1987.

PEREIRA, A. **Domador de rios: história e perfil de Kokei Uehara**. 1 ed. Rio de Janeiro: Expressão e Cultura; São Paulo: Associação dos Antigos Alunos da Escola Politécnica, 1994. 125 p.

PERINI, D. S. **Estudo dos processos envolvidos na análise de riscos de barragens de terra**. 2009. . Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Universidade de Brasília, Brasília, 2009.



RIO GRANDE DO SUL. Decreto n. 6136, de 15 de julho de 1955. Aprova a regulamentação da Lei nº 2434, de 23 de setembro de 1954, modificada pela Lei nº 2642, de 20 de junho de 1955. **Assembléia Legislativa do Estado do Rio Grande do Sul**, Porto Alegre, RS, 15 jul. 1955. Disponível em: <<http://www.al.rs.gov.br/>>. Acesso em: 30 ago. 2011.

ROBAINA, A. D.; PEITER, M. X. **Hidráulica Agrícola**. UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA, Curso de Agronomia, Departamento de Engenharia Rural, 2011. Material didático ou institucional. 101 p.

ROGÉRIO, P.R. **Cálculo da estabilidade de taludes de terra pelo método de Bishop Simplificado**, São Paulo: Edgar Blucher, 1997, 153 p.

SILVA, D. da; BARROS FILHO, A. F. B.; USP. **Estatística**. São Paulo, 2003.

SILVEIRA, A.E. Some considerations on the durability of dams. ICT/INCB 6, LNEC, Lisboa, 1990, 30p.

SPENCER, E. E. A method of the analysis of the stability of em-bankments assuming parallel inter-slice forces. **Géotechnique**, Lon-don, 1967. pp17: 11–26.

STEWART, T. Taylor ' s Slope Stability Charts Revisited. **International Journal Of Geomechanics**, ASCE, 2011. Disponível em: <<http://www.ascelibrary.org>>. Acesso em: 1º Set. 2011.

STRAUSS, M. **Análise de estabilidade de talude do aterro sanitário da zona norte de Porto Alegre**.1998. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1998.

TERZAGHI, K. Theoretical Soil Mechanics. **J. Wiley and Sons**, New York, 1943.

TERZAGHI, K. Mecanismo dos escorregamentos de terra. São Paulo: **revista Politécnica**, n 167, 41 p, 1952.

THOMAZ, José Eduardo S. **Rotina de geração randômica de superfícies críticas na análise da estabilidade de taludes**. PUC/RJ, Rio de Janeiro, 1984.

TUNDISI, J.G. Recursos hídricos no futuro: problemas e soluções. **Estud. av.**[online]. 2008, vol.22, n.63, pp. 7-16. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1590/S0103-40142008000200002>>. Acesso em: 25 Ago. 2011.

USACE. Engineering and Design - Slope Stability. Washington, EUA, 2003, 205p.

VANMARCKE, E. Risk of Limit-Equilibrium Failure of Long Earth Slopes: How it Depends on Length. **Geo Risk**, ASCE, 2011. Disponível em: <<http://www.ascelibrary.org>>. Acesso em: 25 Ago. 2011.

VARNES, D. J. Landslides types and processes. In Eckel, E.B. (ed.) Landslides and Engineering Practice. National Academy of Science, Washington, 1958, pp20-47.

WILLMOTT, C. J.; CKLESON, S. G.; DAVIS, R. E. Statistics for evaluation and comparisons of models. **Journal of Geophysical Research**, Ottawa, v.90, n.C5. p.8995-9005, 1985.

## **APÊNDICES**

Apêndice 1 – Valores dos fatores de segurança  $F_s$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de jusante

<b>Jusante - Não Sujeito a Esvaziamento Rápido</b>						
<i>Altura</i>	<i>Solo</i>	<i>Fellenius</i>	<i>Bishop Simplificado</i>	<i>Bishop</i>	<i>Janbu Simplificado</i>	<i>Spencer</i>
7m	CH	1,1134	1,1964	1,2520	1,2280	1,1457
	CL	1,4255	1,5673	1,6765	1,5755	1,4933
	MH	1,2764	1,3695	1,5111	1,3861	1,3199
	ML	1,4986	1,6635	1,8010	1,6645	1,5791
	SC	1,3085	1,4406	1,5639	1,4471	1,3725
	SM	1,3886	1,5415	1,6822	1,5344	1,4644
9m	CH	0,9831	1,0690	1,1290	1,0913	1,0451
	CL	1,3006	1,4455	1,5586	1,4478	1,4085
	MH	1,1352	1,2553	1,3436	1,2674	1,2203
	ML	1,3800	1,5479	1,6879	1,5444	1,5053
	SC	1,1957	1,3293	1,4546	1,3350	1,2951
	SM	1,2768	1,4301	1,5728	1,4251	1,3909
11m	CH	0,9010	0,9882	1,0523	1,0045	0,9759
	CL	1,2241	1,3694	1,4867	1,3687	1,3493
	MH	1,0469	1,1681	1,2608	1,1760	1,1500
	ML	1,3082	1,4762	1,6196	1,4706	1,4530
	SC	1,1209	1,2563	1,3828	1,2555	1,2386
	SM	1,2026	1,3574	1,5010	1,3474	1,3369
13m	CH	0,8429	0,9316	0,9983	0,9440	0,9253
	CL	1,1645	1,3116	1,4308	1,3079	1,3008
	MH	0,9843	1,1069	1,2022	1,1121	1,0978
	ML	1,2508	1,4206	1,5650	1,4126	1,4083
	SC	1,0681	1,2046	1,3324	1,2017	1,1961
	SM	1,1505	1,3059	1,4506	1,2950	1,2958
15m	CH	0,8011	0,8909	0,9598	0,9003	0,8879
	CL	1,1207	1,2692	1,3899	1,2633	1,2640
	MH	0,9397	1,0631	1,1608	1,0665	1,0592
	ML	1,2087	1,3798	1,5251	1,3699	1,3741
	SC	1,0274	1,1654	1,2935	1,1607	1,1625
	SM	1,1101	1,2666	1,4116	1,2549	1,2629

Apêndice 2 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de jusante

<b>Jusante - Sujeito a Esvaziamento Rápido</b>						
<i>Altura</i>	<i>Solo</i>	<i>Fellenius</i>	<i>Bishop Simplificado</i>	<i>Bishop</i>	<i>Janbu Simplificado</i>	<i>Spencer</i>
7m	CH	1,1260	1,2089	1,2650	1,2405	1,1569
	CL	1,4445	1,5860	1,6961	1,5940	1,5097
	MH	1,2943	1,4113	1,4957	1,4295	1,3352
	ML	1,5208	1,6851	1,8238	1,6859	1,5979
	SC	1,3305	1,4622	1,5868	1,4685	1,3915
	SM	1,4130	1,5654	1,7076	1,5580	1,4852
9m	CH	0,9968	1,0825	1,1432	1,1049	1,0577
	CL	1,3199	1,4644	1,5785	1,4666	1,4258
	MH	1,1547	1,2744	1,3638	1,2865	1,2377
	ML	1,4025	1,5698	1,7110	1,5661	1,5253
	SC	1,2303	1,3653	1,4923	1,3656	1,3283
	SM	1,3152	1,4703	1,6148	1,4592	1,4276
11m	CH	0,9148	1,0019	1,0667	1,0182	0,9889
	CL	1,2412	1,3866	1,5047	1,3851	1,3655
	MH	1,0666	1,1874	1,2812	1,1953	1,1681
	ML	1,3280	1,4961	1,6403	1,4896	1,4716
	SC	1,1453	1,2802	1,4083	1,2791	1,2610
	SM	1,2297	1,3839	1,5293	1,3736	1,3615
13m	CH	0,8570	0,9455	1,0130	0,9579	0,9386
	CL	1,1847	1,3314	1,4518	1,3275	1,3197
	MH	1,0044	1,1265	1,2231	1,1318	1,1164
	ML	1,2743	1,4436	1,5893	1,4353	1,4301
	SC	1,0930	1,2289	1,3583	1,2257	1,2190
	SM	1,1781	1,3328	1,4794	1,3216	1,3211
15m	CH	0,8139	0,9035	0,9732	0,9129	0,9002
	CL	1,1442	1,2917	1,4141	1,2861	1,2856
	MH	0,9578	1,0809	1,1797	1,0841	1,0763
	ML	1,2361	1,4060	1,5532	1,3965	1,3991
	SC	1,0536	1,1909	1,3209	1,1860	1,1867
	SM	1,1391	1,2950	1,4420	1,2828	1,2897

Apêndice 3 – Valores dos fatores de segurança  $F_s$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios não sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9, 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de montante

<b>Montante - Não Sujeito a Esvaziamento Rápido</b>						
<i>Altura</i>	<i>Solo</i>	<i>Fellenius</i>	<i>Bishop Simplificado</i>	<i>Bishop</i>	<i>Janbu Simplificado</i>	<i>Spencer</i>
7m	CH	0,9017	1,0803	1,0792	1,0769	1,0515
	CL	1,1211	1,3488	1,3955	1,3350	1,3095
	MH	1,1055	1,3690	1,3373	1,3477	1,3197
	ML	1,1953	1,4642	1,5189	1,4420	1,4181
	SC	1,0036	1,1984	1,2847	1,1961	1,1711
	SM	1,1316	1,3602	1,4430	1,3461	1,3237
9m	CH	0,8057	0,9899	0,9878	0,9793	0,9794
	CL	1,0144	1,2471	1,2922	1,2269	1,2337
	MH	0,9752	1,2442	1,2128	1,2172	1,2257
	ML	1,0867	1,3604	1,4122	1,3326	1,3451
	SC	0,8963	1,0953	1,1796	1,0864	1,0913
	SM	1,0086	1,2397	1,3229	1,2211	1,2322
11m	CH	0,7007	0,8893	0,8857	0,8716	0,8884
	CL	0,8876	1,1218	1,1685	1,0940	1,1234
	MH	0,8298	1,1041	1,0714	1,0702	1,1025
	ML	0,9486	1,2239	1,2768	1,1882	1,2269
	SC	0,7574	0,9652	1,0409	0,9468	0,9765
	SM	0,8516	1,0913	1,1662	1,0638	1,1024
13m	CH	0,6797	0,8739	0,8689	0,8523	0,8767
	CL	0,8638	1,1119	1,1476	1,0803	1,1189
	MH	0,8030	1,0832	1,0500	1,0463	1,0876
	ML	0,9280	1,2188	1,2582	1,1797	1,2280
	SC	0,7491	0,9645	1,0371	0,9425	0,9803
	SM	0,8411	1,0879	1,1609	1,0577	1,1044
15m	CH	0,6449	0,8424	0,8355	0,8181	0,8479
	CL	0,8281	1,0789	1,1143	1,0449	1,0900
	MH	0,7563	1,0399	1,0050	1,0010	1,0490
	ML	0,8937	1,1851	1,2254	1,1437	1,1993
	SC	0,7184	0,9361	1,0073	0,9120	0,9557
	SM	0,8060	1,0544	1,1269	1,0227	1,0756

Apêndice 4 – Valores dos fatores de segurança  $F_S$  para os métodos de Fellenius, Bishop Simplificado, Bishop, Janbu Simplificado e Spencer, para reservatórios sujeitos a esvaziamento rápido com alturas de 7, 9 11, 13 e 15 metros, em solos dos tipos CH, CL, MH, ML, SC e SM, para talude de montante

<b>Montante - Sujeito a Esvaziamento Rápido</b>						
<i>Altura</i>	<i>Solo</i>	<i>Fellenius</i>	<i>Bishop Simplificado</i>	<i>Bishop</i>	<i>Janbu Simplificado</i>	<i>Spencer</i>
7m	CH	1,0503	1,2688	1,2415	1,2540	1,2306
	CL	0,9463	1,1708	1,1423	1,1491	1,1543
	MH	0,8377	1,0660	1,0369	1,0381	1,0606
	ML	0,7777	1,0460	0,9820	1,0145	1,0452
	SC	0,7779	1,0136	0,9825	0,9796	1,0160
	SM	1,3399	1,6236	1,6384	1,5935	1,5664
9m	CH	1,2287	1,5190	1,5314	1,4829	1,4939
	CL	1,0923	1,3880	1,3980	1,3451	1,3805
	MH	1,0744	1,3764	1,3842	1,3300	1,3759
	ML	1,0317	1,3374	1,3426	1,2886	1,3421
	SC	1,2967	1,6172	1,5468	1,5803	1,5492
	SM	1,1536	1,4792	1,4097	1,4379	1,4497
11m	CH	1,0018	1,3317	1,2622	1,2845	1,3220
	CL	0,9179	1,3040	1,1852	1,2544	1,3022
	MH	0,9221	1,2594	1,1896	1,2078	1,2629
	ML	1,4402	1,7737	1,7915	1,7337	1,7047
	SC	1,3267	1,6670	1,6807	1,6215	1,6364
	SM	1,1772	1,5236	1,5338	1,4711	1,5149
13m	CH	1,1641	1,5170	1,5241	1,4613	1,5166
	CL	1,1195	1,4764	1,4799	1,4185	1,4823
	MH	1,2532	1,5044	1,5666	1,4867	1,4572
	ML	1,1272	1,3862	1,4438	1,3597	1,3693
	SC	0,9915	1,2523	1,3110	1,2181	1,2526
	SM	0,9722	1,2474	1,2942	1,2098	1,2537
15m	CH	0,9361	1,2133	1,2600	1,1732	1,2244
	CL	1,4134	1,7034	1,7605	1,6726	1,6411
	MH	1,2685	1,5653	1,6196	1,5274	1,5418
	ML	1,1144	1,4122	1,4689	1,3673	1,4099
	SC	1,0915	1,4040	1,4490	1,3565	1,4093
	SM	1,0519	1,3640	1,4113	1,3146	1,3752