

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS HIDROLÓGICOS E  
GEOTÉCNICOS NA ESTABILIDADE DE TALUDES**

**ESTEFANÍA MUÑOZ HOYOS**

**ORIENTADOR: MANOEL PORFÍRIO CORDÃO NETO, DSc**

**CO-ORIENTADOR: ANDRÉS OCHOA JARAMILLO, PhD**

**DISSERTAÇÃO MESTRADO EM GEOTECNIA**

**PUBLICAÇÃO: G.DM-244/2014**

**BRASÍLIA / DF: 08 / 2014**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS HIDROLÓGICOS E  
GEOTÉCNICOS NA ESTABILIDADE DE TALUDES**

**ESTEFANÍA MUÑOZ HOYOS**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E  
AMBIENTAL DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.**

**APROVADA POR:**

---

**PROF. MANOEL PORFÍRIO CORDÃO NETO, DSc (UnB)  
(ORIENTADOR)**

---

**PROF. ANDRÉS OCHOA JARAMILLO, PhD (Universidad Nacional de Colombia)  
(CO-ORIENTADOR)**

---

**PROF. ANDRÉ PACHECO DE ASSIS, PhD (UnB)  
(EXAMINADOR INTERNO)**

---

**PROF. GILSON DE FARIAS NEVES GITIRANA JR., PhD (UFG)**

**(EXAMINADOR EXTERNO)**

**DATA: BRASÍLIA/DF, 11 de AGOSTO de 2014.**

## **FICHA CATALOGRÁFICA**

MUÑOZ-HOYOS, ESTEFANÍA

Influência dos Parâmetros Hidrológicos e Geotécnicos na Estabilidade de Taludes  
[Distrito Federal] 2014

xviii, 106 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Geotecnia, 2014)

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Escorregamentos Deflagrados por Chuva                      2. Variabilidade dos Parâmetros

3. Iteração Clima-Solo-Vegetação                                4. Solos não Saturados

I. ENC/FT/UnB

II. Mestre

## **REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA**

MUÑOZ-HOYOS, E. (2014). Influência dos Parâmetros Hidrológicos e Geotécnicos na Estabilidade de Taludes. Dissertação de Mestrado, Publicação G.DM-244/14, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 106 p.

## **CESSÃO DE DIREITOS**

NOME DO AUTOR: Estefanía Muñoz Hoyos

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO: Influência dos Parâmetros Hidrológicos e Geotécnicos na Estabilidade de Taludes.

GRAU / ANO: Mestre / 2014

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

---

Estefanía Muñoz Hoyos

[estefaniamunozh@gmail.com](mailto:estefaniamunozh@gmail.com)

*A mi familia por siempre creer en mí.*

*Aprender es la única cosa de la que la mente nunca se cansa,  
nunca tiene miedo y nunca se arrepiente.*

*Leonardo Da Vinci*

## AGRADECIMIENTOS

Ao meu orientador, Professor Manoel Porfírio Cordão, pelo acompanhamento ao longo da pesquisa; por aceitar trabalhar este tema; e pelas ideias, ajuda e apoio nestes dois anos.

Ao meu co-orientador, Professor Andrés Ochoa Jaramillo, por ter me mostrado um novo olhar da engenharia, por converter todos os meus problemas em piadas e pelas inumeráveis coisas ensinadas.

À minha família, especialmente à minha mãe, pela confiança e apoio nas minhas decisões e por sempre me fazer sentir uma pessoa importante nas suas vidas.

Aos meus amigos, Isabel Ortiz, Jorge Jaramillo, Lina Zuluaga e Felipe Restrepo, por estar comigo sempre sem importar a distância.

À María Paz Duque e à Carolina Ruiz por me acompanhar desde os meus primeiros dias nesta cidade até hoje, pelas risadas, as sacaneadas, os conselhos, a incondicionalidade e a vontade.

Ao Ricardo Durigan pelas conversas da vida e por ter me ajudado a mudar minha forma de pensar.

Ao Jorge Arévalo pelas suas sugestões neste trabalho e pela amizade apesar do tempo e as dificuldades.

Aos professores do Programa de Pós-Graduação em Geotecnia da UnB, especialmente aos professores André Assis e Hernán Martínez.

Aos professores Diego Rendón e Germán Poveda.

Às pessoas que tive a oportunidade de conhecer nesta maravilhosa experiência: Camilla Borges, Carolina López, Daniel Calvo, David Bernal, Eduardo Montoya, Elizabeth Agudelo, Elizabeth Hernández, Ewerton Fonseca, Felipe Álvarez, Gualter Rojas, Guilherme Aguiar, Jean Noël Coly, Juan Bastidas, Julián Buriticá, Raydel Lorenzo, Rosa Dueñas, Yinechi Pabón e as outras pessoas que de uma ou outra forma contribuíram à realização deste trabalho.

Por último, ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo apoio financeiro.

## RESUMO

### INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS HIDROLÓGICOS E GEOTÉCNICOS NA ESTABILIDADE DE TALUDES

O estudo do problema dos deslizamentos deflagrados pelas chuvas é uma questão de interesse tanto para a geotecnia como para a hidrologia. No entanto, os conceitos desenvolvidos por essas disciplinas não têm sido ligados adequadamente, fazendo grandes simplificações. Por outro lado, a ocorrência de escorregamentos envolve uma incerteza, que é em parte devida à variabilidade espacial e temporal inerente dos solos e dos processos que influenciam a entrada de água no solo. Visando avançar no entendimento do fenômeno, neste trabalho foi desenvolvida uma metodologia em termos probabilísticos, considerando conceitos geotécnicos e hidrológicos. Como modelo hidrológico foi utilizada uma modificação do modelo proposto por Rodriguez-Iturbe et al. (1999) e melhorado por Laio et al. (2001), para obter o campo de poropressões do talude foi resolvida a equação de fluxo utilizando o Método dos Elementos Finitos e o Métodos das Diferenças Finitas, e para encontrar o FS foi usado o Método de Equilíbrio Limite. Em seguida, com o objetivo de avaliar a influência da variabilidade dos parâmetros envolvidos na análise de estabilidade no comportamento do fator de segurança (FS), foram realizadas duas análises. A primeira, uma análise transiente a curto prazo, avaliando a variabilidade espacial dos parâmetros mecânicos e hidráulicos do solo, enquanto a segunda corresponde a uma análise transiente a longo prazo, avaliando a influência das componentes hidrológicas que determinam a quantidade de água que entra e sai do solo, as quais dependem da precipitação e da sua variabilidade temporal. Da primeira análise foi obtido que a influência da variabilidade espacial do coeficiente de condutividade hidráulica saturada e de todos os parâmetros ao mesmo tempo é considerável, enquanto a variabilidade espacial do valor de entrada de ar e da coesão é irrelevante para o caso estudado. Da análise de variabilidade temporal das condições de contorno encontrou-se que ao longo prazo o efeito da evapotranspiração é importante, enquanto o efeito da interceptação das folhas das plantas é pouco, considerando um cultivo de café. Além disso, foi obtido que para os meses com maiores quantidades de chuva as PDF do FS têm uma maior dispersão do que as obtidas para os meses mais secos, mostrando a relação existente entre o ciclo da precipitação e o comportamento do fator de segurança.

## **ABSTRACT**

### **HYDROLOGIC AND GEOTECHNICAL ENGINEERING PARAMETERS INFLUENCE ON THE SLOPE STABILITY**

The study of the problem of rainfall-triggered landslides is an issue of interest for both geotechnical engineering and hydrology. However, the concepts developed by these disciplines have not been linked properly, considering major simplifications. Moreover, the occurrence of landslides involves significant uncertainty, which in part is due to the inherent spatial and temporal variability of soils and the processes that influence the entry of water into the soil. Seeking to advance on the understanding of this phenomenon, a methodology in probabilistic terms is developed in this work, considering hydrological and geotechnical concepts. As hydrological model is used a modification of the proposed method by Rodriguez-Iturbe et al. (1999) and improved by Laio et al. (2001), to obtain the pore-pressure field the flow equation is solved using the Finite Element Method and the Finite Differences Method, and the Limit Equilibrium Method is used to find the Factor of Safety (FS). Then, with the purpose of estimating the influence of variability of the parameters involved in the performance of the FS, two analyses are performed. The first is a transient short-term analysis, assessing the influence of the spatial variability of mechanical and hydraulic parameters, while the second is a transient long-term analysis, assessing the influence of hydrological components that determine the amount of water in and out of the soil, which depend on rainfall and its temporal variability. The first analysis showed that the influence of spatial variability of saturated hydraulic conductivity and all the parameters at the same time are important, while the spatial variability of the air-entry value and the cohesion is irrelevant to the case studied. In the analysis of the temporal variability of the boundary conditions was found that the long-term effect of the evapotranspiration is important, while the effect of the interception by the aerial part of vegetation is little, considering a coffee crop. Furthermore, was obtained that the rainiest months, the PDFs of FS have a larger dispersion than the drier months, showing the relationship between the precipitation cycle and the behavior of the safety factor.

## RESUMEN

### INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS HIDROLÓGICOS Y GEOTÉCNICOS EN LA ESTABILIDAD DE TALUDES

El estudio del problema de los deslizamientos detonados por lluvias es una cuestión de interés tanto para la geotecnia como para la hidrología. Sin embargo, los conceptos desarrollados por esas disciplinas no han sido relacionados adecuadamente, considerando ambas importantes simplificaciones. Por otro lado, la ocurrencia de deslizamientos involucra una gran incerteza, que es en parte debida a la variabilidad espacial y temporal inherente de los suelos y de los procesos que influyen la entrada de agua en el suelo. Buscando avanzar en el entendimiento de este fenómeno, en este trabajo fue propuesta una metodología en términos probabilísticos, considerando conceptos hidrológicos y geotécnicos. Como modelo hidrológico fue utilizada una modificación del modelo propuesto por Rodríguez-Iturbe et al. (1999) y mejorado por Laio et al. (2001), para obtener el campo de presión de poros del talud fue resuelta la ecuación de flujo usando el Método de los Elementos Finitos y el Método de las Diferencias Finitas, y para encontrar el Factor de Seguridad (FS) fue utilizado el Método de Equilibrio Limite. Posteriormente, con el objetivo de estimar la influencia de la variabilidad de los parámetros involucrados en el comportamiento del FS, fueron realizados dos análisis. El primero consiste en un análisis transitorio a corto plazo, evaluando la influencia de la variabilidad espacial de los parámetros mecánicos e hidráulicos, mientras en segundo es un análisis transitorio a largo plazo, evaluando la influencia de las componentes hidrológicas que determinan la cantidad de agua que entra y sale del suelo, las cuales dependen de la precipitación y de su variabilidad temporal. En el primer análisis se obtuvo que la influencia de la variabilidad espacial del coeficiente de conductividad hidráulica saturada y de todos los parámetros al mismo tiempo es considerable, mientras la variabilidad espacial del valor de entrada de aire y de la cohesión es irrelevante para el caso estudiado. En el análisis de variabilidad temporal de las condiciones de contorno se encontró que, a largo plazo, el efecto de la evapotranspiración es importante, mientras el efecto de la interceptación de las hojas de las plantas es poco al considerar un cultivo de café. Además, se encontró que para los meses más lluviosos, las PDF del FS tienen una mayor dispersión que las de los meses más secos, mostrando la relación existente entre el ciclo de la precipitación y el comportamiento del factor de seguridad.

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO .....	1
1.1	OBJETIVOS.....	2
1.2	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO .....	3
2.	MÉTODOS DE ESTABILIDADE DE TALUDES E O EFEITO DO CLIMA E A VEGETAÇÃO .....	4
2.1	ESTABILIDADE DE ENCOSTAS .....	4
2.2	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	10
2.3	MÉTODOS PROBABILÍSTICOS EM GEOTECNIA.....	13
2.3.1	MÉTODO DAS ESTIMATIVAS PUNTUAIS.....	16
2.3.2	MÉTODO DE PRIMEIRA ORDEM SEGUNDO MOMENTO .....	19
2.3.3	SIMULAÇÃO DE MONTE CARLO .....	22
2.4	INTERAÇÃO CLIMA-SOLO-VEGETAÇÃO .....	23
2.4.1	INFLUÊNCIA DA QUANTIDADE DE ÁGUA NO SOLO NA ESTABILIDADE DE ENCOSTAS.....	24
2.4.2	TIPOS DE FLUXO SUPERFICIAL E SUBSUPERFICIAL.....	26
2.4.3	MODELAGEM DA UMIDADE DO SOLO E DA OCORRÊNCIA DE DESLIZAMENTOS CONSIDERANDO A INTERAÇÃO SOLO-CLIMA-ATMOSFERA. ....	32
3.	FORMULAÇÃO E VALIDAÇÃO DOS MODELOS .....	37
3.1	MODELAGEM DA INTERAÇÃO CLIMA-SOLO-VEGETAÇÃO.....	38
3.1.1	MODELAGEM DA PRECIPITAÇÃO.....	40
3.1.2	INTERCEPTAÇÃO .....	40
3.1.3	INFILTRAÇÃO E ESCOAMENTO.....	41
3.1.4	EVAPOTRANSPIRAÇÃO E PERCOLAÇÃO .....	42
3.1.5	PROCESSO DE SECAGEM DO SOLO .....	43
3.2	EQUAÇÃO DE FLUXO EM MEIOS NÃO SATURADOS.....	45
3.3	RELAÇÕES CONSTITUTIVAS.....	46
3.3.1	RELAÇÃO CONSTITUTIVA PARA O TEOR VOLUMÉTRICO DE UMIDADE 47	
3.3.2	RELAÇÃO CONSTITUTIVA PARA A PERMEABILIDADE .....	48
3.4	SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DE FLUXO .....	48
3.4.1	SOLUÇÃO ESPACIAL .....	48
3.4.2	SOLUÇÃO TEMPORAL.....	51

3.5	VALIDAÇÃO .....	51
4.	IMPLEMENTAÇÃO DA METODOLOGIA E RESULTADOS .....	56
4.1	ANÁLISE DETERMINÍSTICA .....	56
4.1.1	GEOMETRIA E CONDIÇÕES INICIAIS .....	56
4.1.2	PROPRIEDADES DO SOLO .....	57
4.1.3	RESULTADOS .....	59
4.2	ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DOS PARÂMETROS HIDRÁULICOS E MECÂNICOS .....	60
4.3	VARIABILIDADE ESPACIAL DOS PARÂMETROS HIDRÁULICOS E MÉCÂNICOS .....	66
4.4	VARIABILIDADE TEMPORAL DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	80
4.4.1	DADOS UTILIZADOS.....	81
4.4.2	INFLUÊNCIA DA VARIABILIDADE DO FLUXO LATERAL.....	86
4.4.3	INFLUÊNCIA DA CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA.....	87
4.4.4	INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO MODELO DA PRECIPITAÇÃO.....	88
4.4.5	INFLUÊNCIA DA EVAPOTRANSPIRAÇÃO E A INTERCEPTAÇÃO DA VEGETAÇÃO .....	90
5.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS .....	95
5.1	CONCLUSÕES.....	95
5.2	SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS.....	97
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	99

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Análise de estabilidade com o LEM. Superfície de ruptura e forças atuando em cada fatia (Modificado de Fredlund et al., 2012). .....	7
Figura 2.2. Comparação do método do Bishop Simplificado com o método do Mongenstern-Price. Modificado de Fredlund & Rahardjo (1993). .....	9
Figura 3.1. Modelo conceptual da quantidade de água no solo. ....	38
Figura 3.2. Representação esquemática dos mecanismos considerados no balanço de água no solo. Modificado de Rodriguez-Iturbe & Porporato (2004). .....	39
Figura 3.3. Distribuição de probabilidade (a) do tempo entre eventos de chuva e (b) da profundidade dos eventos de chuva. ....	41
Figura 3.4. Perdas de água do solo como função da saturação. Modificada de Rodriguez-Iturbe & Porporato (2004). .....	43
Figura 3.5. Conservação da massa de água em um elemento unitário de solo. ....	45
Figura 3.6. Parâmetros da curva de retenção de água proposta por Genuchten (1980). ....	47
Figura 3.7. Elemento finito e nós. ....	49
Figura 3.8 Coluna Vertical .....	52
Figura 3.9. Comparação dos resultados obtidos com o código desenvolvido e o SEEP/W no exemplo da coluna vertical. ....	54
Figura 3.10. Resultados obtidos para o caso estacionário utilizando (a) o programa SEEP/W e (b) o código desenvolvido. ....	55
Figura 4.1. Geometria e condições iniciais do problema. ....	57
Figura 4.2. Curva de retenção de água do solo utilizada nas análises. ....	58
Figura 4.3. Curva da condutividade hidráulica não saturada utilizada nas análises. ....	58
Figura 4.4. Superfície de ruptura. ....	59
Figura 4.5. Sensibilidade do FS aos parâmetros mecânicos, (a) peso específico, (b) coesão, (c) ângulo de atrito e (d) ângulo $\phi_b$ . ....	61
Figura 4.6. Sensibilidade do FS aos parâmetros da SWRC, (a) parâmetro de ajuste $nV - G$ , (b) valor de entrada de ar e (c) teor de umidade volumétrica saturada. ....	63
Figura 4.7. Sensibilidade do FS aos parâmetros da curva de permeabilidade. ....	63
Figura 4.8. Porcentagens da variância do FS correspondentes a cada parâmetro. ....	65
Figura 4.9. Procedimento para variar espacialmente os parâmetros. ....	67
Figura 4.10. Distribuições dos valores de cada parâmetro nos elementos a partir de distribuições exponenciais nos nós. ....	68

Figura 4.11. Campos de valores nos elementos depois da interpolação para (a) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, (b) o valor de entrada de ar, (c) a coesão, e (d) o ângulo de atrito ao assumir PDF exponenciais nos nós. ....	69
Figura 4.12. Distribuições dos valores de cada parâmetro nos elementos a partir de distribuições normais nos nós. ....	70
Figura 4.13. Campos de valores nos elementos depois da interpolação para (a) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, (b) o valor de entrada de ar, (c) a coesão, e (d) o ângulo de atrito ao assumir PDF normais nos nós. ....	70
Figura 4.14. Metodologia para analisar a influência da variabilidade espacial dos parâmetros no comportamento do FS. ....	71
Figura 4.15. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o valor de entrada de ar e (b) a coesão, assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais. ....	73
Figura 4.16. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o ângulo de atrito e (b) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais. ....	73
Figura 4.17. PDF do FS ao variar espacialmente ao mesmo tempo $ks$ , $a$ , $c$ e $\phi$ , assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais. ....	74
Figura 4.18. Distribuições do FS e probabilidades de ruptura ao variar espacialmente os parâmetros seguindo distribuições exponenciais para (a) 8 h, (b) 16 h, (c) 24 horas, (d) 32 h, (e) 40 h e (f) 48 h. ....	75
Figura 4.19. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o valor de entrada de ar e (b) a coesão, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais. ....	76
Figura 4.20. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o ângulo de atrito e (b) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais. ....	77
Figura 4.21. PDF do FS ao variar espacialmente $a$ , $c$ , $\phi$ e $ks$ ao mesmo tempo, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais. ....	77
Figura 4.22. Distribuições do FS e probabilidades de ruptura ao variar espacialmente os parâmetros seguindo distribuições normais para (a) 8 h, (b) 16 h, (c) 24 h, (d) 32 h, (e) 40 h e (f) 48 h. ....	78
Figura 4.23. Ciclo anual dos parâmetros do modelo de chuva $\alpha$ e $\lambda$ . ....	82
Figura 4.24. Frequência relativa e probabilidade acumulada da precipitação efetiva. ....	83
Figura 4.25. Frequência relativa e probabilidade acumulada da precipitação efetiva para cada mês. ....	84

Figura 4.26. Frequência relativa e probabilidade acumulada da infiltração diária. ....	84
Figura 4.27. Frequência relativa e probabilidade acumulada da infiltração diária para cada mês. ....	85
Figura 4.28. Metodologia para analisar a influência da variabilidade temporal das condições de contorno no comportamento do FS. ....	85
Figura 4.29. Influência da variabilidade do fluxo lateral. ....	87
Figura 4.29. Influência da condutividade hidráulica saturada. ....	88
Figura 4.30. Sensibilidade da metodologia ao parâmetro da chuva $\alpha$ . ....	89
Figura 4.31. Sensibilidade da metodologia ao parâmetro da chuva $\lambda$ . ....	90
Figura 4.32. Influência da evapotranspiração e da interceptação da vegetação. ....	91
Figura 4.33. Influência da evapotranspiração e da interceptação da vegetação a cada mês. ...	94

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Equações e incógnitas associadas com o método das fatias (Modificado de Fredlund & Rahardjo, 1993). .....	6
Tabela 2.2. Condições de equilíbrio estático satisfeitas pelos métodos de equilíbrio limite (Modificado de Fredlund & Krahn, 1977). .....	6
Tabela 2.3. Suposições assumidas nos métodos de estabilidade de encostas baseados no LEM (Modificado de Fredlund & Rahardjo, 1993).....	7
Tabela 3.1. Valores dos parâmetros utilizados no problema de fluxo numa coluna.....	52
Tabela 4.1. Parâmetros mecânicos do solo. Modificado de Otálvaro & Cordão-Neto (2013).	57
Tabela 4.2. Valores dos parâmetros da curva de retenção de Van Genuchten. ....	58
Tabela 4.3. Parâmetros da curva de permeabilidade .....	58
Tabela 4.4. FS para cada tempo na análise determinística.....	60
Tabela 4.5. Valores dos parâmetros mecânicos do solo utilizados na análise de sensibilidade. ....	61
Tabela 4.6. Valores dos parâmetros da SWRC utilizados na análise de sensibilidade.....	62
Tabela 4.7. Valores dos parâmetros da curva de $kw$ utilizados na análise de sensibilidade. ..	62
Tabela 4.8. Influência de cada parâmetro na variância do FS para os diferentes tempos.....	65
Tabela 4.9. Tempos para as PDF atingir a probabilidade de ruptura igual aos 100%. ....	80
Tabela 4.10. Valores mensais dos parâmetros da precipitação.....	82
Tabela 4.11. Parâmetros relacionados com textura do solo. ....	83
Tabela 4.12. Variação dos parâmetros do modelo de precipitação.....	88

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

### ABREVIATURAS

- FEM: Método dos Elementos Finitos (Finite Element Method).  
FOSM: Método da Primeira Ordem Segundo Momento (First Order Second Moment).  
LEM: Método do Equilíbrio Limite (Limit Equilibrium Method).  
MSM: Simulação de Monte Carlo (Monte-Carlo Simulation Method).  
PDF: Função de densidade de probabilidade (Probability Density Function).  
PEM: Método das Estimativas Pontuais (Point Estimate Method).  
RFEM: Método dos Elementos Finitos Aleatórios (Random Finite Element Method).  
SEM: Método da Redução de Força (Strength Reduction Method).  
SWRC: Curva de Retenção de Água do Solo (Soil Water Retention Curve).

### SIMBOLOGIA

- $a$ : Valor de entrada de ar.  
 $A$ : Trinca preenchida de água.  
 $b$ : Coeficiente de ajuste da curva de permeabilidade.  
 $c$ : Coesão efetiva do solo.  
Cov: Covariância.  
CV: Coeficiente de Variação.  
 $e$ : Erro da modelagem.  
 $E[.]$ : Valor esperado.  
 $E_i$ : Forças cisalhantes entre fatias.  
 $E_{max}$ : Taxa de evapotranspiração máxima.  
 $E_w$ : Taxa de evaporação para quantidades de água menores a  $S_w$ .  
ET: Taxa de evapotranspiração.  
 $F$ : Função de desempenho.  
FS: Fator de Segurança.  
 $FS_f$ : Fator de segurança do equilíbrio de forças.  
 $FS_m$ : Fator de segurança do equilíbrio de momentos.  
 $h$ : Carga hidráulica.  
 $\{h\}$ : Vetor de cargas hidráulicas nodais.

$\{\dot{h}\}$ : Vetor de taxa de cargas hidráulicas nodais.

$h_R$ : Profundidade dos eventos de chuva.

I: Taxa água interceptada pelas folhas das plantas.

[ $K$ ]: Matriz fluxo.

$k_s$ : Coeficiente de condutividade hidráulica saturada.

$k_w$ : Coeficiente de condutividade hidráulica.

$kW$ : Componente relacionada ao sismo.

$L$ : Taxa de percolação ou infiltração profunda.

$L_r$ : Comprimento da superfície de ruptura.

[ $M$ ]: Matriz de massa.

$m$ : Normalização de  $k_s$ .

$m_{V-G}$ : Parâmetro de forma da equação de Van-Genuchten

$n$ : Porosidade.

$n_e$ : Número de tentativas necessárias na simulação de Monte Carlo.

$n_v$ : Número de variáveis aleatórias.

$n_{V-G}$ : Parâmetro de forma da equação de Van-Genuchten

N: Força normal à base da fatia.

$N_i$ : Função de forma.

$\{Q\}$ : Vetor de vazões impostas.

$q_L$ : Taxa de fluxo lateral.

$q_{L0}$ : Taxa base do fluxo lateral.

R: Taxa da precipitação.

$R_e$ : Taxa de precipitação efetiva.

$R_{sr}$ : Raio da superfície de ruptura.

$R_\Omega$ : Resíduo sobre o domínio  $\Omega$ .

$S_0$ : Umidade inicial.

$S_{fc}$ : Capacidade de campo.

$S_h$ : Grau de saturação correspondente à umidade higroscópica.

$S_r$ : Grau de saturação do solo.

$S_w$ : Ponto de murcha permanente.

$S^*$ : Ponto de murcha incipiente.

$t$ : Tempo.

$t_{S_{sf}}$ : Tempo para atingir  $S_{fc}$ .  
 $t_{S_w}$ : Tempo para atingir  $S_w$ .  
 $t_{S^*}$ : Tempo para atingir  $S^*$ .  
 $u_a$ : Pressão do ar.  
 $u_w$ : Poropressão  
 $v_i$ : Componente da velocidade da água.  
 $\text{VAR}[.]$ : Variância.  
 $W$ : Peso da fatia.  
 $X_i$ : Forças normais entre fatias.  
 $x_i$ : Direção do sistema de coordenadas.  
 $Z_r$ : Profundidade radicular.  
 $\alpha$ : Profundidade média dos eventos de chuva.  
 $\alpha_n$ : Inclinação da fatia.  
 $\alpha_{V-G}$ : Parâmetro de forma da equação de Van-Genuchten.  
 $\beta$ : Coeficiente de ajuste da equação da percolação.  
 $\beta_u$ : Taxa de variação da umidade em relação à sucção.  
 $\gamma$ : Peso específico do solo.  
 $\Gamma$ : Tempo entre os eventos de chuva.  
 $\varepsilon_v$ : Deformações volumétricas.  
 $\eta$ : Normalização da taxa de evapotranspiração máxima ( $E_{\max}$ ).  
 $\eta_w$ : Normalização da taxa de evaporação  $E_w$ .  
 $\theta_r$ : Teor volumétrico de umidade residual.  
 $\theta_s$ : Teor volumétrico de umidade na saturação.  
 $\theta_w$ : Teor volumétrico de umidade.  
 $\Theta$ : Umidade volumétrica normalizada.  
 $\lambda$ : Quantidade de eventos que ocorrem em um intervalo de tempo.  
 $\lambda_{LEM}$ : Constante para encontrar as forças cisalhantes entre fatias.  
 $\mu_X$  e  $\mu_Y$ : Valores médios das variáveis aleatórias  $X$  e  $Y$ .  
 $\xi$ : Taxa de infiltração menos a taxa de evapotranspiração.  
 $\rho(S_T)$ : Função de perdas de umidade normalizada.  
 $\rho_{XY}$ : Coeficiente de correlação.  
 $\rho_w$ : Massa específica da água.  
 $\zeta$ : Parâmetro que controla o esquema de integração.

$\sigma$ : Desvio padrão.

$\sigma_n$ : Tensão normal.

$\sigma_X$  e  $\sigma_Y$ : Desvios padrão das variáveis aleatórias  $X$  e  $Y$ .

$\tau_f$ : Tensão cisalhante da resistência.

$\tau_d$ : Tensão cisalhante.

$\varphi$ : Taxa de escoamento superficial.

$\phi$ : Ângulo de atrito.

$\phi^b$ : Ângulo de atrito devido à sucção matricial.

$\Phi$ : Taxa de infiltração.

$\chi$ : Taxa das perdas de umidade no solo.

$\Omega$ : Domínio.

$\Delta$ : Limiar de interceptação das plantas.

## 1. INTRODUÇÃO

O crescimento populacional leva a um processo acelerado de urbanização. Esse processo, em muitos casos, é executado sem o devido planejamento, gerando as condições necessárias para a ocorrência de desastres.

Entre as causas mais frequentes de desastres ao redor mundo estão os movimentos de massa, que geram importantes perdas econômicas e humanas. Por isso, o entendimento dos mecanismos que deflagram os escorregamentos é um problema de grande interesse na engenharia geotécnica, especialmente em regiões tropicais, como Brasil e Colômbia, que são caracterizadas por ter perfis de solo intemperizados profundos, declives acentuados e alta pluviosidade.

Entre as principais causas dos deslizamentos estão as condições geológicas, geomorfológicas e a intervenção antrópica. No entanto, a precipitação sozinha é considerada um estímulo externo que pode gerar a mobilização quase imediata dos materiais que formam uma encosta, seja pelo aumento rápido dos esforços ou pela redução da resistência ao cisalhamento.

Trabalhos como o desenvolvido por Aristizábal & Gómez (2007) mostram que a maior parte dos deslizamentos ocorre nos meses com maior pluviosidade, evidenciando a estreita relação entre as condições hidroclimáticas como fator deflagrador e a ocorrência de deslizamentos. Essa relação é devida ao fato dos deslizamentos estarem fortemente relacionados com a quantidade de água nas camadas superficiais do solo, e a que essas camadas se comportarem como sistemas dinâmicos que interatuam com a atmosfera e com as camadas mais profundas.

Desta forma, o problema dos deslizamentos tem interesse tanto para a geotecnia como para a hidrologia. No entanto, segundo Wilson (1990) e Gitirana Jr. (2005), os conceitos desenvolvidos por essas disciplinas não têm sido ligados adequadamente, e pouca atenção tem sido dada às condições de contorno dos problemas de solos não saturados. A geotecnia tem se concentrado na modelagem realista do solo, subestimando a importância da variabilidade espacial e temporal das condições de contorno relacionadas com o clima, assumindo taxas de infiltração constantes na solução do problema e negligenciando o efeito da vegetação e a evaporação. Por sua vez, a hidrologia tem estudado a variabilidade climática em diferentes escalas temporais e espaciais, e a sua influência nas componentes do ciclo hidrológico relacionadas com a ocorrência de escorregamentos. No entanto, tem feito grandes

simplificações na modelagem do solo e na geometria da encosta, supondo taludes infinitos com declividades constantes, superfícies de ruptura paralelas à superfície do solo, e solos saturados, homogêneos e isotrópicos (Borga et al., 1998).

Por outro lado, o fenômeno dos deslizamentos deflagrados pelas chuvas envolve uma grande complexidade e incerteza, pelo que não é possível prever sua ocorrência com precisão. Esta incerteza é em parte devida à variabilidade inerente do solo e dos processos que influenciam nas condições de fronteira do problema, e sabe-se que tem um efeito significativo sobre a estabilidade das encostas. No entanto, geralmente na prática, esta variabilidade não é considerada nas análises, devido ao fato de que seus efeitos são difíceis de quantificar (Chok, 2008).

Pelo anterior, e atendendo o grande interesse na atualidade da estabilidade de encostas e a significativa incerteza abrangida na sua modelagem, é necessária a implementação de ferramentas probabilísticas que liguem os avanços realizados pela hidrologia e a geotecnia no entendimento dos deslizamentos deflagrados pelas chuvas.

## **1.1 OBJETIVOS**

O objetivo geral do presente trabalho foi desenvolver uma metodologia probabilística considerando conceitos geotécnicos e hidrológicos para analisar a estabilidade das encostas, avaliando a influência da variabilidade espacial dos parâmetros mecânicos e hidráulicos do solo e variabilidade temporal das condições de contorno.

Para atender este objetivo geral, foram desenvolvidos os seguintes objetivos específicos:

- Formular em termos probabilísticos a taxa unitária de água que entra pela superfície do solo, considerando os efeitos da precipitação, evapotranspiração, escoamento e interceptação da vegetação;
- Calcular o campo de poropressões assumindo os parâmetros hidrológicos e geotécnicos constantes no tempo e no espaço;
- Implementar um código que permita estudar em termos probabilísticos o efeito da variabilidade temporal da taxa de água que entra no solo, e da variabilidade espacial dos parâmetros hidrogeotécnicos no cálculo do campo de poropressões; e
- Realizar as análises de estabilidade de encostas utilizando os campos de poropressão determinísticos e probabilísticos e comparar os resultados.

## **1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO**

Esta dissertação foi dividida em cinco capítulos. No primeiro capítulo foi feita uma introdução ao problema dos deslizamentos deflagrados pela chuva, enfatizando a importância da ligação dos conceitos desenvolvidos pela geotecnia e a hidrologia. Além disso, apresentam-se os objetivos da pesquisa.

No Capítulo 2 foi feita uma revisão bibliográfica onde foram descritos o Método do Equilíbrio Limite para avaliar a estabilidade de uma encosta, o Método dos Elementos Finitos, os métodos probabilísticos utilizados comumente na geotecnia, e, por último, alguns conceitos que permitem entender melhor a interação entre o clima, o solo e a vegetação, e como ela pode influenciar na ocorrência de escorregamentos.

No Capítulo 3 foi descrita a formulação da metodologia proposta neste trabalho, explicando detalhadamente o modelo hidrológico utilizado e a solução espacial e temporal da equação de fluxo. Além disso, foram apresentados alguns exemplos para validar o código desenvolvido.

No Capítulo 4 foram apresentados os resultados obtidos ao fazer a análise determinística da encosta escolhida, seguido de uma análise de sensibilidade para determinar os parâmetros que mais influenciam na sua estabilidade. Posteriormente, foram apresentadas as considerações feitas nas análises de variabilidade espacial dos parâmetros mecânicos e da variabilidade temporal da condição de contorno, mostrando e discutindo os resultados.

Finalmente, no Capítulo 5 foram apresentadas as conclusões obtidas ao desenvolver o trabalho e as sugestões para pesquisas futuras.

## **2. MÉTODOS DE ESTABILIDADE DE TALUDES E O EFEITO DO CLIMA E A VEGETAÇÃO**

O problema dos deslizamentos deflagrados pelas chuvas tem sido abordado utilizando um grande número de metodologias. A geotecnia e a hidrologia são as áreas que mais têm contribuído para a compreensão do fenômeno. A primeira no entendimento do comportamento mecânico e hidráulico do solo devido à variação da quantidade de água, e a segunda no entendimento da influência do clima e sua variabilidade nas condições de fronteira do problema. Neste capítulo serão apresentados os conceitos mais relevantes desenvolvidos em cada área.

Inicialmente, será feita uma revisão do Método do Equilíbrio Limite (LEM) para a análise da estabilidade de encostas. Em seguida será descrito o Método dos Elementos Finitos (FEM) e como tem sido aplicado no problema mencionado. A seguir, será apresentada uma revisão dos métodos probabilísticos comumente utilizados na geotecnia. Por último, serão apresentadas algumas considerações desenvolvidas na literatura para entender melhor a interação entre o clima, o solo e a vegetação, e como ela pode influenciar na ocorrência de deslizamentos.

### **2.1 ESTABILIDADE DE ENCOSTAS**

Os deslizamentos, ou ruptura de encostas, geralmente estão originados por processos que fazem que as forças cisalhantes aumentem, ou a resistência ao cisalhamento do solo diminua.

Os fatores que causam o incremento da força cisalhante são:

- Solicitações externas (chuvas, aterros, edificações);
- efeitos transitórios (vibrações, escorregamentos adjacentes);
- remoção de materiais subjacentes que fornecem suporte; e
- incremento na pressão lateral.

Por outro lado, os fatores que causam a redução da resistência ao cisalhamento são:

- Fatores inerentes na natureza dos materiais (composição, estrutura);
- mudanças causadas pelo intemperismo e a atividade físico-química;
- efeito das poropressões; e
- mudanças na estrutura (Highway Research Board, 1978).

Na engenharia é frequente a necessidade de conhecer o nível de segurança de taludes naturais, escavações e aterros compactados, sendo indispensável realizar uma análise de estabilidade de

encostas. Os principais itens requeridos para esta análise são: a resistência ao cisalhamento do solo, a geometria da encosta, o campo de poropressão e as condições ambientais e de carregamento.

Geralmente, a análise envolve a determinação e comparação das forças cisalhantes ao longo da superfície de deslizamento e das forças resistentes ao cisalhamento do solo, dando lugar ao nomeado Fator de Segurança (FS), que pode ser definido como:

$$FS = \frac{\int_{L_r} \tau_f dL_r}{\int_{L_r} \tau_d dL_r} \quad 2.1$$

sendo o numerador e o denominador integrais ao longo da superfície de ruptura potencial ( $L_r$ ).

Em encostas existentes, o FS indica quão longe estão as tensões cisalhantes da resistência às tensões cisalhantes, dando uma ideia da sua estabilidade.

Nas abordagens geotécnicas, a resistência ao cisalhamento do solo não saturado geralmente é determinada pela equação:

$$\tau_f = c + (\sigma_n - u_a) \tan \phi + (u_a - u_w) \tan(\phi^b) \quad 2.2$$

sendo  $c$  a coesão,  $\sigma_n$  a tensão normal total,  $u_a$  a pressão do ar,  $u_w$  a poropressão,  $\phi$  o ângulo de atrito do solo e  $\phi^b$  o ângulo que indica a taxa de incremento da resistência ao cisalhamento relativa com o incremento da sucção mátrica.

Existem diferentes métodos para analisar a estabilidade de taludes, entre esses, o Método dos Elementos Finitos e o Método do Equilíbrio Limite.

Os métodos baseados no equilíbrio limite (LEM – Limit Equilibrium Method) dividem a massa deslizada em “ $n$ ” fatias, e cada uma destas fatias é submetida a um conjunto de forças, como apresentado na Figura 2.1.

Para este sistema de forças têm-se  $(6n - 2)$  incógnitas, listadas na Tabela 2.1, enquanto somente quatro equações podem ser escritas para o equilíbrio limite do sistema, tornando-se um problema estaticamente indeterminado. No entanto, a solução é possível ao fazer suposições que permitam reduzir o número de incógnitas. Uma das suposições mais comuns é que a força normal na base da fatia atua no ponto médio, reduzindo o número de incógnitas

para  $(5n - 2)$ , sendo necessárias ainda  $(n - 2)$  hipóteses para tornar o problema determinado. São essas hipóteses as que geralmente categorizam os métodos de análise disponíveis.

Tabela 2.1. Equações e incógnitas associadas com o método das fatias (Modificado de Fredlund & Rahardjo, 1993).

<b>Equações</b>	<b>Condição</b>
$n$	Equilíbrio de momentos para cada fatia
$2n$	Equilíbrio de forças em duas direções (para cada fatia)
$n$	Equação de Mohr-Coulomb para relacionar a resistência ao cisalhamento e as tensões normais efetivas
<b><math>4n</math> Número total de equações</b>	
<b>Incógnitas</b>	<b>Variável</b>
1	Fator de segurança
$n$	Força normal à base de cada fatia
$n$	Localização da força normal
$n$	Força cisalhante na base de cada fatia
$n-1$	Força entre fatias
$n-1$	Inclinação da força entre fatias
$n-1$	Localização da força entre fatias
<b><math>6n-2</math> Número total de incógnitas</b>	

As propostas mais comuns de análise e as condições de equilíbrio estático que satisfazem na determinação do FS estão apresentadas na Tabela 2.2, e as suposições associadas a cada uma na Tabela 2.3.

Tabela 2.2. Condições de equilíbrio estático satisfeitas pelos métodos de equilíbrio limite (Modificado de Fredlund & Krahn, 1977).

<b>Método</b>	<b>Equilíbrio de Forças</b>		<b>Equilíbrio de Momentos</b>
	<b>x</b>	<b>y</b>	
Método ordinário das fatias (OMS)	Não	Não	Sim
Bishop simplificado	Sim	Não	Sim
Janbu simplificado	Sim	Sim	Não
Lowe e Karafiath	Sim	Sim	Não
Corpo de engenheiros	Sim	Sim	Não
Spencer	Sim	Sim	Sim
Bishop rigoroso	Sim	Sim	Sim
Janbu generalizado	Sim	Sim	Não
Sarma	Sim	Sim	Sim
Morgenstern-Price	Sim	Sim	Sim

Tabela 2.3. Suposições assumidas nos métodos de estabilidade de encostas baseados no LEM (Modificado de Fredlund & Rahardjo, 1993).

Método	Suposição
Ordinário ou Fellenius	Forças entre fatias são negligenciadas.
Bishop Simplificado	As resultantes das forças entre fatias são horizontais (ou seja, não existem forças cisalhantes verticais entre fatias).
Janbu Simplificado	As resultantes das forças entre fatias são horizontais. Um fator de correção empírico, $f_0$ , é usado para considerar o efeito das forças de cisalhamento entre fatias.
Janbu Generalizado	O local da força normal entre fatias é definido por uma linha de empuxo adotada.
Spencer	As forças resultantes entre fatias são de inclinação constante ao longo da massa deslizante.
Morgenstern-Price	A direção das resultantes das forças entre fatias é determinada usando uma função arbitrária. A porcentagem da função, $\lambda$ , exigida para satisfazer aos equilíbrios de momento e de força é calculada com uma solução rápida.
GLE	A direção das resultantes das forças entre fatias é definida usando uma função arbitrária. A porcentagem da função, $\lambda$ , exigida para satisfazer aos equilíbrios de momento e de força é calculada achando o ponto de intersecção em um gráfico de fator de segurança contra Lambda.
Corpo de Engenheiros	A direção da resultante da força entre fatias é: i) igual à inclinação média desde o início até o fim da superfície de deslizamento ou ii) paralela à superfície do solo.
Lowe-Karafiath	A direção da força resultante entre fatias é igual à média entre a inclinação da superfície do solo e a inclinação na base de cada fatia.

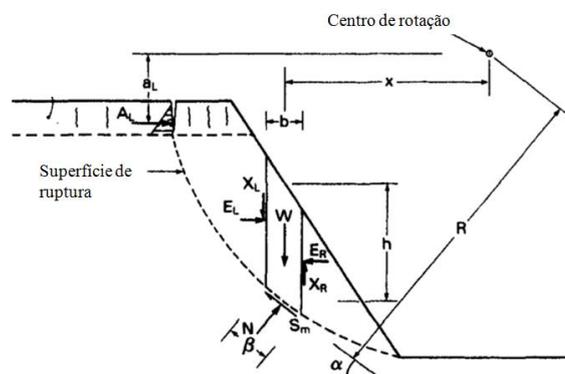


Figura 2.1. Análise de estabilidade com o LEM. Superfície de ruptura e forças atuando em cada fatia (Modificado de Fredlund et al., 2012).

Da Figura 2.1 é possível obter as seguintes equações para os fatores de segurança relacionados ao equilíbrio de momentos e de forças, e a equação para encontrar o valor da normal:

$$FS_m = \frac{\sum (c'L_r R + (N - u_w L_r) R_{sr} \tan \phi')}{\sum Wx - \sum Nf + \sum kW_e \pm [Qd] \pm Aa} \quad 2.3$$

$$FS_f = \frac{\sum (c'L_r \cos \alpha + (N - u_w L_r) \tan \phi' \cos \alpha)}{\sum N \sin \alpha + \sum kW - [Q \cos \omega] \pm A} \quad 2.4$$

$$N = \frac{W + (X_R - X_L) - \frac{c'L_{sr} \sin \alpha + u_w L_r \sin \alpha \tan \phi'}{F} + [Q \sin \omega]}{\cos \alpha + \frac{\sin \alpha \tan \phi'}{FS}} \quad 2.5$$

sendo  $N$  a força normal à base da fatia,  $L_r$  o comprimento da superfície de ruptura,  $u_w$  a poropressão,  $R_{sr}$  o raio da superfície de ruptura,  $W$  o peso da fatia,  $kW$  a componente correspondente ao sismo,  $Q$  as forças externas e  $A$  uma trinca preenchida de água. O valor de  $\alpha$ , ou seja, do ângulo que faz a base da fatia com a horizontal, pode ser negativo ou positivo.  $\alpha_n$  é positivo quando a inclinação do arco está no mesmo quadrante da inclinação do talude.

Nas equações anteriores, a normal está como incógnita para obter os dois FS, e o FS como incógnita para obter  $N$ , pelo que é necessário realizar um processo iterativo para encontrar o valor do FS que satisfaça todas as equações.

O LEM assume várias hipóteses que podem não ser realistas em algumas situações, entre as quais estão:

- A necessidade de definir a priori uma superfície de ruptura;
- admitir que o material tem um modelo constitutivo rígido perfeitamente plástico, ou seja, que o material suporta qualquer estado de tensões abaixo do estado de ruptura sem deformar-se. Isso faz que não se tenham informações sobre as deformações, sendo impossível avaliar ou simular a evolução da superfície de ruptura;
- as tensões são determinadas exclusivamente na superfície de ruptura e entre as fatias;
- o fator de segurança das componentes coesiva e de atrito da resistência ao cisalhamento é igual para todos os solos envolvidos; e
- o fator de segurança é o mesmo para todas as fatias.

No entanto, a maioria dos programas de computador desenvolvidos para a análise de estabilidade de encostas utiliza métodos baseados no equilíbrio limite, pois permitem trabalhar com geometrias complexas, condições de solo variáveis e cargas externas.

Segundo Fredlund & Krahn (1977) os fatores de segurança determinados utilizando o método de Bishop diferem em aproximadamente 5% com as soluções obtidas com métodos mais precisos, enquanto o método de Janbu geralmente subestima os resultados em até 30%. Por outro lado, as abordagens que consideram de forma mais completa o equilíbrio de força, como Spencer e Morgenstern-Price, são mais complexos e requerem de um nível maior de compreensão do problema.

Por outro lado, como apresentado no exemplo da Figura 2.2, o método de Bishop é satisfatório quando não há forças horizontais externas, sendo uma abordagem relativamente válida no caso trabalhado nesta pesquisa.

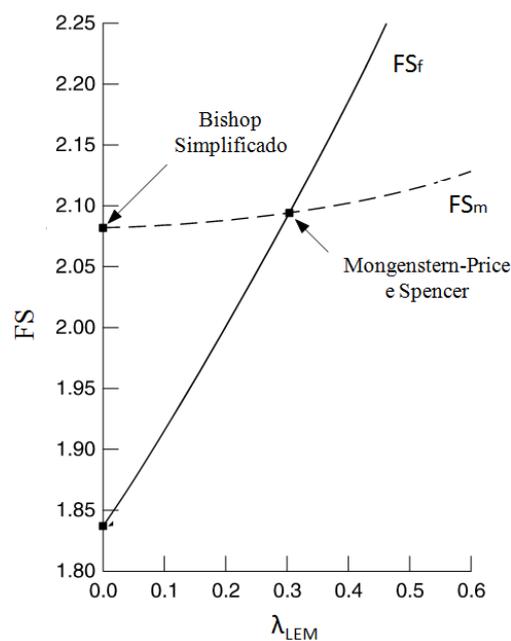


Figura 2.2. Comparação do método do Bishop Simplificado com o método do Morgenstern-Price Modificado de Fredlund & Rahardjo (1993).

Na Figura 2.2,  $\lambda_{LEM}$  é uma constante de escala que representa a porcentagem da função  $f(x)$  utilizada para encontrar as forças cisalhantes entre as fatias a partir das forças normais entre elas, e assim, resolver as equações para encontrar o fator de segurança. As forças cisalhantes e as normais se relacionam de acordo a equação:

$$X_i = \lambda_{LEM} f(x) E_i \quad 2.6$$

sendo  $X_i$  as forças cisalhantes entre fatias,  $E_i$  as forças normais entre fatias e  $\lambda_{LEM}$  a constante de escala.

## 2.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O crescimento no uso do computador e sua evolução tem permitido incorporar diversos métodos numéricos para o cálculo da estabilidade de uma encosta. Desta forma, tem sido desenvolvidos programas como os pacotes de RocScience (2002) e de GEO-SLOPE International Ltd.(2013), os quais permitem resolver fácil e rapidamente o problema da estabilidade para taludes com algum grau de complexidade.

Dentre os métodos numéricos, o Método dos Elementos Finitos (FEM –Finite Elements Method), introduzido por Clough & Woodward (1967), tem sido utilizado nas últimas décadas para analisar grande número de problemas geotécnicos, embora tenha seu uso mais restrito na análise de estabilidade de encostas, quando comparado com o LEM (Duncan, 1996). Isso ocorre porque o FEM envolve uma maior dificuldade na definição do problema (Abramson et al., 2002) e geralmente exige um tempo maior de processamento. No entanto, não há dúvida sobre a flexibilidade e versatilidade do FEM, pois permite simular grande número das condições que governam o comportamento geotécnico das encostas.

O FEM consiste essencialmente em dividir a massa de solo em unidades discretas chamadas elementos finitos, que estão interligados por seus nós. Na geotecnia, esse método geralmente é utilizado para encontrar os deslocamentos e as poropressões, e com essas informações resolver diferentes problemas, como a estabilidade de uma encosta e os recalques de uma fundação.

Kulhawy (1969) introduziu o uso do FEM na análise de estabilidade de taludes, assumindo que o solo tem um comportamento elástico linear. Muitos outros pesquisadores abordaram essa metodologia, como o Wright (1969) que observou que os valores do FS obtidos pela abordagem de Kulhawy foram aproximadamente 3% maiores do que os obtidos pelo método simplificado de Bishop. Além disso, constatou que essa diferença aumenta proporcionalmente com o coeficiente de Poisson.

Wright et al. (1973) apontaram que as tensões calculadas ao longo da superfície de ruptura, utilizando o LEM não concordam com as tensões atuantes, deduzindo que uma alternativa para obter um FS mais realista, é a utilização do FEM na solução das equações parciais que regem o equilíbrio estático.

Wong (1984) apresentou uma análise de estabilidade dando ênfase nas incertezas do desenvolvimento e a interpretação do FEM, enquanto Potts et al. (1990) estudaram as rupturas frágeis progressivas que ocorrem em solos não uniformemente carregados usando o FEM.

Posteriormente, foi mostrado que o FEM, em conjunto com a teoria elasto-plástica, dá boas previsões do carregamento de colapso para sapatas apoiadas em solos com coesão e ângulo de atrito, e que pode ser utilizado com confiança para uma ampla gama de problemas de colapso, para os quais não existem soluções conhecidas (por exemplo Griffiths, 1982; Griffiths & Kidger, 1995).

Muitos outros trabalhos têm sido desenvolvidos otimizando o método, tornando-o mais realista e comparando-o com outras ferramentas, entre esses a revisão feita por Duncan (1992), onde aponta que as tensões resultantes das análises com o FEM, concordam razoavelmente com outras evidências (tais como deformações medidas) na maioria dos casos. No entanto, destaca a tendência dos valores calculados ser maiores do que os medidos, e que isso pode ser explicado pelo fato da rigidez em campo ser normalmente maior do que as medidas em laboratório.

Posteriormente, Farias & Naylor (1998) propuseram uma formulação mista baseada no método de Kulhawy (1969), mas fazendo uso do campo de deslocamentos. Isto com a finalidade de determinar a localização e o desenvolvimento da superfície de ruptura. Li (2007) implementou um critério de resistência ao cisalhamento não linear do tipo lei de potência na análise de estabilidade de encostas, utilizando o FEM. Além disso, considerou condições pseudo-estáticas, utilizando diferentes coeficientes sísmicos e comparando os resultados com outras soluções existentes. Liu et al. (2013) adotaram no cálculo não linear de elementos finitos uma análise elástico-plástica incremental baseada no critério de Drucker-Prager, obtendo uma boa convergência para etapas de cargas com diferentes magnitudes.

Por outro lado, uma metodologia para analisar vários problemas geotécnicos em termos probabilísticos foi desenvolvida por Griffiths & Fenton (2001, 2004). Esta metodologia foi nomeada de Método dos Elementos Finitos Aleatórios (RFEM – Random Finite Elements Method), e consiste na ligação do FEM e a teoria do campo aleatório por meio da simulação de Monte Carlo. O RFEM é utilizado para fazer análises em termos probabilísticos de problemas que envolvem variabilidade nos dados de entrada. Embora este método tenha sido aplicado na solução de muitos problemas geotécnicos, os trabalhos feitos especificamente na

análise de estabilidade de encostas são poucos e limitados a casos muito simples, como por exemplo, os realizados por Griffiths & Fenton (2004), Chok (2008), Griffiths et al. (2009), dentre outros.

Segundo Cheng & Lau (2008), existem duas aplicações do FEM na análise de estabilidade de taludes. A primeira abordagem é a análise elástica (ou elasto-plástica) das tensões, onde as forças de corpo (peso próprio) do solo são aplicadas e o campo de tensões é gerado. A partir disso, os fatores de segurança locais podem ser calculados por um critério de ruptura e o FS global definido de forma similar ao LEM, ou seja, integrando as tensões ao longo da superfície de ruptura.

Pham & Fredlund (2003) adotaram o método de programação dinâmica para otimizar esta metodologia, e sugeriram que essa abordagem pode superar as limitações do método de equilíbrio clássico. Porém, concluíram que a análise de tensões elásticas não é uma boa aproximação, e que apesar dos avanços, o cálculo do fator de segurança e a localização da superfície de ruptura são determinados de maneira similar ao LEM.

A segunda abordagem é o método de redução da força (SRM – Strength Reduction Method), onde o vetor de cargas gravitacionais do material é calculado a partir do seu peso específico e das funções de forma.

Considerando que um modelo constitutivo elasto-plástico com um critério de ruptura do tipo Mohr-Coulomb é adotado, os valores dos parâmetros  $c'$  e  $\phi'$  são reduzidos de acordo com as seguintes relações:

$$c_f = \frac{c'}{FS} \quad 2.7$$

$$\phi_f = \tan^{-1} \left( \tan \left( \frac{\phi'}{FS} \right) \right) \quad 2.8$$

sendo  $c_f$  e  $\phi_f$  os valores da coesão e do ângulo de atrito variados.

O valor do FS é reduzido até que uma das seguintes condições seja atingida:

- i. A não convergência do sistema de equações não lineares após um número máximo de iterações predefinido;
- ii. um aumento repentino na taxa de variação do deslocamento no sistema; ou
- iii. o desenvolvimento do mecanismo de falha.

A localização da superfície de ruptura crítica é determinada a partir do contorno geral da tensão de cisalhamento máxima ou da taxa de deformação de cisalhante máxima.

Algumas das limitações do SEM são a escolha do modelo constitutivo e os parâmetros apropriados, as condições de contorno e a definição da superfície de ruptura.

Segundo Griffiths & Lane (1999), o FEM tem as seguintes vantagens sobre os métodos convencionais:

- Nenhuma suposição precisa ser feita a priori sobre a forma e a localização da superfície de ruptura;
- não há necessidade de suposições sobre as forças laterais entre fatias;
- preserva o equilíbrio global até atingir a ruptura;
- se os parâmetros mecânicos são realistas, a solução do problema proporciona informações sobre as deformações nos níveis de tensões considerados; e
- é capaz de fornecer informações sobre a ruptura progressiva.

O FEM consegue superar muitas das deficiências dos métodos de equilíbrio limite, no entanto, a qualidade dos resultados depende diretamente da habilidade para escolher o modelo constitutivo que simule realisticamente o comportamento não linear do solo, e da qualidade dos valores dos parâmetros envolvidos na análise (Abramson et al., 2002).

## **2.3 MÉTODOS PROBABILÍSTICOS EM GEOTECNIA**

Os métodos citados nos itens anteriores, geralmente fazem o cálculo do FS em termos determinísticos, ou seja, os valores dos parâmetros considerados no modelo são únicos, baseados na melhor estimativa obtida em campo ou laboratório. Isto leva a uma incerteza e, conseqüentemente, a custos não realistas das obras devido à adoção de FS maiores ou menores dos verdadeiros.

Segundo a revisão feita por Christian (2004), há vários tipos de incertezas, mas a engenharia geotécnica deve ter especial cuidado com dois: (i) a incerteza devida à variabilidade espacial natural dos parâmetros geotécnicos e (ii) a incerteza do sistema, que resulta das limitações da investigação do local, dos testes realizados e das imperfeições no modelo utilizado.

No caso específico da estabilidade de encostas, existem muitas fontes de incertezas, incluindo a falta de conhecimento e a incapacidade do modelo adotado predizer os seguintes aspectos (Abramson et al., 2002):

- i. Incertezas espaciais: topografia; estratigrafia e variabilidade; origens geológicas e características dos materiais do subsolo; e variabilidade espaço-temporal do lençol freático.
- ii. Incertezas associadas às informações coletadas: características dos solos e rochas.

Adicionalmente, é impossível fazer uma previsão totalmente confiável das condições ambientais no futuro, tais como carregamentos externos, sismos e precipitação.

Na geotecnia, geralmente são empregadas abordagens que negligenciam as incertezas. No entanto, as análises baseadas em conceitos probabilísticos, cada vez são concebidas como abordagens mais racionais (Chok, 2008). Assim, os parâmetros da resistência ao cisalhamento, as pressões, os carregamentos, dentre outros, podem ser consideradas como variáveis aleatórias, levando em conta a sua variabilidade espaço-temporal natural e as incertezas envolvidas na sua estimação.

Segundo Chowdhury et al. (2010), os elementos básicos a serem considerados numa análise probabilística para avaliar a estabilidade de uma encosta, são os seguintes:

- o Modelo de probabilidade das cargas: a análise de uma estrutura de engenharia envolve a relação entre a resistência ou capacidade, e a carga ou demanda, definindo assim o FS. Em uma análise probabilística, tanto a resistência como as cargas podem ser consideradas como variáveis aleatórias, cada uma seguindo uma função de densidade de probabilidade (PDF). Conseqüentemente, o FS também é aleatório e segue uma PDF. A média e o desvio padrão das variáveis aleatórias podem ser obtidos a partir da teoria da probabilidade;
- o Abordagem probabilística baseada em modelos de equilíbrio limite: o objetivo da análise probabilística é encontrar os dois primeiros momentos estatísticos (média e variância) do FS. Para isso, é necessária a escolha de um modelo (função desempenho) que permita obter o valor do FS em termos determinísticos. Na prática, estes modelos estão normalmente baseados no método do equilíbrio limite; e
- o Distribuição de probabilidade de uma função de várias variáveis, tais como o FS: na maioria dos casos, a média e o desvio padrão do FS são calculados a partir dos momentos estatísticos das variáveis independentes, consideradas como aleatórias. Para algumas funções simples, os momentos podem ser obtidos a partir dos conceitos básicos da probabilidade e da estatística. No entanto, para funções não lineares como as equações para obter o FS na maioria de métodos de equilíbrio limite, é necessária a utilização de aproximações numéricas.

Uma vez que esses momentos e a PDF são calculados, pode-se encontrar o índice de confiabilidade e a probabilidade de ruptura. Porém, dentre os métodos probabilísticos usados na Geotecnia, apenas a simulação de Monte Carlo visa gerar a PDF do FS. Geralmente, a forma da PDF deve ser adotada antes do cálculo da probabilidade de ruptura.

Existem muitas referências na literatura de formulações probabilísticas para a solução de problemas geotécnicos, incluindo livros como os escritos por Harr (1997), Baecher & Christian (2003), Ang & Tang (2007) e Kok-Kwang (2008).

Duncan (2000) apresentou uma revisão das análises geotécnicas que visam avaliar os efeitos das incertezas envolvidas nos problemas de estabilidade de taludes. Xu & Low (2006) propuseram um procedimento para a integração do FEM e o LEM com as análises probabilísticas, obtendo o índice de confiabilidade para aterros. Por sua vez, Christian (2004), levando em consideração a incerteza envolvida nos problemas geotécnicos, chamou a atenção para uma série de questões conceituais e práticas sobre diversas aplicações geotécnicas. Dentre essas, mencionou que para a escolha apropriada das informações necessárias para resolver os diferentes problemas, deve-se entender a natureza da incerteza. Além disso, indicou que na engenharia, a incerteza pode ser abordada: ignorando-a, sendo conservador, utilizando o método observacional ou quantificando-a. Por outro lado, o autor apresentou que os especialistas geralmente estimam os valores médios corretamente, mas tendem a subestimar a incerteza, confiando demais nas suas estimativas.

Sivakumar Babu & Murthy (2005) realizaram a análise da confiabilidade da estabilidade de encostas formadas por solos não saturados, mostrando que os parâmetros correspondentes à sucção têm uma influência significativa na estabilidade. Além disso, que a confiabilidade da encosta depende em grande medida da variabilidade da condutividade hidráulica saturada.

Na avaliação particular da estabilidade de taludes, há uma série de publicações que tratam de aplicações avançadas. Alguns dos trabalhos feitos, onde estão incluídas discussões de questões básicas, visões gerais das tendências na prática e aplicações inovadoras, são: Chowdhury (1986, 1992); Christian et al. (1992) e Duncan (2000).

Entre as abordagens probabilísticas que têm sido mais aplicadas na geotecnia estão: o Método das Estimativas Pontuais (PEM – Point Estimate Method), o Método da Primeira Ordem Segundo Momento (FOSM – First Order Second Moment) e a Simulação de Monte Carlo (MSM – Monte-Carlo Simulation Method), as quais serão descritas a seguir.

### 2.3.1 MÉTODO DAS ESTIMATIVAS PONTUAIS

O Método das Estimativas Pontuais (PEM), desenvolvido por Rosenblueth (1975), utiliza apenas os valores das estimativas pontuais calculados na média mais um desvio padrão e na média menos um desvio padrão de cada variável independente, dispensando assim das PDF. Este método é direto e fornece resultados razoavelmente precisos rapidamente (Abramson et al., 2002).

A maioria das metodologias baseadas no PEM consideram as estimativas de dois pontos (ou seja, dois valores para cada variável dependente), mas estimativas pontuais de terceira ordem, ou superior, podem ser encontradas na literatura (Harr, 1997).

A seguir será apresentada a formulação para determinar o valor esperado e variância do FS quando se têm duas e três variáveis aleatórias. Quando o número de variáveis é maior do que três, as equações se tornam mais complexas, mas a sistemática é a mesma.

Para o caso de duas variáveis aleatórias,  $X$  e  $Y$ , a função desempenho do FS,  $F$ , tem a seguinte forma:

$$F = g(X, Y) \quad 2.9$$

onde a incerteza das variáveis aleatórias está descrita por seus desvios padrão,  $\sigma_X$  e  $\sigma_Y$ , e seus valores médios,  $\mu_X$  e  $\mu_Y$ . Geralmente, assume-se que as variáveis são dependentes, com um coeficiente de correlação  $\rho_{XY}$ , e que as funções de probabilidade são todas simétricas.

O primeiro passo requer a avaliação de  $F$ , como quatro combinações únicas das variáveis aleatórias, assim:

$$\begin{aligned} F_{++} &= g[(\mu_X + \sigma_X), (\mu_Y + \sigma_Y)] \\ F_{+-} &= g[(\mu_X + \sigma_X), (\mu_Y - \sigma_Y)] \\ F_{-+} &= g[(\mu_X - \sigma_X), (\mu_Y + \sigma_Y)] \\ F_{--} &= g[(\mu_X - \sigma_X), (\mu_Y - \sigma_Y)] \end{aligned} \quad 2.10$$

Nas equações apresentadas acima, os índices indicam os valores de  $X$  e  $Y$  utilizados para avaliar a função.  $F_{++}$ , por exemplo, representa o valor da função  $g(X, Y)$  avaliada por  $X = \mu_X + \sigma_X$  e  $Y = \mu_Y + \sigma_Y$ . Similarmente,  $F_{+-}$  representa o valor da função  $g(X, Y)$ ,

avaliada por  $X = \mu_X + \sigma_X$  e  $Y = \mu_Y - \sigma_Y$ . Uma vez que essas expressões sejam encontradas, o valor esperado de F está dado por sua soma:

$$E[F] = \mu_F = P_{++}F_{++} + P_{+-}F_{+-} + P_{-+}F_{-+} + P_{--}F_{--} \quad 2.11$$

sendo

$$\begin{aligned} P_{++} &= P_{--} = \frac{1}{4}(1 + \rho_{XY}) \\ P_{+-} &= P_{-+} = \frac{1}{4}(1 - \rho_{XY}) \end{aligned} \quad 2.12$$

A variância de F está definida por:

$$Var[F] = E[F^2] - (E[F])^2 \quad 2.13$$

sendo  $E[F]$  o valor esperado do FS, encontrado a partir da Equação 2.11 e

$$E[F^2] = P_{++}F_{++}^2 + P_{+-}F_{+-}^2 + P_{-+}F_{-+}^2 + P_{--}F_{--}^2 \quad 2.14$$

Assim, para duas variáveis, os valores do FS têm que ser avaliados para quatro condições, enquanto para três variáveis aleatórias,  $X$ ,  $Y$  e  $Z$ , as equações devem ser estendidas, levando a um valor esperado de  $F$ ,  $E[F]$ , dado pelo somatório de oito produtos, como apresentado na equação:

$$\begin{aligned} E[F] = \mu_F &= P_{+++}F_{+++} + P_{++-}F_{++-} + P_{+-+}F_{+-+} + P_{+--}F_{+--} \\ &+ P_{-++}F_{-++} + P_{-+-}F_{-+-} + P_{-+}F_{-+} + P_{-+-}F_{-+-} \end{aligned} \quad 2.15$$

sendo

$$\begin{aligned} P_{+++} &= P_{---} = \frac{1}{8}(1 + \rho_{XY} + \rho_{YZ} + \rho_{ZX}) \\ P_{++-} &= P_{--+} = \frac{1}{8}(1 + \rho_{XY} - \rho_{YZ} - \rho_{ZX}) \\ P_{+-+} &= P_{-+-} = \frac{1}{8}(1 - \rho_{XY} - \rho_{YZ} + \rho_{ZX}) \\ P_{+--} &= P_{-++} = \frac{1}{8}(1 - \rho_{XY} + \rho_{YZ} - \rho_{ZX}) \end{aligned} \quad 2.16$$

E a variância é obtida também da Equação 2.13.

Em geral, o valor esperado de  $F$  é dado pelo somatório dos produtos dos coeficientes  $P$  e dos valores de  $F$ , e a variância pela Equação 2.13. Assim, quando se têm mais variáveis aleatórias, novos coeficientes  $P$  podem ser derivados seguindo a sequência apresentada para dois e três variáveis. Para cada caso, devem ser obtidos  $2^n$  coeficientes, sendo  $n$  a quantidade de variáveis aleatórias a ser consideradas.

Esse número pode se tornar excessivamente grande se o número de variáveis aleatórias é elevado, sendo necessários tempos prolongados de processamento. Contudo, o número de avaliações é significativamente menor do que o número de avaliações requerido pela simulação de Monte Carlo (Chowdhury et al., 2010).

Alguns trabalhos têm sido feitos visando aperfeiçoar o método, entre os quais está o feito por Lind (1983), quem propôs uma alternativa ao PEM que requer um menor número de avaliações. Esta nova abordagem foi derivada a partir da matriz de covariância. Os pontos escolhidos para estimar a função estão localizados perto do centro de cada face de um hipercubo, cujos cantos são os pontos de estimativa propostos por Rosenblueth (1975). Esse método é exato para sistemas lineares e aproximado para sistemas não lineares.

Por outra parte, Harr (1987) apresentou uma visão geral do PEM e uma série de aplicações. Mais tarde, Harr (1989) publicou um processo semelhante ao Lind (1983), mas derivado da matriz de correlação. Os pontos de estimativa foram definidos baseados na diagonalização da matriz de correlação, obtida dos valores e vetores próprios da matriz de correlação. Este método requer somente de  $2n$  avaliações.

Li (1992) introduz uma nova teoria baseada nas estimativas pontuais e na quadratura de Gauss. Nesta alternativa são acomodadas funções univariadas e multivariadas de variáveis aleatórias correlacionadas.

Dai et al. (1993) avaliaram o uso do PEM na engenharia geotécnica e em análises de estabilidade. Os autores compararam os resultados utilizando o PEM e a simulação de Monte Carlo, e recomendaram o uso do PEM, pois o número de avaliações requeridas com Monte Carlo é significativamente maior.

Chang et al. (1995) fizeram um estudo comparando os métodos propostos por Rosenblueth (1975), Harr (1987) e Harr (1989). As variáveis aleatórias foram assumidas distribuídas normalmente e os três métodos foram avaliados para diferentes quantidades de variáveis e

diferentes funções para encontrar  $F$ . Concluíram que o método de Rosenblueth é capaz de incorporar mais informações estatísticas dos parâmetros estocásticos na análise, o método de Harr faz uma melhoria valiosa para lidar com os modelos que têm um grande número de parâmetros estocásticos, e o método de Harr modificado simplifica ainda mais o cálculo. Além disso, que o último produz estimativas mais precisas dos momentos de saída do que os outros dois, mas apenas o algoritmo de Rosenblueth consegue dar conta das características assimétricas dos parâmetros.

Posteriormente, com o objetivo de quantificar as ameaças aos aterros ferroviários, Gitirana Jr. (2005) desenvolveu um modelo que considera os conceitos da mecânica de solos não saturados e climatologia, e inclui uma estrutura probabilística e de análise de sensibilidade baseada num PEM alternativo.

Embora o PEM seja um método versátil e de fácil aplicação, é pouco usado para a análise da estabilidade de encostas, pois os cálculos se tornam difíceis quando o número de variáveis independentes é grande. Além disso, se deve assumir a forma da PDF para o cálculo da probabilidade de ruptura.

### **2.3.2 MÉTODO DE PRIMEIRA ORDEM SEGUNDO MOMENTO**

O método de Primeira Ordem Segundo Momento (FOSM) está baseado no truncamento da série de Taylor para a função variável dependente. Os dois primeiros momentos, ou seja, a média e o desvio padrão, das variáveis independentes são utilizados para obter os dois primeiros momentos da variável objetivo.

Como somente os termos de primeira ordem da série de Taylor são considerados, o valor esperado da função desempenho para as variáveis aleatórias independentes, pode ser aproximado como:

$$E[F] = \mu_F \approx g(E[X_1], E[X_2], \dots, E[X_n]) + e \quad 2.17$$

onde a função  $g(X_1, X_2, \dots)$  é determinada utilizando os valores médios das variáveis aleatórias. Para o caso onde as variáveis aleatórias apresentam alguma dependência (ou seja,  $|\rho_{XY}| > 0$ ), o valor esperado pode ser aproximado por:

$$E[F] = \mu_F \approx g(E[X_1], E[X_2], \dots, E[X_n]) + \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \frac{\partial^2 F}{\partial X_i \partial X_j} Cov(X_i, X_j) + e \quad i < j \quad \left| \quad 2.18$$

sendo  $e$  o erro da modelagem.

A contribuição do termo do somatório usualmente é relativamente baixa, e como é de segunda ordem, em geral é omitido nos cálculos.

A série de Taylor também pode ser utilizada para estimar a variância como resposta das variáveis aleatórias independentes, como expresso pela equação:

$$Var[F] = \sigma_F^2 \approx \sum_{i=1}^k \left[ \left( \frac{\partial F}{\partial X_i} \right)^2 Var[X_i] \right] + 2 \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \left[ \left( \frac{\partial F}{\partial X_i} \frac{\partial F}{\partial X_j} \right) Cov[X_i, X_j] \right] + V[e] \quad i < j \quad \left| \quad 2.19$$

sendo a derivada parcial,  $\partial F / \partial X_i$ , avaliada para cada variável aleatória, de acordo com a função desempenho. Se todas as variáveis aleatórias são independentes, as covariâncias tornam-se zero, reduzindo o segundo termo da Equação 2.19 a zero. O termo  $V[e]$  representa o erro da variância da modelagem.

Embora o FOSM forneça uma solução exata para funções lineares, as aproximações de primeira ordem introduzem erros para funções não lineares, tais como as utilizadas geralmente para obter o FS. Ao considerar esta formulação, as derivadas parciais não podem ser calculadas diretamente, sendo necessária a utilização de métodos numéricos para estimá-las. O Corps of Engineers (1997) recomenda a utilização do método das diferenças finitas, tais como:

$$\begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial X_1} &= \frac{g(X_i + \sigma_i, X_2, X_3, \dots, X_n) - g(X_i - \sigma_i, X_2, X_3, \dots, X_n)}{2\sigma_1} = \frac{\Delta F_1}{2\sigma_1} \\ \frac{\partial F}{\partial X_2} &= \frac{g(X_i + \sigma_i, X_2, X_3, \dots, X_n) - g(X_i - \sigma_i, X_2, X_3, \dots, X_n)}{2\sigma_2} = \frac{\Delta F_2}{2\sigma_2} \\ &\vdots \end{aligned} \quad 2.20$$

Se cada uma das derivadas acima é elevada ao quadrado e depois multiplicada pela variação da variável aleatória correspondente, a expressão é simplificada a:

$$\begin{aligned} \left( \frac{\partial F}{\partial X_i} \right)^2 Var[X_i] &= \left[ \frac{\Delta F}{2\sigma_i} \right]^2 \sigma_i^2 \\ &= \frac{1}{4} [\Delta F_i]^2 \end{aligned} \quad 2.21$$

Nas equações anteriores,  $X_2, X_3, \dots, X_n$  são os valores médios das variáveis aleatórias. Assim, para cada variável independente, a variância é dada pela expressão simplificada:

$$Var[F] = \sigma_F^2 \approx \frac{1}{4} \sum_{i=1}^k [\Delta F_i]^2 + V[e] \quad 2.22$$

e para variáveis dependentes, substituindo  $Cov[X_i, X_j] = \rho_{ij}\sigma_i\sigma_j$ , tem-se:

$$Var[F] = \sigma_F^2 \approx \frac{1}{4} \sum_{i=1}^k [\Delta F_i]^2 + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^k \sum_{i=j}^k [\Delta F_i \Delta F_j \rho_{ij}] + V[e] \quad i < j \quad 2.23$$

Utilizando o FOSM, a função desempenho deve ser avaliada  $(2n + 1)$  vezes.

Alguns pesquisadores têm utilizado o FOSM em análises geotécnicas. Um dos primeiros trabalhos nesta área foi o feito por Alonso E. (1976), que implementou uma análise de probabilidade baseada no FOSM e no método das fatias, a fim de avaliar racionalmente as diferentes fontes de incerteza envolvidas no problema. Segundo os resultados encontrados, as incertezas nos parâmetros da coesão e a poropressão são os mais relevantes.

Farias & Assis (1998) consideraram duas encostas e diferentes conjuntos de variáveis de entrada aleatórias. Os autores observaram que as derivadas do FS, foram quase constantes. No entanto, essa dedução não pode ser generalizada a outros problemas (Gitirana Jr., 2005). Além disso, Farias & Assis (1998) indicaram que os resultados fornecidos pelo FOSM são similares aos fornecidos pelo PEM.

As principais vantagens deste método são possuir uma formulação matemática simples, permitir quantificar a influência de cada variável independentemente e não requer grandes esforços computacionais. As limitações são: a precisão do método diminui à medida que a não linearidade da função desempenho aumenta, o método não fornece a distribuição completa da variável dependente e a probabilidade de ruptura nem sempre está relacionada com a superfície de ruptura com o fator de segurança mínimo, pois é baseada no mecanismo encontrado com os parâmetros médios (Tobutt & Richards, 1979).

### 2.3.3 SIMULAÇÃO DE MONTE CARLO

A simulação de Monte Carlo (MSM) foi inicialmente proposta por Hammersley & Handscomb (1964). Este tipo de método exige que as PDF de todas as variáveis independentes sejam inicialmente conhecidas, e a partir destas, é gerada a PDF da variável objetivo.

A MSM segue os seguintes quatro passos:

- i. Para cada variável aleatória, selecionar um valor aleatório de acordo à PDF adotada;
- ii. calcular  $F$  utilizando a função desempenho e os valores de entrada definidos no passo i;
- iii. repetir os passos i e ii  $n_e$  vezes, armazenando os valores de  $F$  resultantes de cada tentativa;
- e
- iv. utilizar todos os valores de  $F$  obtidos nas  $n_e$  tentativas para estimar a probabilidade de ruptura; a média e a variância; e a PDF do  $F$ .

Deve-se anotar que, como cada simulação de Monte Carlo utiliza uma sequência diferente de valores aleatórios, as probabilidades, médias, variâncias e histogramas resultantes serão um pouco diferentes. Porém, a medida que o número de tentativas aumenta, as diferenças tornam-se menores.

O número mínimo de tentativas depende do número de variáveis aleatórias consideradas e do nível de confiança desejado. O número mínimo de tentativas,  $n_e$ , é definido por:

$$n_e = \left( \frac{100d}{e} \right)^2 \frac{1 - P_r}{P_r} \times m \quad 2.24$$

sendo  $p_r$  a probabilidade de um desempenho insatisfatório ou de ruptura,  $e$  o percentual de erro relativo na estimação da probabilidade  $P_r$ ,  $m$  o número de variáveis aleatórias consideradas e  $d$  o desvio padrão normal de acordo com o nível de confiança. Por exemplo, para uma simulação onde se requer um nível de confiança do 95% e um erro relativo do 20%, o número mínimo de tentativas para uma estimação preliminar deve ser 90 (utilizando  $d=1,96$ ,  $p_r = 0,5$ ) para uma variável aleatória simples (Exemplo de Abramson et al. (2002)).

Para aplicar a Equação 2.24 é necessário conhecer o valor de  $P_r$  a priori, o que nem sempre é possível. Hahn & Shapiro (1967) sugeriram usar valores de  $P_r = 0,5$  para a primeira estimativa de  $n_e$ . Após a simulação ter sido completada e  $P_r$  estimada, o porcentual de erro relativo pode ser calculado como:

$$e = d \sqrt{\frac{m(1-P_r)}{n_e P_r}} \times 100 \quad 2.25$$

Alguns autores têm combinado o LEM com simulações de Monte Carlo para abordar a análise probabilística de estabilidade de taludes e para modelar as incertezas do solo. Smith & Hebbert (1979) utilizaram a MSM para analisar os efeitos da distribuição aleatória da infiltração sobre a superfície. Frattini et al. (2009) propuseram limiares probabilísticos que indicam a deflagração de escorregamentos como consequência da chuva, utilizando também o MSM.

Devido ao fato do MSM requerer um grande número de tentativas para fornecer resultados precisos, muitas vezes foi visto como uma opção menos desejável quando comparada com o FOSM e o PEM. No entanto, com a disponibilidade de computadores mais potentes nas últimas décadas, tem ganhado maior aceitação pela sua simplicidade, não ter que assumir a forma da PDF da variável objetivo, e a facilidade de ser implementada em programas de computador, sendo necessárias apenas pequenas modificações.

Para cada método exposto anteriormente têm sido propostos aperfeiçoamentos ao longo das últimas décadas, a fim de melhorar sua precisão e alcance. No entanto, verificou-se que para efeitos práticos, os três métodos funcionam bem em problemas de estabilidade de encostas. No entanto, o PEM é considerado melhor do que os outros dois, uma vez que este método não precisa avaliar as derivadas parciais da função desempenho como o FOSM, e requer menor esforço computacional quando comparado com o MSM (Chowdhury et al., 2010).

## **2.4 INTERAÇÃO CLIMA-SOLO-VEGETAÇÃO**

O sistema clima-solo-vegetação é influenciado pelas diferentes relações de dependência e retroalimentação dos processos presentes em cada subsistema. A dinâmica desse sistema está representada pelo comportamento da quantidade de água no solo, pois esta variável consegue sintetizar os processos que se apresentam na atmosfera, no solo e na vegetação (Rueda, 2008). As interações mencionadas dependem criticamente das escalas nas quais é estudado o fenômeno, das características fisiológicas da vegetação, da pedologia e do tipo de clima (Rodríguez-Iturbe et al., 2001). Segundo Rodríguez-Iturbe et al. (2001), o clima é um fator importante, não só nos processos de difusão e evaporação, mas também na disponibilidade de água para a vegetação. A quantidade de água disponível determina a abertura e o fechamento

dos estômatos da superfície foliar, através dos quais passa o CO<sub>2</sub> e a maioria da água que é transpirada.

Por sua vez, o solo como componente do sistema tem características das quais depende a interação com as outras componentes. A textura, a composição mineralógica e o arranjo das partículas determinam a quantidade de água que o solo consegue armazenar, sendo que diferentes tipos de solo podem armazenar quantidades distintas, quando submetidos aos mesmos valores de poropressão (Rodríguez-Iturbe & Porporato, 2004). Assim, as características do solo também influenciam no fechamento dos estômatos.

Adicionalmente, a vegetação controla os fluxos de energia e água, dividindo a precipitação em interceptação, escoamento, evaporação, transpiração e quantidade de água armazenada dentro do solo; e a energia em calor sensível e calor latente. Depois da evaporação, a transpiração das plantas é o fenômeno mais importante na transferência de calor e água (Eagleson, 2000), pois a superfície da terra com vegetação corresponde a 20% da superfície global do planeta.

A seguir será detalhado como a quantidade de água do solo e suas mudanças, influenciam a estabilidade de encostas, quais são os fluxos que determinam essa quantidade de água e alguns dos modelos feitos para analisar a estabilidade considerando a interação do clima, o solo e a vegetação.

#### **2.4.1 INFLUÊNCIA DA QUANTIDADE DE ÁGUA NO SOLO NA ESTABILIDADE DE ENCOSTAS**

Os deslizamentos são o resultado da redução dos parâmetros da resistência ao cisalhamento do solo ou do aumento das tensões que têm que suportar os solos que formam as encostas. Essas mudanças podem ocorrer devido a fatores quase estáticos, como as propriedades do solo e a topografia, ou devido a fatores dinâmicos ou detonantes, como a chuva e os sismos (Crosta & Frattini, 2008).

Uma região de solo com presença do lençol freático pode ser dividida em duas zonas. A primeira correspondente à zona saturada, localizada abaixo do lençol freático, e a zona capilar, ou vadosa, localizada acima. Esta última zona é não saturada, e a água é mantida nesse lugar pelo efeito da atração capilar, que exerce forças relativamente grandes sobre as partículas do solo. O resultado destas forças é denominado de sucção, que segundo Fredlund

et al. (1978) é o trabalho necessário para tirar uma unidade de massa de água, de uma unidade de massa de solo. Em termos práticos, é uma medida da capacidade do solo para reter água.

Segundo Abramson et al. (2002), a quantidade de água no solo afeta a estabilidade das encostas por: (a) geração de poropressões, tanto positivas como negativas; (b) mudanças na densidade dos materiais que formam a encosta; (c) desenvolvimento de erosões internas e externas; e (d) mudanças nos minerais que constituem os materiais que formam a encosta. No entanto, a variação das poropressões é o processo mais significativo e sua magnitude está fortemente controlada pela permeabilidade do solo (Chowdhury et al., 2010).

A variação da poropressão pode ocorrer por dois fenômenos diferentes. O primeiro se dá quando as chuvas alimentam o lençol freático, reduzindo as tensões efetivas e conseqüentemente, a resistência ao cisalhamento. O segundo fenômeno é decorrente do umedecimento das camadas superficiais do solo, formando uma frente de saturação que vai avançando e reduzindo a sucção (Lumb, 1975; Kim et al., 2004). Crosta (1998) e Aleotti (2004) consideraram que os eventos de chuva curtos e intensos deflagram geralmente deslizamentos superficiais, como resultado da redução da resistência ao cisalhamento pela diminuição da sucção, enquanto deslizamentos mais profundos estão relacionados com a distribuição da chuva em períodos longos.

A relação entre os eventos de deslizamentos e precipitação está bem documentada na literatura científica (por exemplo, Aleotti, 2004, Terlien, 1998). Além disso, têm sido feitos alguns trabalhos como Yoshida et al. (1991) e Matsushi et al. (2006) que apresentaram uma série de escorregamentos superficiais ocorridos no Japão, como resultado de chuvas intensas. Yamagishi et al. (2004, 2005) descreveram deslizamentos, também no Japão, produto de chuvas fortes e derretimento de neve. Alonso et al. (2003) apresentaram um estudo realizado na Itália para uma encosta formada por argila sobre adensada não saturada, mostrando sua deformação e a resposta da estabilidade ante a infiltração.

Wilson (1990) mostrou que ao alterar o valor da quantidade de água que entra no solo em 5 ou 10 por cento, resulta em mudanças drásticas e respostas que não são conseqüentes com o observado em campo para a estabilidade de uma encosta. Por outro lado, ao variar a coeficiente de condutividade hidráulica na mesma proporção, obtém-se só uma pequena diferença na solução do problema. O autor concluiu que os engenheiros frequentemente gastam uma grande quantidade de dinheiro e tempo na obtenção de informação dos níveis do

lençol freático e os valores de permeabilidade, mas poucos esforços são feitos para determinar os fluxos apropriados entre a superfície e o solo.

Embora a precipitação seja conhecida como um fator determinante na estabilidade de encostas é difícil quantificar a sua influência, uma vez que depende de outras variáveis, incluindo a heterogeneidade do solo (Aristizábal, 2013). Além disso, a precipitação sozinha não é um indicador preciso das mudanças nos níveis do lençol freático, sendo a recarga o fator que as governa (Tood & Mays, 2005).

Segundo Tood & Mays (2005) as variações dos níveis de água no solo podem ser divididas em diversas escalas: (a) variação secular, que são aquelas que se estendem por períodos de alguns anos ou mais, alternando épocas secas e úmidas, onde a precipitação é maior ou menor do que o valor médio; (b) variação sazonal, resultado dos ciclos sazonais de precipitação bem definidos; e (c) variações de curto prazo, que estão governadas pelo uso da água subterrânea no lugar e a ocorrência de eventos individuais de chuva. Variações diárias podem estar relacionadas com poços de abastecimento de água, enquanto variações semanais com bombeamentos para fins industriais e municipais.

Ziemer (1991) indicou que a escolha apropriada da escala temporal depende da questão que se quer resolver, e para o caso dos deslizamentos Fredlund et al. (1978) expressaram que tem sido demonstrado que a estabilidade deve ser avaliada numa escala temporal que considere longos períodos, pois grandes quantidades de deslizamentos ocorrem pelo efeito acumulado no tempo de eventos sucessivos de chuva.

Por sua parte, Iverson (2000) sugere que os padrões de chuva que dão início aos deslizamentos são muito variáveis, pois para a ocorrência de alguns deslizamentos é requerida uma chuva prolongada, enquanto outros iniciam após chuvas curtas, mas intensas.

#### **2.4.2 TIPOS DE FLUXO SUPERFICIAL E SUBSUPERFICIAL**

As mudanças nas poropressões e no grau de saturação do solo são função do fluxo de água que atinge o seu interior. Para calcular essas mudanças são utilizadas as equações apresentadas no Item 3.2, as quais exigem condições de contorno que representem a interação solo-atmosfera. Estas condições dependem basicamente dos fluxos comentados a seguir:

### **2.4.2.1 Precipitação**

A precipitação inclui todos os processos pelos quais a água atinge a superfície terrestre, tais como chuva e neve. Estes processos variam no tempo e no espaço de acordo a um padrão geral de circulação atmosférica e aos fatores locais, como a orografia (efeitos do relevo) (Chow et al., 1994).

A precipitação média anual na área continental da terra é aproximadamente 800 mm. Mas existe uma grande variabilidade desde a região de Arica no Chile, com uma média anual de 0.5 mm até o município de Lloró, localizado na costa pacífica Colombiana com 13.500 mm (Chow et al., 1994; Poveda & Mesa, 2000).

É possível encontrar na literatura muitos procedimentos para modelar a chuva, os quais geralmente estão baseados em conceitos estatísticos. As diferenças entre eles são usualmente as escalas temporais e espaciais, as distribuições probabilísticas, e a dependência ou independência das distribuições da duração e intensidade das chuvas.

A influência da precipitação na quantidade de água no solo resulta de dois efeitos climáticos diferentes. (a) influência sazonal, que é cíclica por natureza, sendo para muitos tipos de clima previsível satisfatória; e (b) influência de eventos de precipitação isolados, que são geralmente mais difíceis de prever, tanto em intensidade como em duração.

A profundidade para qual a precipitação tem influência, normalmente, é maior quando se consideram os efeitos sazonais do que em eventos individuais, tendo assim importância em certos tipos de deslizamentos o histórico das chuvas. Por exemplo, a probabilidade de ocorrência de um deslizamento deflagrado por uma chuva é maior se o nível do lençol freático está elevado devido às chuvas anteriores.

O anterior é denominado de chuva antecedente, definida como os eventos de precipitação ocorridos antes de um evento particular numa área específica ou numa bacia de drenagem. Geralmente é aplicada como uma medida da umidade da camada superior do solo, que afeta diretamente a divisão entre escoamento e infiltração, explicada do Item 2.4.2.2.

### **2.4.2.2 Escoamento Superficial e Infiltração**

A quantidade de água que consegue atingir a superfície do solo divide-se em duas componentes, infiltração e escoamento superficial.

Segundo Horton (1933), a infiltração é a quantidade de água originada das chuvas, da irrigação e da neve derretida, que consegue passar através da superfície de solo, num dado período de tempo. Os fatores que afetam a quantidade de água que se infiltra estão diretamente relacionados com o tipo de solo e a vegetação que cobre a superfície. Por outro lado, o escoamento superficial corresponde à porção de chuva ou neve derretida que fica na superfície do solo, dependendo de fatores como a intensidade da chuva, a inclinação e largura da encosta, o tipo de vegetação e as condições da superfície e natureza dos solos da subsuperfície.

Existem duas abordagens clássicas para definir a geração de escoamento. A primeira corresponde ao excesso de infiltração, ou seja, quando a intensidade da chuva supera a capacidade de infiltração. Esse mecanismo é chamado de Hortoniano (Horton, 1933). A segunda ocorre quando se tem excesso de água, ou seja, quando não há mais vazios para ser preenchidos. Essa abordagem é chamada de mecanismo de Dunne (Dunne & Black, 1970). Segundo Ochoa (2004), parece haver algum consenso de que o mecanismo de Dunne descreve melhor o que acontece em bacias úmidas, enquanto o mecanismo Hortoniano é mais adequado em bacias secas. Isso ocorre porque a intensidade das chuvas em regiões áridas é geralmente elevada, ultrapassando rapidamente a capacidade de infiltração do solo. Além disso, nessas regiões existe relativa escassez de vegetação e matéria orgânica. Por outro lado, é possível que em um mesmo lugar ocorram ambos os mecanismos mencionados, dependendo da estação, o Hortoniano em épocas secas e o de Dunne em épocas úmidas.

Os diferentes modelos de infiltração-escoamento baseados no mecanismo Hortoniano mostram que para uma chuva com intensidade constante, a taxa de infiltração diminui com o tempo. Além disso, existe uma curva limite que fornece a taxa a de infiltração máxima ao longo do tempo até atingir uma taxa constante (na maioria dos casos assumida como a condutividade hidráulica saturada). Esta curva é chamada geralmente de capacidade de infiltração ou infiltração potencial e os parâmetros que a descrevem são diferentes em cada modelo.

Os modelos clássicos de chuva-infiltração estão divididos em duas abordagens, equações empíricas e analíticas. Exemplos de modelos empíricos foram apresentados por Kostiaikov (1932) e Horton (1940). Enquanto Green & Ampt (1911) e Philip (1957) desenvolveram equações que incorporam alguns fenômenos físicos.

Kostiakov (1932) estabeleceu uma relação empírica da taxa de infiltração e o tempo, baseada na taxa de infiltração inicial e em uma constante determinada experimentalmente para o local de interesse. Horton (1933) propôs a popular equação empírica que se baseia na capacidade de infiltração constante quando o tempo tende ao infinito, na taxa de infiltração no início e numa constante de decaimento. Holtan (1961) apresentou mais uma equação empírica em função de duas constantes, que dependem do tipo de solo e das condições do cultivo, e do potencial de armazenamento.

Green & Ampt (1911) e Philip (1957) desenvolveram equações incorporando nelas conceitos físicos. A primeira está baseada na lei de Darcy para reservatórios homogêneos profundos com umidade inicial igual em todos os pontos. A profundidade da frente de umedecimento é assumida no início e considerada saturada. Os parâmetros levados em conta são a porosidade do solo, a umidade inicial, a sucção inicial na frente de umedecimento e a profundidade. E a equação de Philip é uma solução baseada em diferenças finitas da equação de fluxo de Richards. Os parâmetros considerados são a condutividade hidráulica saturada e a sorptividade.

A taxa de infiltração pode também ser calculada de forma rigorosa, por meio da equação de fluxo e de condições de contorno que representem a chuva e o escoamento. Esta abordagem resulta em uma análise abrangente que é capaz de lidar com as condições de alternância da infiltração e da evaporação (Gitirana Jr., 2005). Enquanto o escoamento pode também ser determinado a partir de hidrogramas unitários.

#### **2.4.2.3 Escoamento Profundo ou Percolação**

O escoamento profundo, também conhecido como percolação, corresponde à água que se movimenta dentro do solo, atingindo o lençol freático. A infiltração e a percolação estão intimamente ligadas, pois a primeira não pode continuar a menos que a percolação ofereça espaço suficiente nos vazios do solo. Por sua vez, a percolação depende da capacidade de armazenamento, ligado com as características hidráulicas do solo.

#### **2.4.2.4 Fluxo Regional**

O fluxo regional está caracterizado pelas fronteiras geológicas locais que definem o volume de um aquífero, e por limites hidrológicos que definem o volume de água armazenada no seu interior. Fronteiras geológicas comuns são: as estratificações dos aquíferos; a finalização de aquíferos por falhas; e as intrusões de rochas ígneas. Limites hidrológicos incluem rios, lagos

e linhas costeiras, a elevação dos quais normalmente flutua, sendo dinâmicos. As fronteiras geológicas tendem a não mudar com o tempo, no entanto a mineração e as escavações profundas podem interromper o fluxo regional.

As águas subterrâneas se movem a diferentes velocidades através do solo dependendo do percurso. Perto da superfície a água se movimenta mais rápido, e normalmente fornece a maior parte da alimentação das nascentes, e à medida que a profundidade aumenta, a velocidade diminui.

#### **2.4.2.5 Evapotranspiração**

A evapotranspiração é o processo a partir do qual a água em estado líquido é levada a um estado de vapor por meio de transferência de calor. Embora a transpiração e a evaporação sejam reguladas por mecanismos diferentes, geralmente são consideradas juntas para efeitos de simplificação (Rodriguez-Iturbe & Porporato, 2004). Além disso, esses fenômenos têm uma variação similar por causa da sua alta correlação com a temperatura.

A evaporação ocorre a partir de superfícies de água livre e corpos úmidos, enquanto a transpiração envolve a adsorção da água do solo pelas raízes das plantas, o movimento desta através da planta, e a liberação de vapor de água pelas aberturas dos estômatos na folhagem (Sidle & Ochiai, 2006).

Métodos para prever a evaporação e a evapotranspiração baseados na climatologia são os mais aceitáveis na engenharia geotécnica, pois requerem somente dados climáticos, como a temperatura média e a umidade relativa (Wilson, 1990). Alguns métodos usados na engenharia são:

- Os baseados na radiação solar e na radiação neta, propostos por Irmak et al. (2003). Esses métodos são derivados da equação FAO Penman-Monteith, e só precisam da radiação e da temperatura média;
- FAO Penman-Monteith (Allen et al., 1998) que consiste na combinação da equação do método de Penman-Monteith e das equações da resistência aerodinâmica e superficial;
- Thornthwaite (1948) que fornece estimativas mensais de evapotranspiração potencial baseando-se na temperatura do ar;
- Penman (1948) que utiliza o balanço de energia e a transferência de massa simultaneamente. Este método requer a temperatura do ar, a umidade relativa e a velocidade do vento;

- Priestley & Taylor (1972) que expressa a evapotranspiração como uma fração do fluxo de calor latente; e
- Bouchet (1963) que relaciona a evapotranspiração potencial com a evapotranspiração regional atual.

A taxa de evaporação está influenciada pela estrutura do solo, que controla a tensão capilar acima do lençol freático e, portanto, da sua condutividade hidráulica. Para solos com lençóis freáticos a profundidades menores do que um metro, a evaporação é em grande parte controlada pelas condições atmosféricas, enquanto para profundidades maiores as propriedades do solo se tornam limitantes, decrescendo a taxa acentuadamente com a profundidade (Tood & Mays, 2005).

Por sua vez, a transpiração depende do tipo de vegetação, da estação e do clima. Períodos quentes e ventosos trazem acréscimos na taxa de transpiração potencial, enquanto períodos frios e nublados apresentam apenas pequenas variações da umidade do solo. Quanto maior a profundidade das raízes, maior a quantidade de água evapotranspirada.

As taxas de evapotranspiração do solo dependem da disponibilidade de água e da fração de radiação solar que atinge a superfície (Thornthwaite, 1948). Aquíferos livres com lençóis freáticos perto da superfície do solo, frequentemente apresentam maiores flutuações atribuídas à evaporação e/ou evapotranspiração.

Wilson et al. (1994) indicaram que os métodos tradicionais que visam estimar a taxa de evaporação máxima ou potencial a partir das condições climáticas, são apropriados somente para superfícies de água livres ou para solos totalmente saturados. No entanto, os problemas geotécnicos raramente envolvem superfícies de solo saturado, pois essa condição somente acontece para intervalos de tempo muito curtos, após eventos de chuva (Wilson, 1990).

Além disso, os mesmos autores apresentam um modelo teórico para a previsão da taxa de evaporação de superfícies de solo, baseado num sistema de equações que acoplam a transferência de calor e massa no solo. As leis de Darcy e de Fick são utilizadas para descrever o fluxo de água líquida e vapor de água, respectivamente, enquanto a lei de Dalton para calcular a taxa de evaporação, baseada na sucção da superfície do solo.

A evapotranspiração é particularmente importante na estabilidade de encostas em regiões tropicais e subtropicais, onde sua taxa é alta ao longo do ano todo, enquanto em regiões com

clima temperado, os solos estão perto da saturação e a evapotranspiração é baixa durante o outono e o inverno, quando deslizamentos geralmente ocorrem (Sidle & Ochiai, 2006).

#### **2.4.2.6 Intercepção**

A intercepção das folhas da vegetação pode diminuir a quantidade de escoamento gerado durante um evento de chuva, além de aumentar o tempo necessário para este começar (Morgan & Rickson, 1995).

Quando a chuva entra em contato com a superfície da vegetação, é dividida em duas partes: (a) precipitação não interceptada ou efetiva, que é a quantidade que consegue atingir a superfície do solo e (b) precipitação interceptada, que é a quantidade de água que fica retida na cobertura vegetal.

A quantidade de água interceptada varia muito, dependendo do tipo de vegetação e da intensidade da chuva. No entanto, durante um evento de chuva a água interceptada aumenta exponencialmente até um valor máximo. O efeito acumulado da intercepção pode ser considerável, reduzindo em até 25% a quantidade de água que consegue atingir o solo em um ano Morgan & Rickson (1995).

A natureza estocástica da precipitação junto com os processos não lineares de infiltração, intercepção, evaporação, transpiração, escoamento e percolação levam a uma complexa variabilidade na quantidade de água existente no solo (Guswa et al., 2002).

### **2.4.3 MODELAGEM DA UMIDADE DO SOLO E DA OCORRÊNCIA DE DESLIZAMENTOS CONSIDERANDO A INTERAÇÃO SOLO-CLIMA-ATMOSFERA**

O problema da estabilidade de encostas está determinado pela condição inicial e as condições de contorno. A congruência dos resultados com a realidade depende em parte da imposição de condições de contorno apropriadas. No entanto, em muitos casos são assumidas constantes, omitindo que na realidade podem haver variações com o tempo.

A quantidade de água que consegue atingir o solo depende em grande medida da quantidade de água precipitada. No entanto, existem outros fatores que influenciam, os quais variam consideravelmente entre as diferentes encostas, não sendo possível deduzir uma relação geral entre a chuva e a resposta do solo. Além disso, é difícil quantificar a influência das chuvas antecedentes e os tempos que devem ser considerados.

Ainda assim, existe na literatura uma grande quantidade de abordagens que visam encontrar correlações entre a chuva acumulada de vários dias e os deslizamentos, divergindo na quantidade de dias (Por exemplo, Fourie, 1996; Crosta, 1998; Ratnayake & Herath, 2005; Harp et al., 2009; Lepore et al., 2011; Wei et al., 2011; Giannecchini et al., 2012; von Ruetten et al., 2013).

Como foi dito antes, a quantidade de água no solo é a variável que consegue sintetizar a interação clima-solo-vegetação, sendo que seu conhecimento é de grande importância no conhecimento do comportamento do sistema.

Embora a quantidade de água no solo tenha uma importância tão significativa, há uma escassez de medições confiáveis de longo prazo. Consequentemente, uma grande variedade de abordagens, tais como modelos baseados na física (leis de Newton, conservação de massa e energia, etc.), modelagem estocástica e sensoriamento remoto, têm sido muitas vezes necessárias para compensar a escassez de medidas reais (Munro et al., 1998).

A modelagem da quantidade de água no solo depende principalmente dos parâmetros de entrada que descrevem as propriedades hidrológicas, das propriedades hidrodinâmicas da superfície e das características da vegetação. Nos modelos utilizados geralmente em engenharia estão envolvidas incertezas na escolha dos parâmetros do solo, da vegetação e da atmosfera, sendo provável que as previsões não sejam suficientemente precisas para analisar os processos na superfície da terra.

Com o fim de considerar as incertezas envolvidas nos processos que influenciam a quantidade de água no solo, têm sido desenvolvidos alguns modelos em termos estocásticos. Eagleson (1978) propôs a teoria do ótimo hidrológico, no qual, o estado de um sistema depende criticamente das condições de fronteira estabelecidas pelo clima, o solo e a vegetação. Este trabalho é baseado principalmente na natureza estocástica da precipitação e tem como resultado as distribuições de densidade de probabilidade das variáveis de estado de vários ecossistemas.

Rodriguez-Iturbe et al. (1999) e Laio et al. (2001) estenderam os trabalhos feitos por Eagleson pesquisando a resposta dos ecossistemas à disponibilidade de água no solo em regiões semiáridas, em termos probabilísticos. Este modelo será detalhado no Item 3.1.

Devido à complexidade envolvida na dinâmica da quantidade de água no solo, sua modelagem requer simplificações nos processos que a afetam. Uma das simplificações mais comuns é ignorar a variabilidade espacial da umidade na zona radicular da planta, limitando a propagação da frente de umedecimento e descrevendo as perdas (ex. evaporação e transpiração) como funções da saturação média (Guswa et al., 2002).

Para a modelagem da quantidade de água num ponto de solo têm sido utilizadas diversas abordagens, como os chamados “modelos de tanque” e as metodologias baseadas na solução da equação de fluxo, onde é considerada a variabilidade espacial. Guswa et al. (2002) fizeram uma comparação entre o modelo de tanque desenvolvido por Laio et al. (2001) e os modelos baseados na equação de fluxo, com a finalidade de definir sua capacidade de prever a dinâmica da umidade do solo e a absorção da água por parte da planta. Encontraram que as maiores diferenças entre as previsões destes métodos estão na relação entre a evapotranspiração e a saturação média na zona radicular, no tempo e na intensidade da transpiração e na divisão entre evaporação e transpiração. Portanto, a importância das diferenças nos resultados depende do objetivo da modelagem.

Por exemplo, se há interesse na história temporal da umidade do solo, a relação entre a evapotranspiração e a saturação é importante, mas a divisão entre as perdas por evaporação e transpiração é menos significativa. Por outro lado, se o interesse é a saúde vegetal, a transpiração pode ser mais significativa e a história temporal pode não ser importante.

Sobre o tema específico da estabilidade de encostas, Sidle & Ochiai (2006) afirma que os métodos de avaliação da ocorrência de deslizamentos podem ser divididos em quatro categorias: (a) mapeamento da estabilidade do terreno; (b) relações simples chuvas-deslizamentos e sismos; (c) avaliações empíricas multi-fatores; e (d) modelos distribuídos baseados na física (por exemplo, Montgomery & Dietrich, 1994; Baum et al., 2008; Simoni et al., 2008). Alguns destes métodos são mais apropriados para a avaliação do problema em escalas regionais, outros para locais mais específicos, e outros para desenvolver sistemas de alerta, ou seja, predição em tempo real.

A seguir serão feita uma revisão dos modelos distribuídos baseados na física, pois estes modelos oferecem a vantagem de ter uma base física para avaliar as mudanças dinâmicas da poropressão durante o processo de infiltração. No entanto, são reconhecidas as dificuldades na aplicação destes modelos em bacias hidrográficas topograficamente complexas.

Os modelos distribuídos baseados na física têm dois requisitos exclusivos: (a) modelos da distribuição espacial e, em alguns casos, temporais são necessários; e (b) o resultado do modelo deve ser espacial e temporalmente explícito devido à necessidade de se conhecer a localização e o momento da ocorrência dos deslizamentos (Sidle & Ochiai, 2006). Recentes avanços na incorporação da tecnologia dos Sistemas de Informação Geográfica (GIS - Geographic Information System) têm facilitado a predição de deslizamentos em escala de talude (dentre esses modelos: Montgomery & Dietrich, 1994; Wu & Sidle, 1995; Iida, 2004).

O modelo SHALSTAB, apresentado por Montgomery & Dietrich (1994), combina dados digitais do terreno com o modelo do talude infinito. Por simplicidade, assume que os solos são não coesivos, que os pesos específicos das zonas saturadas e não saturadas são iguais e ignora o efeito da resistência aportada pelas raízes da vegetação. Algumas aplicações desta metodologia revelam que frequentemente superestima a ocorrência de deslizamentos (Montgomery et al., 1998; Borga et al., 2002; Fernandes et al., 2004). Devido à natureza estacionária da chuva, o SHALSTAB não foi testado para condições onde os deslizamentos de terra foram deflagrados por eventos de chuva específicos (Sidle & Ochiai, 2006).

Por sua vez, Wu & Sidle (1995) desenvolveram o modelo dSLAM para analisar deslizamentos rápidos e superficiais na escala de bacia, dentro de uma estrutura GIS. O modelo incorpora: (a) análise de talude infinito; (b) mudanças temporais contínuas na coesão aportada pelas raízes e na sobrecarga da vegetação; e (c) a influência estocástica de padrões de chuva reais na poropressão. A precipitação pode ser aplicada como sequências sintéticas ou eventos individuais.

Gitirana Jr. (2005) na sua tese de doutorado, desenvolveu um modelo para quantificar as ameaças relacionadas ao clima em aterros ferroviários. O modelo está baseado em conceitos da mecânica dos solos não saturados, na hidrologia e na avaliação determinística e probabilística das ameaças. O comportamento estocástico do FS vem da consideração da variabilidade das propriedades do solo. A escala da metodologia proposta é para a aplicação num talude independente.

Baum et al. (2008) apresentaram o modelo TRIGRS, um dos poucos modelos distribuídos que permitem incorporar a variação das poropressões pelo efeito da infiltração. Esse modelo é uma extensão do modelo desenvolvido por Iverson (2000) para a avaliação da estabilidade em escala de talude, acrescentando uma solução para uma fronteira impermeável a uma profundidade finita e um esquema simples para determinar o escoamento. Entre as suas

hipóteses estão que o solo está em condições perto da saturação e que suas propriedades hidráulicas são relativamente homogêneas e isotrópicas.

Simoni et al. (2008) propuseram um modelo hidrogeotécnico acoplado e distribuído, chamado de GEOtop-FS, que simula a probabilidade de ocorrência de deslizamentos superficiais e fluxos de detritos. Para isso utilizaram um modelo hidrológico distribuído que considera os fluxos de calor latente e sensível e o escoamento superficial, calculando a umidade do solo em 3-D ao resolver a equação de Richards numericamente. E como modelo geotécnico, utilizaram o de um talude infinito. A fim de determinar a probabilidade de ruptura das encostas tendo em conta a incerteza associada à variabilidade natural dos fatores que influenciam no fenômeno, os parâmetros do solo são considerados como distribuições em vez de um único valor.

Aristizábal (2013) desenvolveu um modelo conceitual de base física, chamado SHIA\_Landslide, para prever deslizamentos superficiais deflagrados por chuvas em ambientes tropicais e terrenos complexos. Para isso, utilizou um modelo hidrológico distribuído de tanques e considerou o solo saturado. Segundo o autor, o SHIA\_Landslide distingue-se por: (a) a capacidade de capturar a topografia da superfície e os seus efeitos sobre o fluxo superficial e as áreas de concentração de fluxo subsuperficial; (b) utiliza o Modelo Digital de Elevação (DEM – Digital Elevation Model) para estabelecer as relações entre as células necessárias para o modelo, tais como os parâmetros geomorfológicos, a declividade, direção, entre outros; (c) a precipitação pode ser incorporada com a resolução espacial e temporal preferida ou disponível; (d) podem ser feitas simulações contínuas durante longos períodos de dados de chuva ou de eventos específicos; (e) considera o efeito do fluxo vertical e horizontal; (f) foi criado para uma escala de bacia; e (g) inclui um modelo hidrológico completo que permite a calibração do fluxo subsuperficial. O SHIA\_Landslide é uma ferramenta que combinada com dados de chuva em tempo real, pode ser implementada em um sistema de alerta temprana.

Segundo García (2010), existe uma interdependência entre a deformação do solo não saturado e a infiltração, sendo que a melhor formulação para o problema da estabilidade é aquela usando métodos hidromecânicos acoplados. Embora esses métodos tenham se tornado populares, o caso particular do problema da infiltração proveniente das chuvas e seus efeitos sobre o desenvolvimento de deformações em encostas não saturados, ainda não foi totalmente pesquisado.

### **3. FORMULAÇÃO E VALIDAÇÃO DOS MODELOS**

A metodologia proposta nesta pesquisa precisa de três modelos diferentes. O primeiro para calcular a taxa de infiltração considerando os processos que ocorrem entre o solo, a atmosfera e a vegetação. O modelo utilizado foi o proposto por Rodriguez-Iturbe et al. (1999). Deve notar-se que esse modelo tem como resultado a distribuição de probabilidade da saturação do solo, no entanto, neste trabalho foram feitas algumas modificações para obter valores discretos diários dos diferentes componentes considerados, entre estes, a infiltração e a evapotranspiração.

O segundo modelo necessário é para solucionar a equação de fluxo, e assim obter o campo de poropressões do solo da encosta. Para obter a solução espacial foi utilizado o Método dos Elementos Finitos, enquanto para obter a solução temporal foi utilizado o Método das Diferenças Finitas. Na solução desta equação foram consideradas a curva de retenção de água proposta por Van Genuchten (1980), e uma curva que relaciona o grau de saturação com o coeficiente de condutividade hidráulica do solo (Campbell, 1974).

Uma vez obtido o campo de poropressões, um terceiro modelo é necessário para encontrar o FS a partir de uma superfície de ruptura específica. Neste caso foi usado o método Bishop Simplificado, baseado no LEM. A formulação deste método não será apresentada por ser amplamente conhecida na engenharia geotécnica.

O código para resolver o problema foi desenvolvido no IDL (Exelis Visual Information Solutions, 2009) e sua formulação apresentada neste capítulo, seguida da validação dos resultados com os programas SEEP/W e SLOPE/W (GEO-SLOPE International Ltd., 2013). Como pré-processador e visualizador dos resultados foi utilizada a plataforma do SEEP/W.

Cabe destacar que não foi utilizado um programa já existente, como os pacotes de GEO-SLOPE International Ltd. (2013) e RocScience (2002), porque estes não permitem realizar facilmente as modificações necessárias para desenvolver o objetivo da pesquisa. As modificações que precisavam ser feitas eram aquelas que permitiram levar em consideração a variabilidade dos fluxos entre o solo e a atmosfera em períodos longos de tempo, e aquelas para conseguir variar espacialmente os parâmetros hidráulicos e mecânicos do solo.

### 3.1 MODELAGEM DA INTERAÇÃO CLIMA-SOLO-VEGETAÇÃO

A Figura 3.1 representa a dinâmica da quantidade de água no solo, a partir do balanço de massa na profundidade radicular da planta, descrita pela equação:

$$nZ_r \frac{dS_r(t)}{dt} = \Phi[S_r(t), t] - \chi[S_r(t)] \quad 3.1$$

sendo,  $n$  a porosidade,  $Z_r$  a profundidade radicular,  $S_r$  o grau de saturação do solo,  $\Phi[S_r(t), t]$  a taxa de infiltração e  $\chi[S_r(t)]$  a taxa das perdas de umidade.

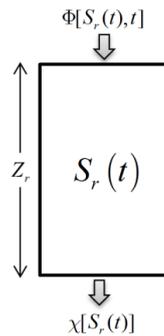


Figura 3.1. Modelo conceptual da quantidade de água no solo.

No modelo, proposto inicialmente por Rodriguez-Iturbe et al. (1999) e modificado por Laio et al. (2001), os processos que descrevem a interação clima-solo-vegetação evoluem no tempo sub a influência de um clima variável. A dimensão vertical considerada é de poucos metros, pois consegue representar a profundidade da raiz de uma planta, onde a vegetação e solo são considerados homogêneos. As componentes consideradas são as apresentadas na Figura 3.2.

A infiltração é a componente estocástica e representa a quantidade da precipitação que atinge o interior do solo. A infiltração está descrita pela equação:

$$\Phi[S_r(t), t] = R(t) - I(t) - \phi[S_r(t), t] \quad 3.2$$

sendo,  $R$  a taxa da precipitação,  $I$  a quantidade de água interceptada pelas folhas das plantas e  $\phi$  a taxa de escoamento superficial.

Por outro lado, as perdas de água no solo são dadas por:

$$\chi[S_r(t)] = ET[S_r(t)] + L[S_r(t)] \quad 3.3$$

sendo,  $ET$  e  $L$  as taxas de evapotranspiração e de percolação ou infiltração profunda, respectivamente. Como expresso na Equação 3.3,  $ET$  e  $L$  dependem da quantidade de água no solo.

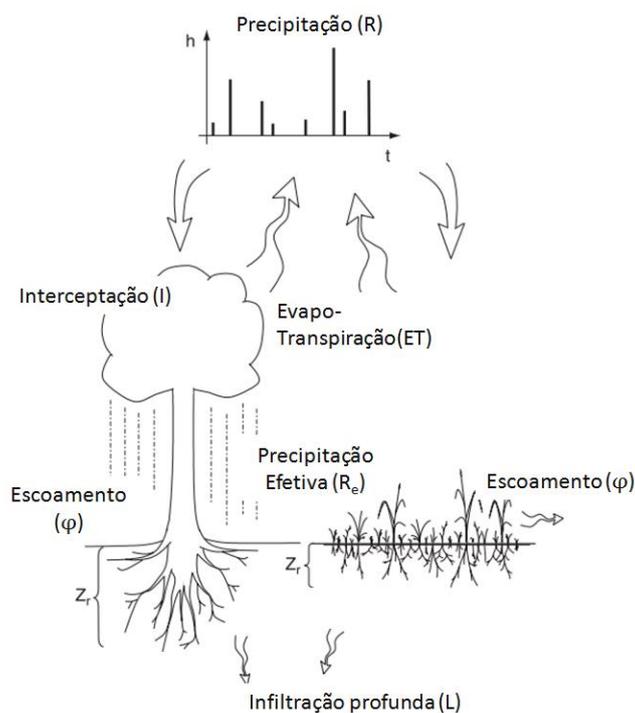


Figura 3.2. Representação esquemática dos mecanismos considerados no balanço de água no solo. Modificado de Rodriguez-Iturbe & Porporato (2004).

Segundo Rodriguez-Iturbe & Porporato (2001), o problema da análise quantitativa do comportamento da quantidade de água no solo está caracterizado por: (a) o grande número de processos e fenômenos que influenciam na sua dinâmica e (b) a sua extrema variabilidade no tempo e no espaço. Além disso, indicam que a resposta para lidar com essas duas complexidades, consiste em assumir hipóteses simplificadas na definição do problema, preservando as características mais importantes da dinâmica para o primeiro caso, e dando uma descrição probabilística do processo para o segundo.

O modelo proposto por Rodriguez-Iturbe et al. (1999) representa os processos físicos numa escala diária, evitando a modelagem explícita das variações horárias dos diferentes parâmetros (estrutura interna do evento de chuva e variações diurnas na evapotranspiração).

Rodríguez-Iturbe (2000) indica que os efeitos das flutuações ambientais em escala anual e interanual possuem uma importância fundamental na descrição quantitativa da vegetação, não sendo suficiente desenvolver as análises sob condições climáticas médias ou sazonais.

A seguir serão discutidos os detalhes matemáticos do modelo a utilizar.

### 3.1.1 MODELAGEM DA PRECIPITAÇÃO

Em escalas temporais pequenas, onde a contribuição da água do solo na precipitação reciclada (água evapotranspirada numa área contribui na precipitação sobre a mesma área) é insignificante, a chuva pode ser tratada como um forçamento aleatório externo, que independe do estado da umidade do solo (Rodriguez-Iturbe & Porporato, 2004).

A ocorrência da precipitação é idealizada como uma série de eventos pontuais, seguindo um processo de Poisson de taxa  $\lambda$ . Os pulsos de chuva correspondem à precipitação diária e é assumido que estão concentrados num instante de tempo.

A distribuição dos tempos  $\Gamma$  entre os eventos de precipitação (Figura 3.3a) é exponencial e tem média igual a  $\frac{1}{\lambda}$ , como apresentado na equação:

$$f_{\Gamma}(\Gamma) = \lambda e^{-\lambda\Gamma} \text{ para } \Gamma \geq 0 \quad 3.4$$

onde o parâmetro  $\lambda$  é a quantidade de eventos que ocorrem num intervalo de tempo determinado para o processo, neste caso um dia.

Enquanto, a profundidade (ou altura) dos eventos de chuva ( $h_R$ ) (Figura 3.3b) é assumida como uma variável aleatória independente, seguindo a distribuição de probabilidade:

$$f_{H_R}(h_R) = \frac{1}{\alpha} e^{-\frac{1}{\alpha}h_R} \text{ para } h_R \geq 0 \quad 3.5$$

sendo  $\alpha$  a profundidade média dos eventos de chuva, estimada como a média diária nos dias quando ocorre precipitação. Os valores de  $\alpha$  e  $\lambda$  são considerados quantidades invariantes no tempo, representado uma estação climática típica da região estudada.

### 3.1.2 INTERCEPTAÇÃO

A modelagem da interceptação é complexa, pois depende do tipo de vegetação e da intensidade e duração da chuva. Assim, é definido um limiar  $\Delta$ , abaixo do qual a lâmina de água precipitada é interceptada. Por tanto, quando a lâmina de água ( $h_R$ ) é maior do que  $\Delta$ , a precipitação que chega ao solo é  $h_R - \Delta$ . No modelo esse limiar não é considerado uma variável aleatória.

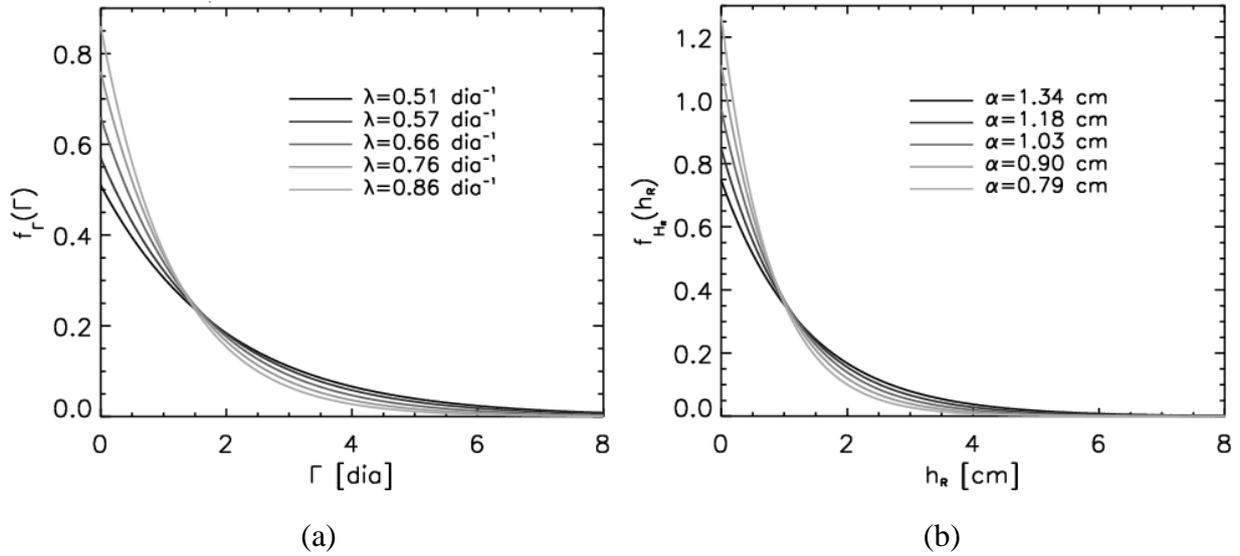


Figura 3.3. Distribuição de probabilidade (a) do tempo entre eventos de chuva e (b) da profundidade dos eventos de chuva.

Ao avaliar a interceptação, o processo de chuva é transformado em um novo processo de Poisson, onde a frequência de eventos de chuva ( $\lambda'$ ) é agora:

$$\lambda' = \lambda \int_{\Delta}^{\infty} f_{H_R}(h_R) dh_R = \lambda e^{-\frac{\Delta}{\alpha}} \quad 3.6$$

Conhecendo a quantidade de água interceptada pelas folhas das plantas, é possível obter a precipitação efetiva ( $R_e$ ), definida como a quantidade de água da chuva que consegue atingir a superfície do solo, ou seja, a precipitação total menos a interceptação.

### 3.1.3 INFILTRAÇÃO E ESCOAMENTO

Neste trabalho é assumido que o escoamento superficial começa quando a intensidade da chuva excede a capacidade de infiltração do solo (mecanismo Hortoniano). Isso difere da abordagem considerada por Rodriguez-Iturbe et al. (1999), onde o escoamento ocorre quando a quantidade de água excede o volume disponível no solo para o seu armazenamento (mecanismo de Dunne).

A infiltração está definida como:

$$\Phi[S_r(t), t] = \begin{cases} k_s, & S_r[t] = 1 \text{ e } R_e[t] > k_s \\ R_e[t], & S_r[t] = 1 \text{ e } R_e[t] < k_s \\ k_w[S_r], & S_r[t] < 1 \text{ e } R_e[t] > k_w[S_r] \\ R_e[t], & S_r[t] < 1 \text{ e } R_e[t] < k_w[S_r] \end{cases} \quad 3.7$$

sendo  $k_s$  e  $k_w$  a condutividade hidráulica saturada e não saturada do solo, respectivamente, e  $R_e$  a precipitação efetiva.

Os valores  $k_w$  são obtidos em função do grau de saturação do solo para cada tempo, seguindo a expressão baseada na lei potencial proposta por Campbell (1974):

$$k_w(S_r) = k_s S_r^d \quad 3.8$$

sendo  $d = 2b + 3$ , e  $b$  um expoente empírico do solo a ser estimado experimentalmente para cada solo.

### 3.1.4 EVAPOTRANSPIRAÇÃO E PERCOLAÇÃO

A transpiração das plantas e a evaporação do solo estão governadas por diferentes mecanismos, no entanto, neste caso estão modeladas juntas, conforme apresentado na Figura 3.4 e expresso como:

$$ET(S_r) = \begin{cases} 0, & 0 < S_r \leq S_h \\ E_w \frac{S_r - S_h}{S_w - S_h}, & S_h < S_r \leq S_w \\ E_w + (E_{max} - E_w) \frac{S_r - S_w}{S^* - S_w}, & S_w < S_r \leq S^* \\ E_{max}, & S^* < S_r \leq 1 \end{cases} \quad 3.9$$

A evapotranspiração é modelada como função da quantidade de água existente no solo. Quando a saturação do solo é alta, a taxa de evapotranspiração é máxima ( $E_{max}$ ).  $E_{max}$  depende principalmente do tipo de planta e das condições climáticas e pode ser interpretada como a média diária da evapotranspiração de uma superfície de área unitária uniformemente coberta de vegetação, sob condições bem irrigadas durante a estação de crescimento. Possíveis estimativas dos seus valores podem ser obtidas utilizando expressões como a equação de Penman-Monteith.

Quando o grau de saturação cai abaixo de  $S^*$ , ou seja, a quantidade de água que faz que a planta atinja a murcha temporária ou incipiente, a transpiração das plantas é reduzida pelo fechamento dos estômatos para evitar perdas internas de água. A taxa da transpiração continua se reduzindo até que a umidade atinge o chamado ponto de murcha permanente ( $S_w$ ). A partir desta umidade a sucção é tão alta que danifica os tecidos da planta, ocasionando a murcha irreversível, sendo impossível para a planta recuperar o turgor, mesmo quando é

colocada numa atmosfera saturada (Pimentel, 2001). Para quantidades de água menores que  $S_w$ , só haverá evaporação com uma taxa correspondente a  $E_w$ . Finalmente, para quantidades de água menores ao grau de saturação correspondente à umidade higroscópica ( $S_h$ ), a água não pode ser retirada de maneira natural.

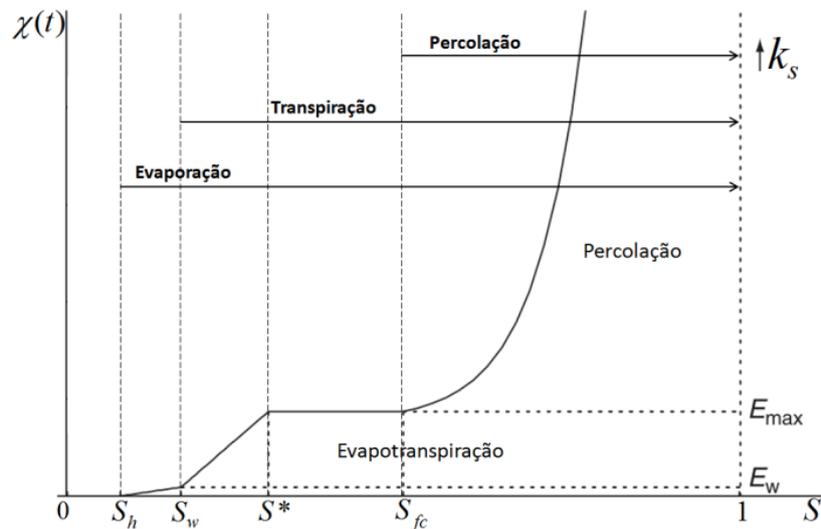


Figura 3.4. Perdas de água do solo como função da saturação. Modificada de Rodriguez-Iturbe & Porporato (2004).

Além disso, é assumido que as perdas por percolação ou infiltração profunda começam quando a quantidade de água atinge um valor superior a  $S_{fc}$ , que corresponde à capacidade de campo, que é a umidade na qual começa ocorrer drenagem por gravidade, pois os poros do solo estão preenchidos de água. A taxa de percolação é máxima e igual à condutividade hidráulica saturada ( $k_s$ ) quando o solo está saturado, e diminui rapidamente quando o solo começa a secar, conforme a seguinte equação, proposta por Laio et al. (2001):

$$L(S_r) = \frac{k_s}{e^{\beta(1-S_{fc})} - 1} \left[ e^{\beta(S_r - S_{fc})} - 1 \right] \text{ para } S_{fc} < S_r \leq 1 \quad 3.10$$

sendo  $\beta$  um coeficiente usado para ajustar a expressão acima à função de permeabilidade descrita pela Equação 3.8. Este parâmetro depende do tipo de solo, e pode ser correlacionado com  $b$  ( $\beta = 2b + 4$ ). Geralmente varia de  $\approx 12$  para areias a  $\approx 26$  para argilas.

### 3.1.5 PROCESSO DE SECAGEM DO SOLO

Durante os períodos entre os eventos de chuva, o modelo de Rodriguez-Iturbe et al. (1999) descreve os decaimentos do grau de saturação do solo a partir dos valores  $S_r$  iniciais. Esses valores dependem da história prévia do processo completo.

Após a normalização com respeito à profundidade ativa do solo ( $Z_r n$ ), as perdas de água no solo estão descritas por:

$$\rho(S_r) = \frac{\chi(S_r)}{nZ_r} = \frac{E(S_r) + L(S_r)}{nZ_r} = \begin{cases} 0 & 0 < S_r \leq S_h \\ \eta_w \frac{S_r - S_h}{S_w - S_h} & S_h < S_r \leq S_w \\ \eta_w + (\eta - \eta_w) \frac{S_r - S_w}{S^* - S_w} & S_w < S_r \leq S^* \\ \eta & S^* < S_r \leq S_{fc} \\ \eta + m \left[ e^{\beta(S_r - S_{fc})} - 1 \right] & S_{fc} < S_r \leq 1 \end{cases} \quad 3.11$$

sendo  $\rho(S_r)$  a função de perdas normalizada, e

$$\eta_w = \frac{E_w}{nZ_r} \quad 3.12$$

$$\eta = \frac{E_{\max}}{nZ_r} \quad 3.13$$

$$m = \frac{k_s}{nZ_r \left[ e^{\beta(1 - S_{fc})} - 1 \right]} \quad 3.14$$

O comportamento do sistema ao longo de um período de secagem prolongado antecedido por um período de chuva, a partir de uma condição inicial  $S_0 \geq S_{fc}$ , é descrito pela expressão analítica:

$$S_r(t) = \begin{cases} S_0 - \frac{1}{\beta} \ln \left\{ \frac{\left[ \eta - m + m e^{\beta(S_0 - S_{fc})} \right] e^{\beta(\eta - m)t} - m e^{\beta(S_0 - S_{fc})}}{\eta - m} \right\} & 0 \leq t < t_{S_{fc}} \\ S_{fc} - \eta(t - t_{S_{fc}}) & t_{S_{fc}} \leq t < t_{S^*} \\ S_w + (S^* - S_w) \left[ \frac{\eta}{\eta - \eta_w} e^{-\frac{\eta - \eta_w}{S^* - S_w}(t - t_{S^*})} - \frac{\eta_w}{\eta - \eta_w} \right] & t_{S^*} \leq t < t_{S_w} \\ S_h + (S_w - S_h) e^{-\frac{\eta_w}{S_w - S_h}(t - t_{S_w})} & t_{S_w} \leq t < \infty \end{cases} \quad 3.15$$

sendo  $t_{S_{fc}}$ ,  $t_{S^*}$  e  $t_{S_w}$  os tempos necessários para atingir a saturação de capacidade de campo, de murcha incipiente e de murcha permanente, respectivamente. Estes tempos são definidos pelas equações:

$$t_{S_{fc}} = \frac{1}{\beta(m-\eta)} \left\{ \beta(S_{fc} - S_0) + \ln \left[ \frac{\eta - m + me^{\beta(S_0 - S_{fc})}}{\eta} \right] \right\} \quad 3.16$$

$$t_{S^*} = \frac{S_{fc} - S^*}{\eta} + t_{S_{fc}} \quad 3.17$$

$$t_{S_w} = \frac{S^* - S_w}{\eta - \eta_w} \ln \left( \frac{\eta}{\eta_w} \right) + t_{S^*} \quad 3.18$$

### 3.2 EQUAÇÃO DE FLUXO EM MEIOS NÃO SATURADOS

A equação de continuidade da água é obtida aplicando o princípio de conservação de massa, ou seja, a diferença de massa de água que entra e sai do elemento do solo é igual à variação de massa dentro do elemento. Para um elemento de solo unitário, este princípio está representado pela Figura 3.5 e expresso matematicamente pela equação:

$$\frac{\partial(\rho_w n S_r)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_w v_i)}{\partial x_i} = 0 \quad 3.19$$

sendo  $\rho_w$  a massa específica,  $v_i$  a velocidade da água,  $n$  a porosidade,  $S_r$  o grau de saturação,  $t$  o tempo e  $x_i$  a direção do sistema de coordenadas.

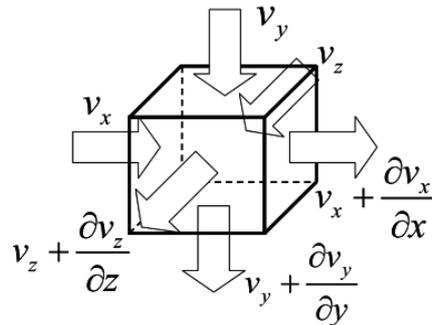


Figura 3.5. Conservação da massa de água em um elemento unitário de solo.

Para o nível de tensões considerado na maioria dos problemas de engenharia civil, pode-se admitir a água como incompressível. Com isto e levando em conta que o volume de água contido nos vazios do solo é  $\theta_w = nS_r$ , a Equação 3.19 pode ser simplificada, obtendo a expressão:

$$\frac{\partial \theta_w}{\partial t} + \frac{\partial(v_i)}{\partial x_i} = 0 \quad 3.20$$

Assumindo uma relação entre a umidade volumétrica e as variáveis de estado, é possível obter o diferencial total da umidade  $d\theta_w$  da Equação 3.20. Considerando como variáveis de estado a deformação volumétrica e a sucção, o diferencial total é descrito por:

$$d\theta_w = \frac{\partial\theta_w}{\partial(u_a - u_w)} d(u_a - u_w) + \frac{\partial\theta_w}{\partial\varepsilon_v} d\varepsilon_v \quad 3.21$$

sendo  $\frac{\partial\theta_w}{\partial(u_a - u_w)}$  e  $\frac{\partial\theta_w}{\partial\varepsilon_v}$  parâmetros que indicam as variações no teor de umidade relacionadas à sucção e às deformações volumétricas respectivamente. Como o modelo considerado neste trabalho não é acoplado, as variações com as deformações volumétricas serão desprezadas (porosidade constante, pelo que a umidade varia só pela variação do grau de saturação).

O segundo termo da Equação 3.20 pode ser definido utilizando a lei de Darcy:

$$v_i = -k_{wij} \frac{\partial h}{\partial x_j} = -k_{wij} \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{u_w}{\rho g} + y \right) \quad 3.22$$

sendo  $k_{wij}$  a matriz de permeabilidade que é função do grau de saturação e do volume de vazios do solo,  $\frac{\partial h}{\partial x_j}$  o vetor de gradiente hidráulico,  $u_w$  a pressão da água e  $y$  a coordenada na direção da gravidade.

Substituindo a Equação 3.22 na Equação 3.20, obtêm-se:

$$-k_{wij} \frac{\partial^2 h}{\partial x_j^2} + \frac{\partial\theta_w}{\partial t} = 0 \quad 3.23$$

A anterior equação representa a fluxo de água no solo, posteriormente será apresentada sua solução espacial e temporal.

### 3.3 RELAÇÕES CONSTITUTIVAS

A solução do problema de fluxo é expressa em termos de propressão ou carga hidráulica, sendo necessária a definição de funções constitutivas que relacionem a permeabilidade e o teor de umidade com essa variável.

### 3.3.1 RELAÇÃO CONSTITUTIVA PARA O TEOR VOLUMÉTRICO DE UMIDADE

É necessário definir uma relação constitutiva para o teor volumétrico de umidade de modo que seja possível obter o termo  $\beta_w = \frac{\partial \theta_w}{\partial h}$ . Este termo reflete a facilidade da saída ou entrada da água em um elemento de solo, devido a variações na sucção.

Neste trabalho será utilizada como função para a curva de retenção de água a proposta por Van Genuchten (1980), definida por:

$$\Theta = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha_{V-G} h)^{n_{V-G}}} \right]^{m_{V-G}}, \quad \left( m_{V-G} = 1 - \frac{1}{n_{V-G}} \right) \quad 3.24$$

sendo  $h$  a carga hidráulica,  $\alpha_{V-G}$ ,  $m_{V-G}$  e  $n_{V-G}$  parâmetros de forma e  $\Theta$  a umidade volumétrica normalizada, dado por:

$$\Theta = \frac{\theta_w - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \quad 3.25$$

onde  $\theta_r$  e  $\theta_s$  são os teores volumétricos de umidade residual e na saturação respectivamente. Na Figura 3.6 é apresentado o significado físico dos parâmetros considerados na Equação 3.24.

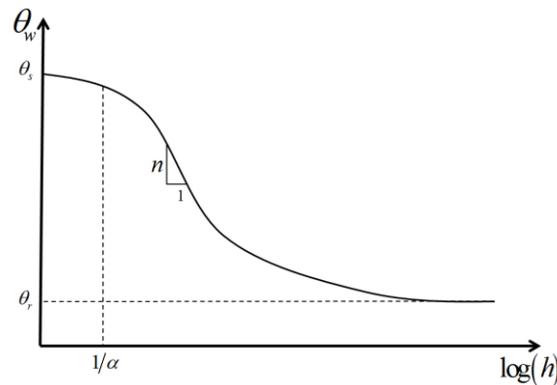


Figura 3.6. Parâmetros da curva de retenção de água proposta por Genuchten (1980).

Das equações 3.24 e 3.25 pode-se obter a relação:

$$\theta_w = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{\left[ 1 + (\alpha_{V-G} h)^{n_{V-G}} \right]^{m_{V-G}}} \quad 3.26$$

Por último, sabendo que  $\beta_w$  é a derivada do teor volumétrico de umidade em relação à carga hidráulica, tem-se:

$$\beta_w = \frac{\partial \theta_w}{\partial h} = \frac{-\alpha_{V-G} m_{V-G} (\theta_s - \theta_r)}{1 - m_{V-G}} \left[ \frac{1}{1 + (\alpha_{V-G} h)^{n_{V-G}}} \right] \left[ 1 - \frac{1}{1 + (\alpha_{V-G} h)^{n_{V-G}}} \right]^{m_{V-G}} \quad 3.27$$

### 3.3.2 RELAÇÃO CONSTITUTIVA PARA A PERMEABILIDADE

A relação constitutiva para a permeabilidade tem como base a mesma utilizada no modelo para obter os fluxos entre a atmosfera e o solo, definida pela equação:

$$k_w = \begin{cases} k_s & 0 \leq (u_a - u_w) \leq \alpha \\ k_s S_r^c & \alpha < (u_a - u_w) < u_{\max} \\ k_{\min} & u_{\max} \leq (u_a - u_w) < \infty \end{cases} \quad 3.28$$

Se a proporção é maior do que um valor limite ( $u_{\max}$ ), a permeabilidade adquire um valor  $k_{\min}$  que depende do tipo de solo. Este valor é definido porque com a relação considerada para obter o coeficiente de condutividade hidráulica é possível obter valores muito baixos, indicando um solo quase impermeável, o que não é realístico na prática.

## 3.4 SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DE FLUXO

O problema analisado neste trabalho caracteriza-se como transiente, ou seja, dependente do tempo. Sendo assim, é necessária tanto uma solução espacial da equação, como uma temporal. Na solução espacial da Equação 3.23 será utilizado o Método dos Elementos Finitos e na temporal o Método das Diferenças Finitas.

### 3.4.1 SOLUÇÃO ESPACIAL

Para estabelecer a descrição quantitativa de um problema físico é necessário, em primeiro lugar, definir um sistema de equações válidas em dada região e sujeitas a determinadas condições iniciais e de contorno. Em segundo lugar, deve-se resolver o sistema definido. As maiores dificuldades estão neste último passo, pois somente as equações mais simples podem ser resolvidas de forma exata (Brewer, 2002).

Uma alternativa para superar essas dificuldades é utilizar métodos numéricos, tais como o Método dos Elementos Finitos. Neste caso, o domínio é discretizado em elementos, e cada elemento está conformado por nós (Figura 3.7).

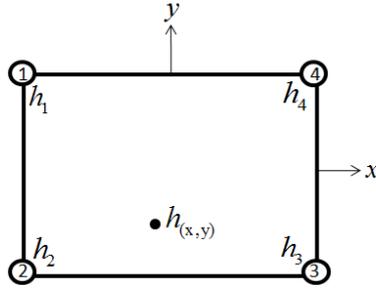


Figura 3.7. Elemento finito e nós.

Para cada nó existe uma função de forma  $N_i$ , sendo o valor da função aproximado como a combinação linear:

$$h \cong \hat{h} = \sum N_i(x, y) h_i \quad 3.29$$

onde  $N_i$  são as funções de forma para cada elemento,  $h_i$  é o valor da função avaliado no nó. Para encontrar as funções existe um método geral, conhecido como o método dos resíduos ponderados, o qual tem como objetivo “espalhar” o resíduo em todo o domínio. Sendo o resíduo definido como:

$$R_\Omega = \frac{d^2 \hat{h}}{dx^2} + k \hat{h} - b \neq 0 \quad 3.30$$

Ao tentar espalhar o resíduo sobre o domínio  $\Omega$ , surgem expressões integrais do erro que ponderam a  $R_\Omega$  de diferentes maneiras. A forma geral destas expressões é:

$$\int_{\Omega} N_i(R_\Omega) d\Omega \equiv \int_{\Omega} N_i R_\Omega d\Omega = 0 \quad 3.31$$

Por sua vez, o método de Galerkin é um caso particular do método dos resíduos ponderados, descrito a seguir.

Reescrevendo a Equação 3.23 tem-se:

$$-k_{wij} \int_{\Omega} \left[ \frac{\partial^2 \hat{h}}{\partial x_j^2} N_i \right] + \left[ \frac{\partial \theta_w}{\partial h} \frac{\partial \hat{h}}{\partial t} N_i \right] d\Omega = 0 \quad 3.32$$

A regra do produto diz que:

$$\nabla(f \cdot g) = \nabla f \cdot g + f \cdot \nabla g \quad 3.33$$

Logo, sendo  $f = \nabla h = \frac{\partial h}{\partial x_j}$  e  $g = N_i$ , tem-se:

$$\frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} N_i = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} N_i \right) - \frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} \quad 3.34$$

Substituindo a Equação 3.34 na Equação 3.32, obtém-se:

$$-k_{w_{ij}} \int_{\Omega} \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} N_i \right) d\Omega + k_{w_{ij}} \int_{\Omega} \frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} d\Omega + \int_{\Omega} \frac{\partial \theta_w}{\partial h} \frac{\partial \hat{h}}{\partial t} N_i d\Omega = 0 \quad 3.35$$

Após, considerando o teorema da divergência, o primeiro termo da equação acima pode ser escrito como:

$$-k_{w_{ij}} \int_{\Omega} \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} N_i \right) d\Omega = - \int_{\Gamma_{\hat{q}}} \hat{q} N_i d\Gamma_{\hat{q}} \quad 3.36$$

sendo  $\hat{q}$  a condição de contorno que representa a velocidade do fluxo normal à superfície e  $\Gamma_{\hat{q}}$  o contorno.

Os termos  $\frac{\partial h}{\partial x_j}$  e  $\frac{\partial h}{\partial t}$  podem ser rescritos como:

$$\frac{\partial \hat{h}}{\partial x_j} = \frac{\partial N_i}{\partial x_j} h_i \quad 3.37$$

$$\frac{\partial \hat{h}}{\partial t} = N_i \frac{\partial h}{\partial t} \quad 3.38$$

Substituindo as Equações 3.27, 3.36, 3.37 e 3.38 na Equação 3.35, tem-se:

$$- \int_{\Omega} \hat{q} N_i d\Gamma_{\hat{q}} + \int_{\Omega} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} k_{w_{ij}} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} d\Omega h_i + \int_{\Omega} N_i \beta N_i \frac{\partial h}{\partial t} d\Omega = 0 \quad 3.39$$

O que é igual que:

$$\{Q\} = [K]\{h\} - [M]\{\dot{h}\} \quad 3.40$$

sendo

$$\{Q\} = - \int_{\Gamma_{\hat{q}}} \hat{q} N_i d\Gamma_{\hat{q}} \text{ o vetor de vazões impostas;}$$

$$[K] = \int_{\Omega} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} k_{w_{ij}} \frac{\partial N_i}{\partial x_j} d\Omega \text{ a matriz fluxo;}$$

$$[M] = \int_{\Omega} N_i \beta N_i \frac{\partial h}{\partial t} d\Omega \text{ a matriz de massa;}$$

$\{h\}$  o vetor de cargas hidráulicas nodais; e

$\{\dot{h}\}$  o vetor de taxa de cargas hidráulicas nodais.

### 3.4.2 SOLUÇÃO TEMPORAL

O problema de fluxo requer além de uma solução espacial, expressa na Equação 3.40, uma integração no tempo. Para obter uma solução estacionária equivalente ao problema transiente, é considerado que dentro de um intervalo de tempo  $\Delta t$ , o vetor de incógnitas  $\{h\}$  tem variação linear, podendo ser avaliado como:

$$\{h\}_{t+\zeta\Delta t} = (1-\zeta)\{h\}_t + \zeta\{h\}_{t+\Delta t} \quad 3.41$$

sendo  $\zeta$  o parâmetro que controla o esquema de integração,  $\{h\}_t$  e  $\{h\}_{t+\Delta t}$  os valores do vetor de cargas hidráulicas no estágio inicial e no estágio de tempo que se deseja calcular respectivamente. Pode-se ainda expressar a derivada temporal do vetor de incógnitas como:

$$\{\dot{h}\}_{t+\zeta\Delta t} = \frac{\{h\}_{t+\Delta t} - \{h\}_t}{\Delta t} \quad 3.42$$

Finalmente, avaliando a Equação 3.40 no instante de tempo  $t + \zeta\Delta t$  e substituindo as equações 3.41 e 3.42, obtém-se a solução expressa em termos do vetor de cargas hidráulicas no tempo anterior  $\{h\}_t$ . Essa solução está expressa por:

$$([K]_{\zeta\Delta t} + [M])\{h\}_{t+\zeta\Delta t} = -\{Q\} \Delta t - ([K](1-\zeta)\Delta t - [M])\{h\}_t \quad 3.43$$

As matrizes  $[K]$  e  $[M]$  e o vetor  $\{Q\}$  são avaliados como matrizes e vetores médios entre os instantes  $t$  e  $t + \Delta t$ . Enquanto, o vetor de incógnitas  $\{h\}_{t+\Delta t}$  é desconhecido no instante  $t + \Delta t$ , sendo necessária a utilização de técnicas adequadas para a solução do problema.

As soluções espacial e temporal do problema de fluxo em meios não saturados é não linear, o que pode levar a inconsistências nos resultados. Maiores detalhes podem ser encontrados no livro de Zienkiewicz & Taylor (2000).

### 3.5 VALIDAÇÃO

No momento de programar o código foram comparados os resultados de cada passo com os obtidos para casos muito simples (2 a 10 elementos) com o software Maple 13 (Maplesoft a division of Waterloo Maple Inc., 2009).

Posteriormente, foram feitas comparações dos resultados utilizando o código e os programas comerciais SEEP/W e SLOPE/W (GEO-SLOPE International Ltd., 2013). Inicialmente foi analisado o fluxo numa coluna vertical, com os valores dos parâmetros apresentados na Tabela 3.1. Este exemplo foi feito com a finalidade de validar as soluções da equação de fluxo com os métodos antes descritos. Para isso, foi imposta uma carga hidráulica igual a 1 m na base da geometria apresentada na Figura 3.8. Foram obtidos resultados para dez tempos diferentes (3 h, 6 h, 9 h, 12 h, 15 h, 30 h, 45 h, 60 h, 90 h e 120 h) até atingir a saturação, como mostrado na Figura 3.9. Nesta figura se pode observar que os resultados gerados com o código e com o SEEP/W são praticamente iguais para todos os tempos.

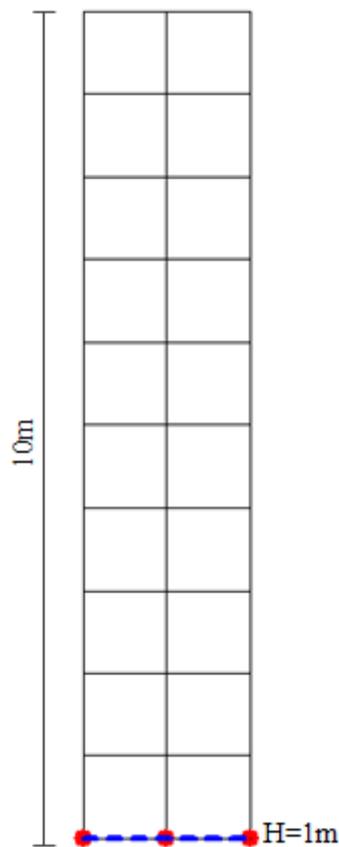
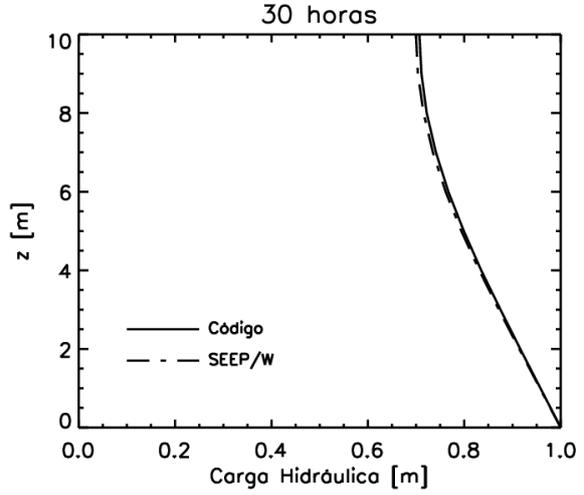
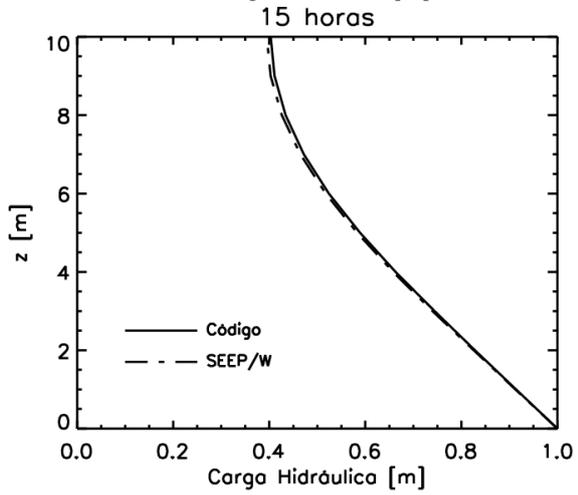
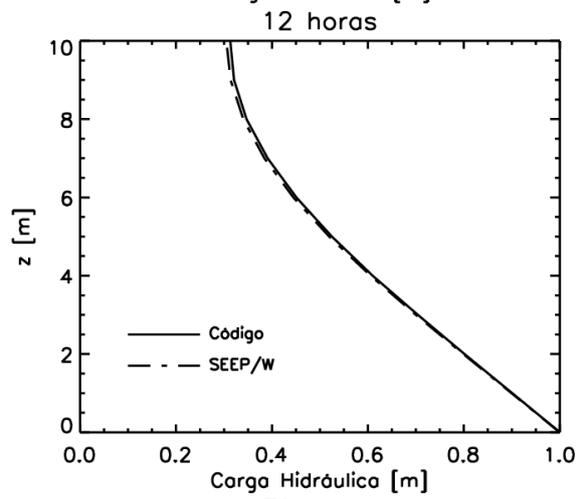
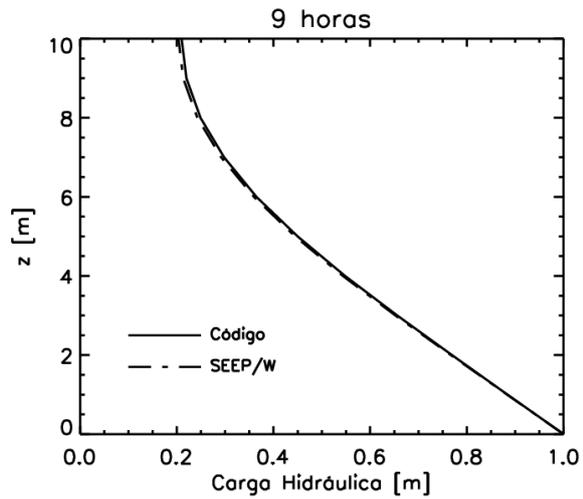
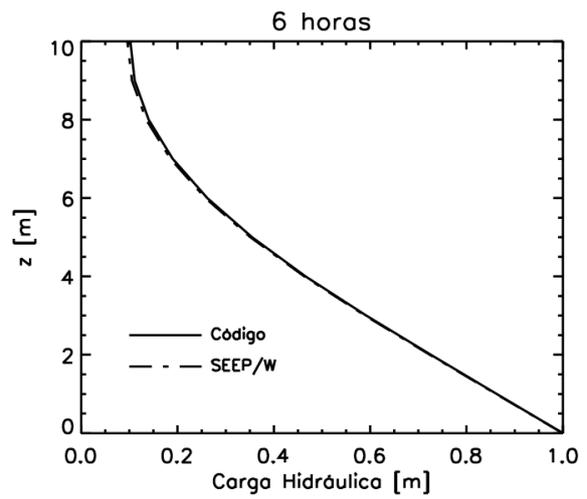
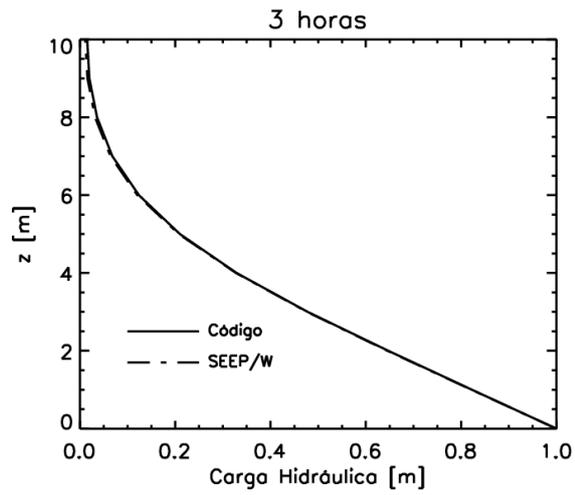


Figura 3.8 Coluna Vertical

Tabela 3.1. Valores dos parâmetros utilizados no problema de fluxo numa coluna.

Parâmetro	Valor
$k_w$ [m/s]	5,5e-6
$\theta_s$	0,3
$a$	100
$n$	2
$m$	0,5



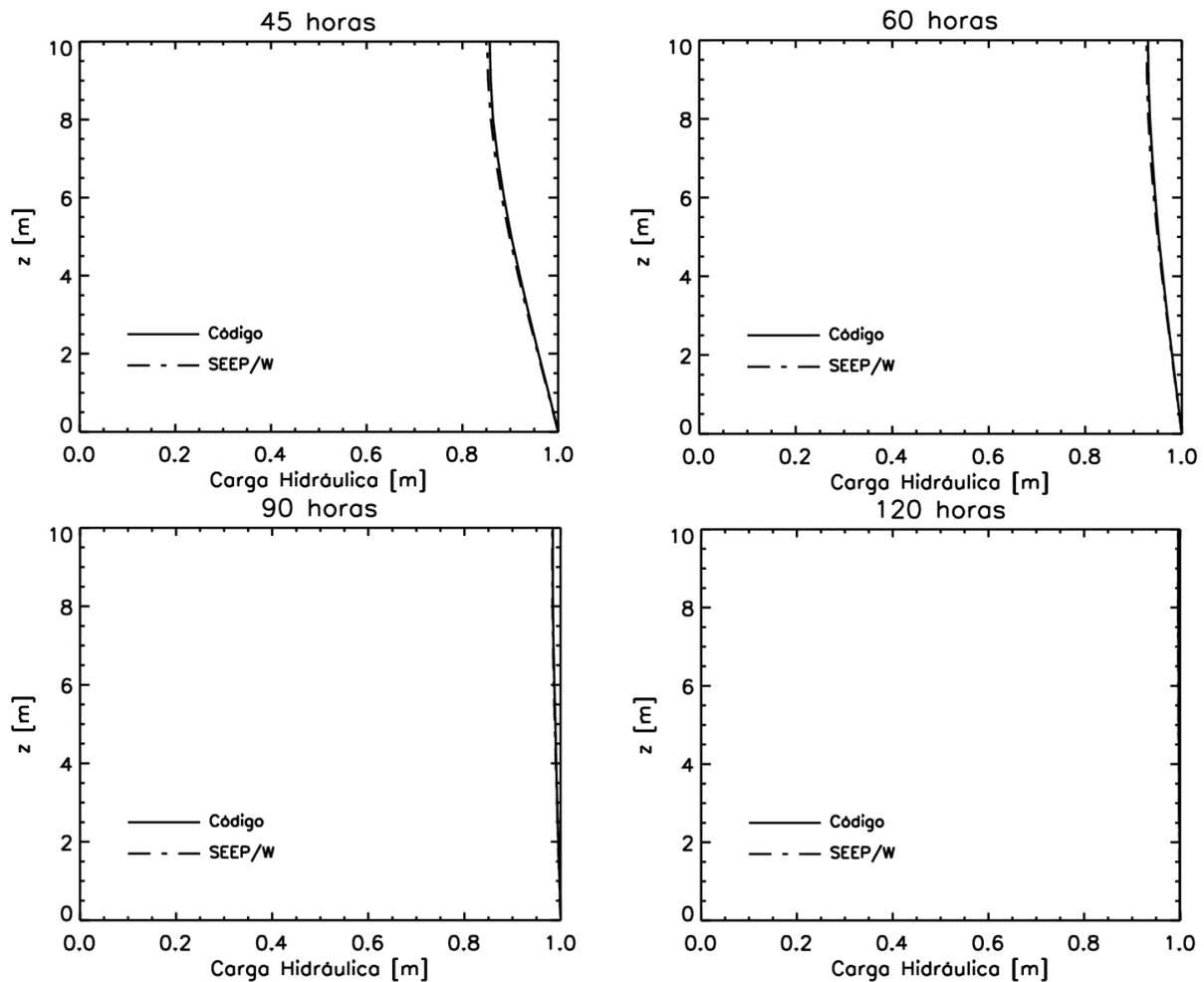
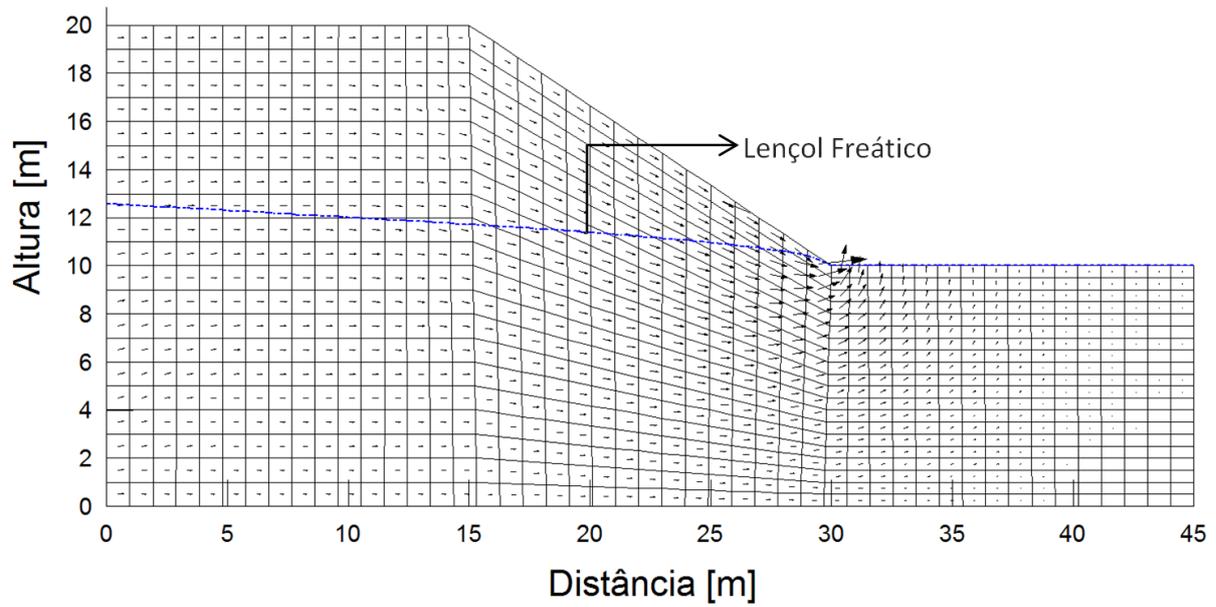
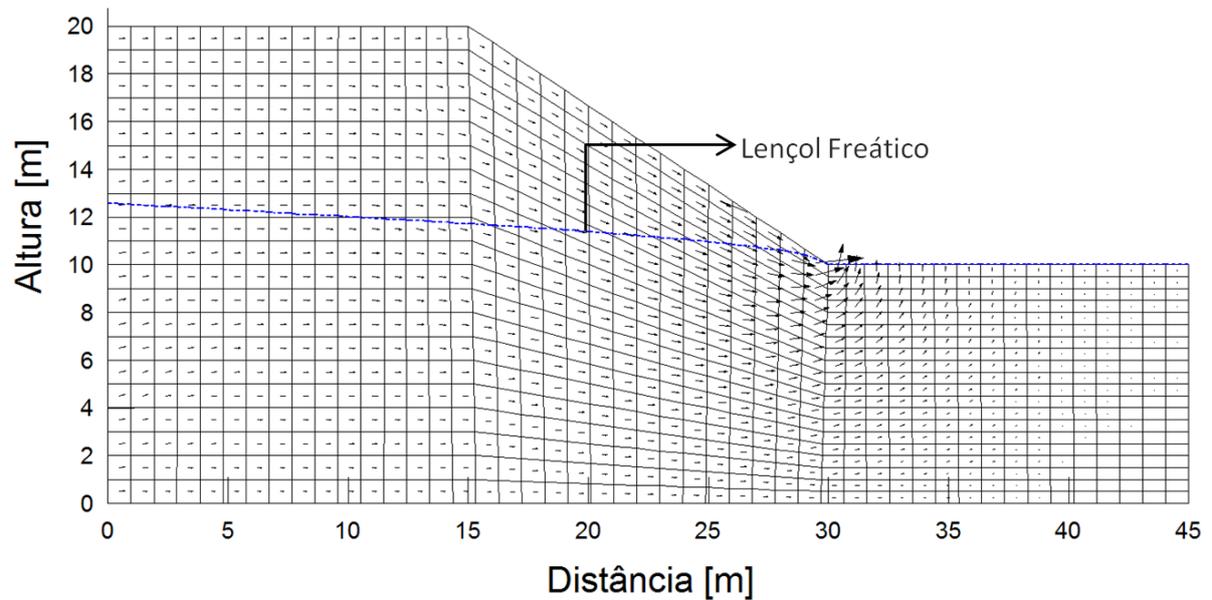


Figura 3.9. Comparação dos resultados obtidos com o código desenvolvido e o SEEP/W no exemplo da coluna vertical.

Em seguida, para validar os resultados da análise de um talude estacionário e do modelo de estabilidade, foi analisado o talude considerado na análise determinística e nas análises de variabilidade dos parâmetros (Figura 4.1) (inclinação 1.5 H: 1.0 V), utilizando os parâmetros mecânicos e hidráulicos da análise determinística (Tabela 4.1). Os resultados obtidos na análise de fluxo estão apresentados na Figura 3.10, onde se observa que a posição do lençol freático é similar, variando somente em alguns centímetros. Por outro lado, o valor de FS encontrado com o SLOPE/W é de 1.43, enquanto o valor encontrado com o código desenvolvido é de 1.41. Esse erro é devido provavelmente à diferença entre as posições do lençol freático, resultado da tolerância do erro no cálculo e da impossibilidade de colocar exatamente a mesma superfície de ruptura nos dois programas.



(a) SEEP/W



(b) Código desenvolvido

Figura 3.10. Resultados obtidos para o caso estacionário utilizando (a) o programa SEEP/W e (b) o código desenvolvido.

## **4. IMPLEMENTAÇÃO DA METODOLOGIA E RESULTADOS**

Com o objetivo de obter o fator de segurança determinístico e a superfície de ruptura a utilizar nas análises probabilísticas, foi feita uma análise determinística usando os valores médios de cada parâmetro. Em seguida, foi realizada uma análise de sensibilidade empregando o FOSM para definir os parâmetros mecânicos e hidráulicos que mais influenciam na estabilidade da encosta estudada. Posteriormente, foram feitas duas análises probabilísticas baseadas em simulações de Monte Carlo, a primeira considerando a variabilidade espacial dos parâmetros definidos na análise de sensibilidade do FS, e a segunda, considerando a variabilidade temporal da condição de contorno que representa o fluxo de água entre o solo e atmosfera, e a influência dos diferentes processos hidrológicos que determinam a quantidade de água que entra e sai do solo.

### **4.1 ANÁLISE DETERMINÍSTICA**

Inicialmente, foi obtido o campo de poropressões utilizando o software SEEP/W (GEO-SLOPE International Ltd., 2013) da seção da Figura 4.1. Para isso, foram considerados valores determinísticos dos parâmetros das curvas de retenção de água e da condutividade hidráulica.

Conhecido o campo de poropressões determinístico e com os valores médios dos parâmetros de resistência, foi encontrado o fator de segurança utilizando o software SLOPE/W (GEO-SLOPE International Ltd., 2013) e o código desenvolvido.

A fim de conhecer as mudanças do FS no curto prazo, o campo de poropressões foi determinado para diferentes instantes ( $t = 0, 8, 16, 24, 36$  e  $48$  h), colocando como condição de contorno uma infiltração constante de  $7 \cdot 10^{-7}$  m/s. Este valor corresponde à infiltração média obtida ao empregar o modelo de Rodriguez-Iturbe et al. (1999), como será explicado no Item 4.4. Cabe lembrar que a superfície de ruptura gerada nesta análise foi a utilizada em todas as análises probabilísticas, uma vez que a variação desta superfície não será considerada, pois não é o objetivo da pesquisa.

#### **4.1.1 GEOMETRIA E CONDIÇÕES INICIAIS**

A geometria da encosta corresponde ao caso hipotético apresentado por Otálvaro & Cordão-Neto (2013), pois a sua estabilidade está influenciada pela quantidade de água que entra na

superfície. A declividade do talude é 1.5 H:1.0 V e a altura é de 10 m. A encosta está dividida em uma malha de 900 elementos retangulares com tamanho de 1 m x 1 m.

O lençol freático inicial foi obtido por meio de uma análise estacionária, ao impor poropressões iguais a zero no pé da encosta, e um fluxo constante de  $7 \cdot 10^{-7}$  m/s entrando pelo lado esquerdo do talude. A geometria e o lençol freático inicial são apresentados na Figura 4.1.

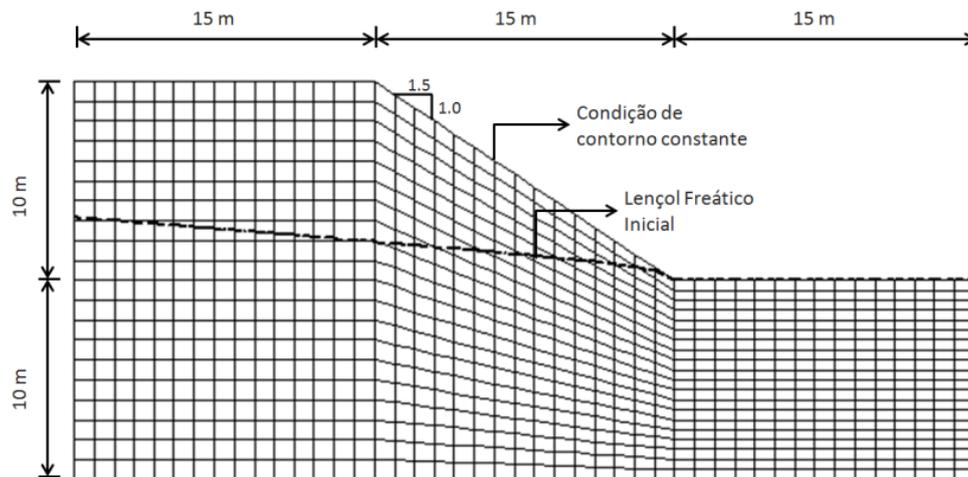


Figura 4.1. Geometria e condições iniciais do problema.

#### 4.1.2 PROPRIEDADES DO SOLO

Os dados apresentados na Tabela 4.1 correspondem aos utilizados na modelagem determinística. Os coeficientes de variação (CV) desta tabela e do valor de entrada de ar foram obtidos por Oliveira (2004) empregando a “Three-Sigma rule”. Com essa regra pode-se estimar o valor do desvio padrão, dividindo-se a diferença entre o maior valor concebível do parâmetro e o menor, por seis (Duncan, 2000).

Tabela 4.1. Parâmetros mecânicos do solo. Modificado de Otálvaro & Cordão-Neto (2013).

Parâmetro	Média	CV [%]
Peso específico do solo $\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	18.1	4.2
Coesão efetiva $c'$ [kPa]	2	20
Ângulo de atrito efetivo $\phi$ [°]	30	6
Condutividade hidráulica saturada [m/s]	1E-05	90
$\phi^{b*}$	30	15

\*Ângulo que indica a taxa de incremento da resistência ao cisalhamento relativa com o incremento da sucção mátrica.

Os valores dos parâmetros da curva de retenção de água do solo (SWRC) para a equação de Van Genuchten são os utilizados por Oliveira (2004) e Otálvaro & Cordão-Neto (2013), e

apresentados na Tabela 4.2. Enquanto o CV de  $n$  é o determinado por Simota & Mayr (1996) e os CV de  $\theta_s$  e  $\theta_r$  os achados por Gitirana Jr. & Fredlund (2005). O gráfico da SWRC considerada é apresentado na Figura 4.2.

Tabela 4.2. Valores dos parâmetros da curva de retenção de Van Genuchten.

Parâmetro	Média	CV [%]
$m$	0.06	0.6
$n$	2	0.6
$a$	8	30
$\theta_s$	0.463	17
$\theta_r$	0.04	12

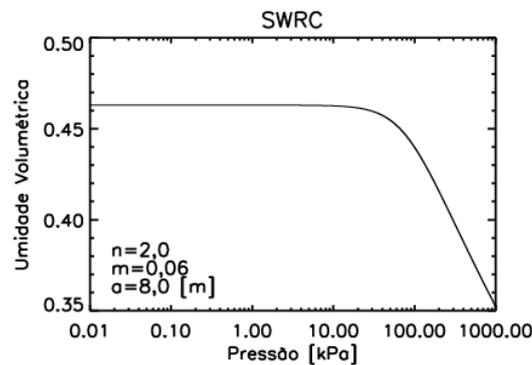


Figura 4.2. Curva de retenção de água do solo utilizada nas análises.

Por último, o valor médio do parâmetro  $b$  da Equação 3.8 utilizada para encontrar o coeficiente de condutividade hidráulica a partir do grau de saturação, foi obtido do trabalho realizado por Rueda (2008), e o CV, da informação publicada por Clapp & Hornberger (1978). Estes dados são apresentadas na Tabela 4.3 e o gráfico da curva na Figura 4.3.

Tabela 4.3. Parâmetros da curva de permeabilidade

Parâmetro	Média	CV [%]
$b$	4.6	33
$c$	12.2	33

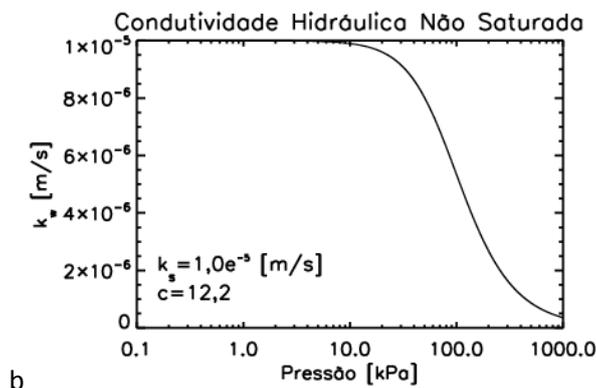


Figura 4.3. Curva da condutividade hidráulica não saturada utilizada nas análises.

### 4.1.3 RESULTADOS

Como mencionado na validação, o valor do fator de segurança obtido na análise determinística estacionária é de 1,43. E a superfície de ruptura a apresentada na Figura 4.4. Esta superfície está constituída por 30 fatias de diferentes larguras.

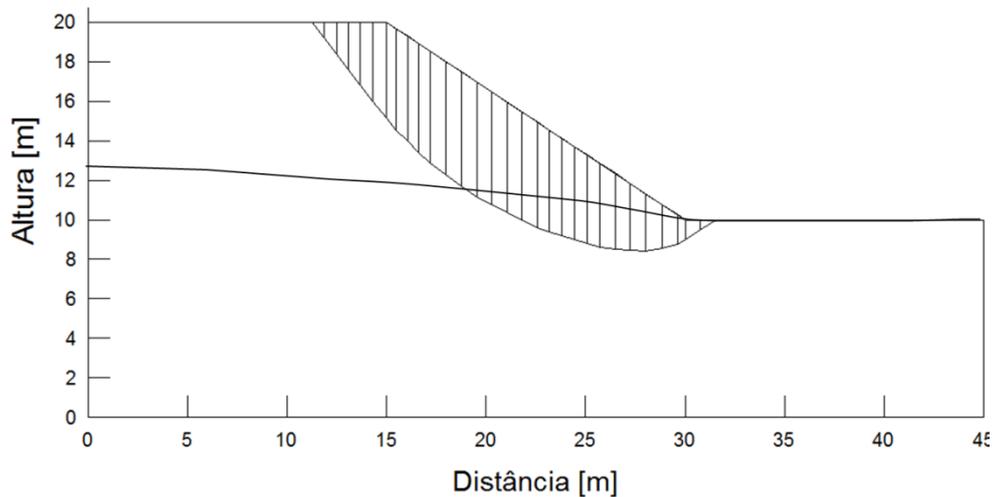


Figura 4.4. Superfície de ruptura.

Ao fazer a análise de estabilidade para os diferentes tempos do talude submetido a uma taxa de infiltração constante, foram gerados os resultados da Tabela 4.4. As análises foram realizadas utilizando os programas SEEP/W para análise de fluxo e o SLOPE/W para as análises de estabilidade. Além disso, foram realizadas as mesmas análises com o código desenvolvido neste trabalho. As diferenças nos resultados apresentados na tabela são devidas ao fato das superfícies de rupturas não serem as mesmas nos dois exemplos. No código desenvolvido neste trabalho a superfície foi mantida constante e igual a o caso estacionário enquanto no SLOPE/W, o programa procurava a superfície crítica para cada tempo.

Por outro lado, como foi dito na validação, é difícil colocar exatamente as mesmas propriedades nos dois modelos, pois no SEEP/W é necessário entrar com os valores de condutividade hidráulica e de sucção correspondentes a distintas quantidades de água no solo, enquanto no código desenvolvido estão programadas as equações, entrando com os valores dos parâmetros que as definem. Além disso, foram considerados intervalos de tempo grandes, o que possivelmente causa erros nas soluções numéricas. O SEEP/W consegue corrigir esses erros, enquanto o código desenvolvido não tem algoritmos implementados para esta tarefa.

Como é de esperar, nos dois programas, o FS da encosta diminui com o tempo, pois enquanto avança a infiltração, aumentam as poropressões positivas e diminuem as poropressões negativas (sucção), aumentando assim a sua instabilidade.

Tabela 4.4. FS para cada tempo na análise determinística.

<b>Tempo [h]</b>	<b>FS (SLOPE/W)</b>	<b>FS (Código)</b>
0	1,43	1,41
8	1,25	1,12
16	1,15	0,10
24	1,08	0,92
32	1,05	0,87
40	1,03	0,84
48	1,02	0,81

## **4.2 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DOS PARÂMETROS HIDRÁULICOS E MECÂNICOS**

Com a finalidade de conhecer a sensibilidade do FS em relação aos diferentes parâmetros mecânicos e hidráulicos envolvidos, foi feita uma análise de sensibilidade utilizando os softwares SEEP/W e SLOPE/W e o Método probabilístico FOSM. Os parâmetros mecânicos considerados foram o peso específico do solo, a coesão, o ângulo de atrito e o ângulo que indica a taxa de incremento da resistência com a sucção. Enquanto os parâmetros hidráulicos foram aqueles que definem a curva de retenção de água do solo e a curva de condutividade hidráulica, ou seja, os parâmetros de ajuste  $n$  e  $b$ , o valor de entrada de ar, a condutividade hidráulica saturada e o teor de umidade volumétrica saturada. As variações dos parâmetros foram feitas de acordo com os valores dos CV respectivos, utilizando os valores da média, da média  $\pm 50\%$  do desvio padrão, e da média  $\pm 100\%$  do desvio padrão ( $\sigma$ ).

Para estudar a sensibilidade do FS aos parâmetros que descrevem a resistência ao cisalhamento do solo, foram estimadas as curvas que indicam a variação do FS com o tempo, utilizando os valores apresentados na Tabela 4.5, variando-os um a um, e mantendo todos os outros parâmetros constantes.

Os resultados são mostrados na Figura 4.5. Em todas as figuras a linha continua representa a curva estimada com os valores médios, e as linhas pontilhadas às curvas estimadas variando os parâmetros.

Tabela 4.5. Valores dos parâmetros mecânicos do solo utilizados na análise de sensibilidade.

Parâmetro	-100% $\sigma$	-50% $\sigma$	$\mu$	+50% $\sigma$	+100% $\sigma$
$\gamma$ [kPa/m <sup>3</sup> ]	18.86	18.48	18.10*	17.72	17.34
$c'$ [kPa]	2.40	2.20	2.00*	1.80	1.60
$\phi$ [°]	31.8	30.9	30*	29.1	28.2
$\phi^b$ [°]	34.50	32.25	30*	27.75	25.5

\*Valores médios

Na Figura 4.5 pode-se observar que o parâmetro mecânico ao qual o FS do talude estudado é mais sensível, é o ângulo de atrito. O efeito deste parâmetro é o deslocamento da curva paralelo ao eixo dos valores médios, sem mudar sua forma, indicando que a sensibilidade em termos absolutos se mantém ao longo do tempo. Algo semelhante acontece com a coesão, mas tendo menos influência no valor do FS. Como esperado, quanto maiores os valores destes parâmetros, maior a resistência ao cisalhamento e valores mais altos do FS são obtidos.

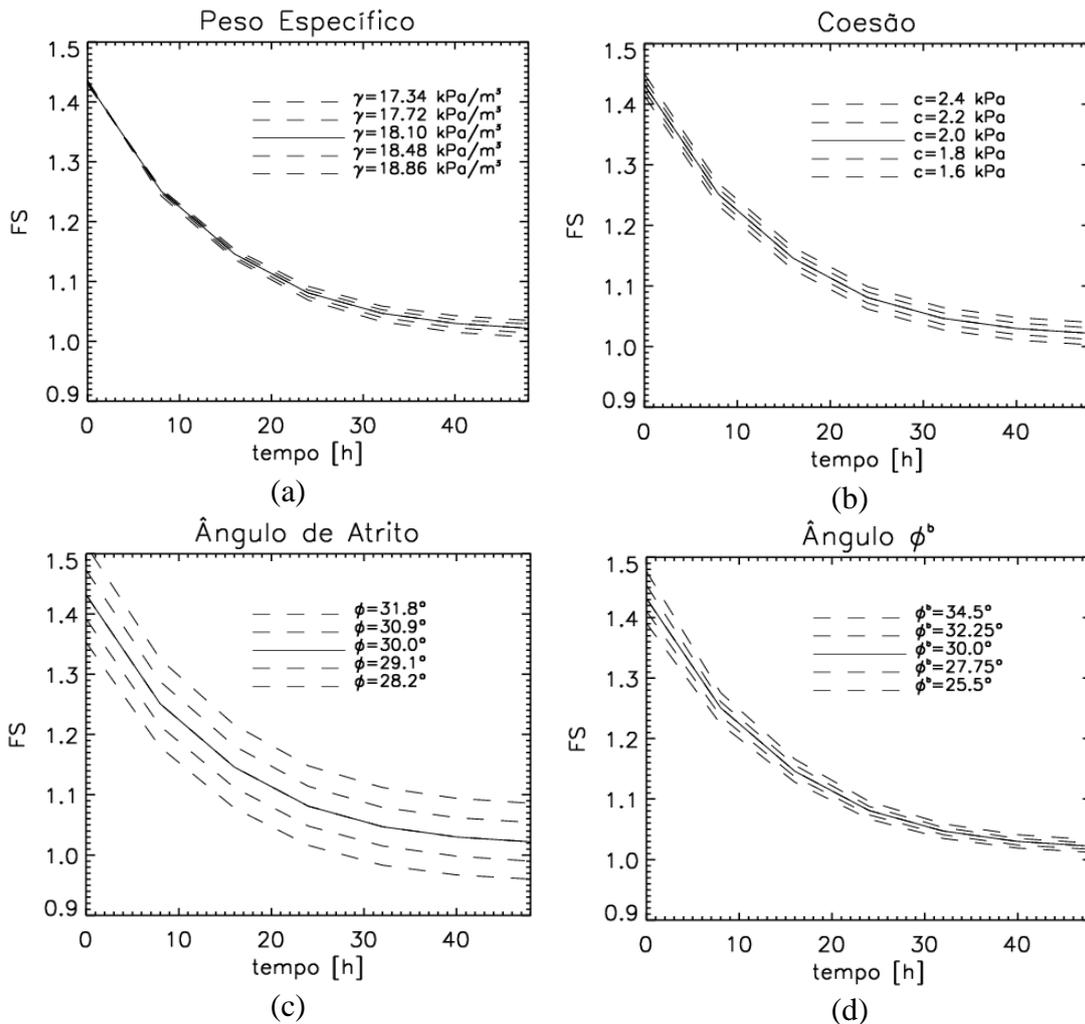


Figura 4.5. Sensibilidade do FS aos parâmetros mecânicos, (a) peso específico, (b) coesão, (c) ângulo de atrito e (d) ângulo  $\phi^b$ .

Por outro lado, os parâmetros  $\gamma$  e  $\phi^b$  afetam principalmente a inclinação da curva. No caso do  $\gamma$  a sensibilidade, tanto em termos absolutos como relativos, é maior para tempos grandes, enquanto no caso do  $\phi^b$  para tempos pequenos, perdendo importância quando avançar o tempo (em termos absolutos). Quanto maior o valor de  $\gamma$ , menor o FS, pois o peso de cada fatia é maior, acrescentando as forças motoras.

Uma análise similar foi feita com os parâmetros que definem a curva de retenção de água do solo. Os valores utilizados são os apresentados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6. Valores dos parâmetros da SWRC utilizados na análise de sensibilidade.

Parâmetro	-100% $\sigma$	-50% $\sigma$	$\mu$	+50% $\sigma$	+100% $\sigma$
$n$	2.12	2.06	2.00*	1.94	1.88
$a$	10.40	9.20	8.00*	6.80	5.60
$\theta_s$	0.54	0.50	0.46*	0.42	0.38

\*Valores médios

As curvas da variação do FS com o tempo são mostradas na Figura 4.6, onde é possível observar que o FS da encosta é mais sensível ao valor de entrada de ar, enquanto a sensibilidade ao parâmetro de ajuste  $n_{V-G}$ , é irrelevante. O anterior era de esperar-se, dados os valores tão baixos do coeficiente de variação deste parâmetro, indicando assim, que não justifica realizar análises probabilísticas para COV menores de 1%.

Por outro lado, tanto o valor da entrada de ar, como o teor de umidade volumétrica saturada, atingem uma maior sensibilidade em tempos médios (10 a 30 horas), sendo quase nula para tempos muito pequenos ou maiores de 40 horas. Quanto maiores os valores destes parâmetros, maiores os valores do FS.

Uma última análise similar à descrita antes foi realizada para avaliar a sensibilidade dos parâmetros que definem a curva de condutividade hidráulica no saturada. Os valores utilizados são os resumidos na Tabela 4.7, e os resultados os mostrados na Figura 4.7.

Tabela 4.7. Valores dos parâmetros da curva de  $k_w$  utilizados na análise de sensibilidade.

Parâmetro	-100% $\sigma$	-50% $\sigma$	$\mu$	+50% $\sigma$	+100% $\sigma$
$k_s$ [m/s]	1.9E-05	1.5E-05	1.0E-05*	5.5E-06	1.0E-06
$b$	6.12	5.36	4.60*	3.84	3.08

\*Valores médios

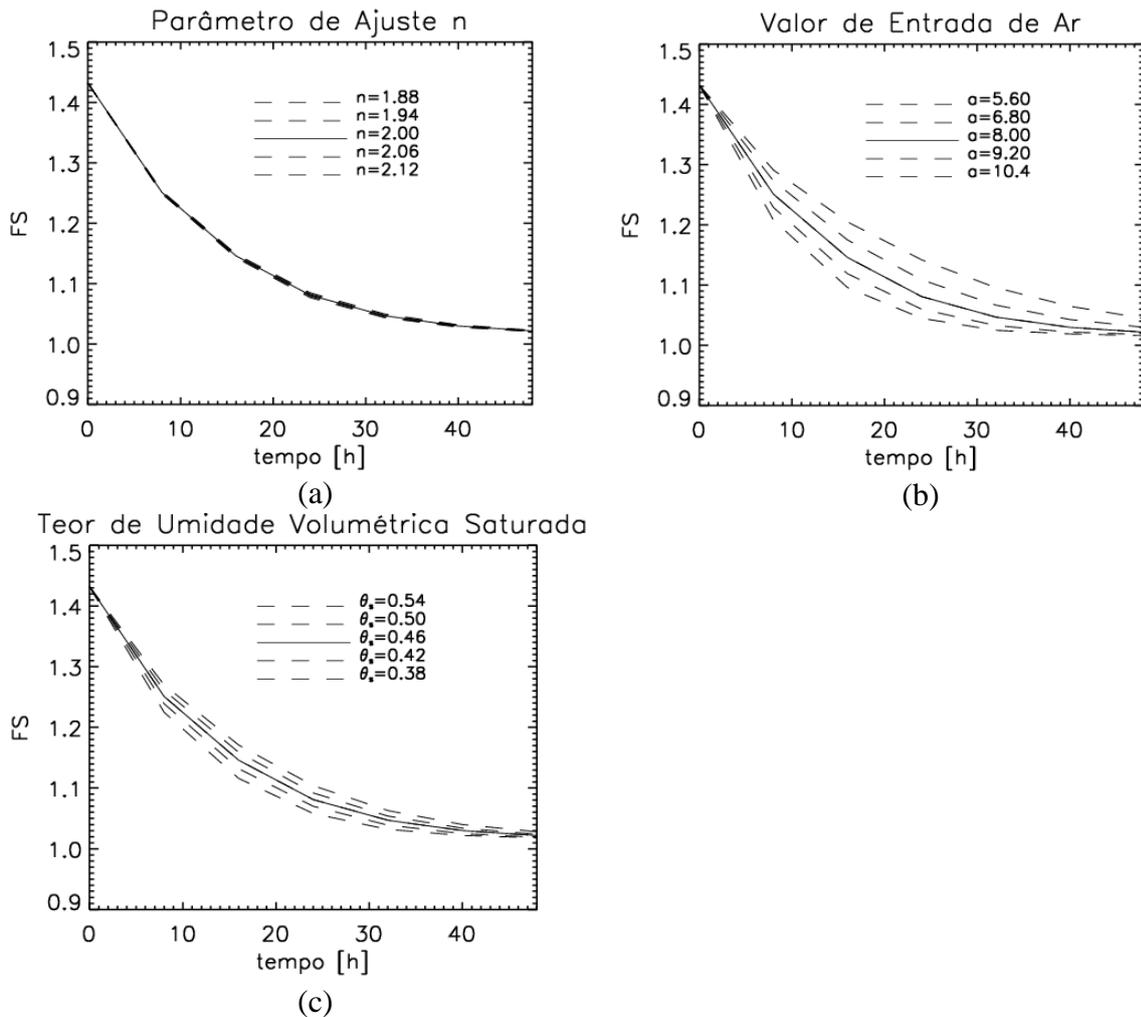


Figura 4.6. Sensibilidade do FS aos parâmetros da SWRC, (a) parâmetro de ajuste  $n_{V-G}$ , (b) valor de entrada de ar e (c) teor de umidade volumétrica saturada.

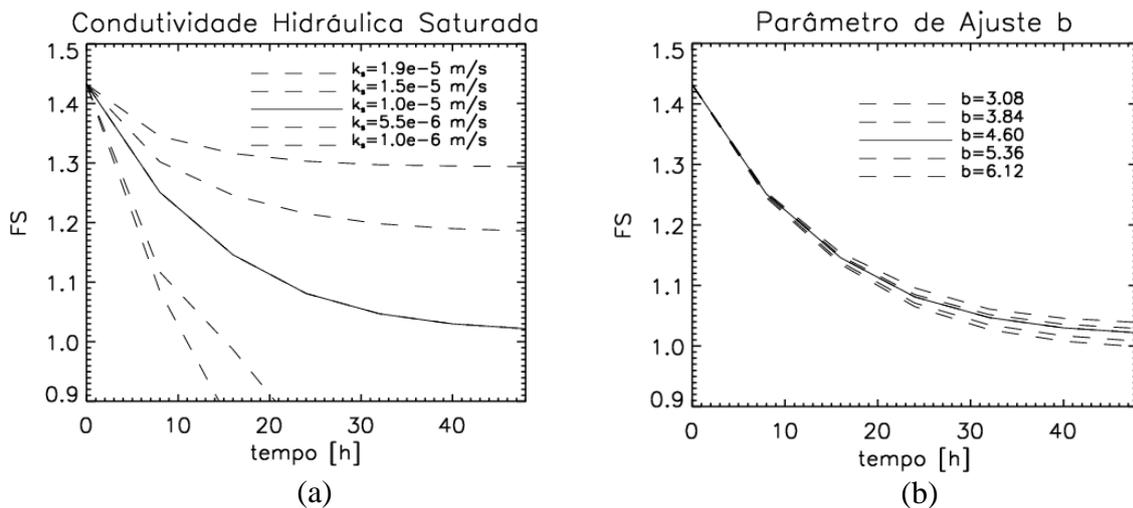


Figura 4.7. Sensibilidade do FS aos parâmetros da curva de permeabilidade.

Na Figura 4.7 é evidente que o FS do talude está extremadamente influenciado pelo coeficiente de condutividade hidráulica saturada, sendo que essa influência aumenta com o tempo. Para valores baixos do  $k_s$ , o talude atinge a saturação em algumas horas, diminuindo

rapidamente o FS. Embora intuitivamente se acredite que quanto mais alto o coeficiente de condutividade hidráulica, menor o FS, é necessário levar em consideração que além de ser maior a quantidade de água que entra no solo, a quantidade de água que consegue sair também aumenta. Cabe notar que embora a variação do valor de  $k_s$  seja pequena (uma ordem de grandeza), a influência é muita. Indicando assim, a grande dependência da estabilidade do talude estudado deste parâmetro.

A sensibilidade de  $k_s$  é maior para valores perto da média, perdendo importância quando os valores estão muito longe. Isso pode ser notado quando se observa que a distância da curva dos valores médios e as curvas correspondentes à  $\text{media} \pm 50\%$  do desvio padrão é muito maior, quando comparada com a distância destas últimas curvas com as correspondentes à  $\text{media} \pm 100\%$  do desvio padrão.

Por último, a sensibilidade do modelo ao parâmetro de ajuste  $b$  é pequena, sendo praticamente nula para períodos curtos e aumentando quando passar o tempo.

É importante destacar que os parâmetros hidráulicos (parâmetros das curvas de retenção de água e do coeficiente de condutividade hidráulica) não têm influência para o tempo igual a zero. Isso porque para esse tempo a matriz de massa, que leva em consideração os parâmetros hidráulicos, é igual a zero. Esta matriz representa as variações das poropressões com as mudanças na quantidade de água no solo que dependem do tempo.

Em seguida, foi feita uma análise para quantificar a influência de cada parâmetro. Para isso, foi empregado o Método da Primeira Ordem Segundo Momento (FOSM). Os resultados são mostrados na Tabela 4.8, onde são apresentados os percentuais de cada um dos parâmetros, a variância total no fator de segurança para cada um dos tempos e a probabilidade de ruptura assumindo que o FS segue uma PDF normal.

Na **Erro! Fonte de referência não encontrada.** é exibida a influência de cada parâmetro para os diferentes tempos. De um modo geral nos tempos iniciais os parâmetros mecânicos têm maior influência, enquanto para os tempos finais os parâmetros hidráulicos dominam a análise. Para tempos maiores de 24 horas, o valor do FS depende quase na sua totalidade da condutividade hidráulica.

Nesta figura é confirmado que a influência dos parâmetros de ajuste das curvas de retenção de água e de condutividade hidráulica não saturada é irrelevante, quando comparada com parâmetros como a  $k_s$  e  $\phi$ .

Tabela 4.8. Influência de cada parâmetro na variância do FS para os diferentes tempos.

Parâmetro	0h	8h	16h	24h	32h	40h	48h
$\gamma$ [kPa/m <sup>3</sup> ]	0.14%	0.14%	0.12%	0.16%	0.16%	0.19%	0.19%
$c$ [kPa]	3.74%	1.34%	0.55%	0.41%	0.33%	0.34%	0.34%
$\phi$ [°]	74.78%	20.87%	7.68%	5.21%	4.03%	3.96%	3.93%
$\phi^b$ [°]	21.34%	2.65%	0.58%	0.25%	0.14%	0.12%	0.11%
$n$	0.00%	0.02%	0.01%	0.02%	0.01%	0.00%	0.00%
$a$	0.00%	6.74%	4.79%	2.82%	1.22%	0.52%	0.21%
$\theta_s$	0.00%	1.98%	1.22%	0.63%	0.23%	0.08%	0.02%
$k_s$ [m/s]	0.00%	66.18%	84.91%	90.21%	93.60%	94.43%	94.80%
$b$	0.00%	0.08%	0.15%	0.29%	0.28%	0.35%	0.40%
<b>V[FS]</b>	<b>0.0087</b>	<b>0.0255</b>	<b>0.0620</b>	<b>0.0835</b>	<b>0.1033</b>	<b>0.1018</b>	<b>0.1010</b>
$\sigma$ [FS]	0.093	0.160	0.250	0.289	0.321	0.319	0.318
$\mu$ [FS]	1.43	1.25	1.15	1.08	1.05	1.03	1.02
<b><math>P_r</math></b>	<b>1.7E-06</b>	<b>5.8E-02</b>	<b>2.8E-01</b>	<b>3.9E-01</b>	<b>4.4E-01</b>	<b>4.6E-01</b>	<b>4.7E-01</b>

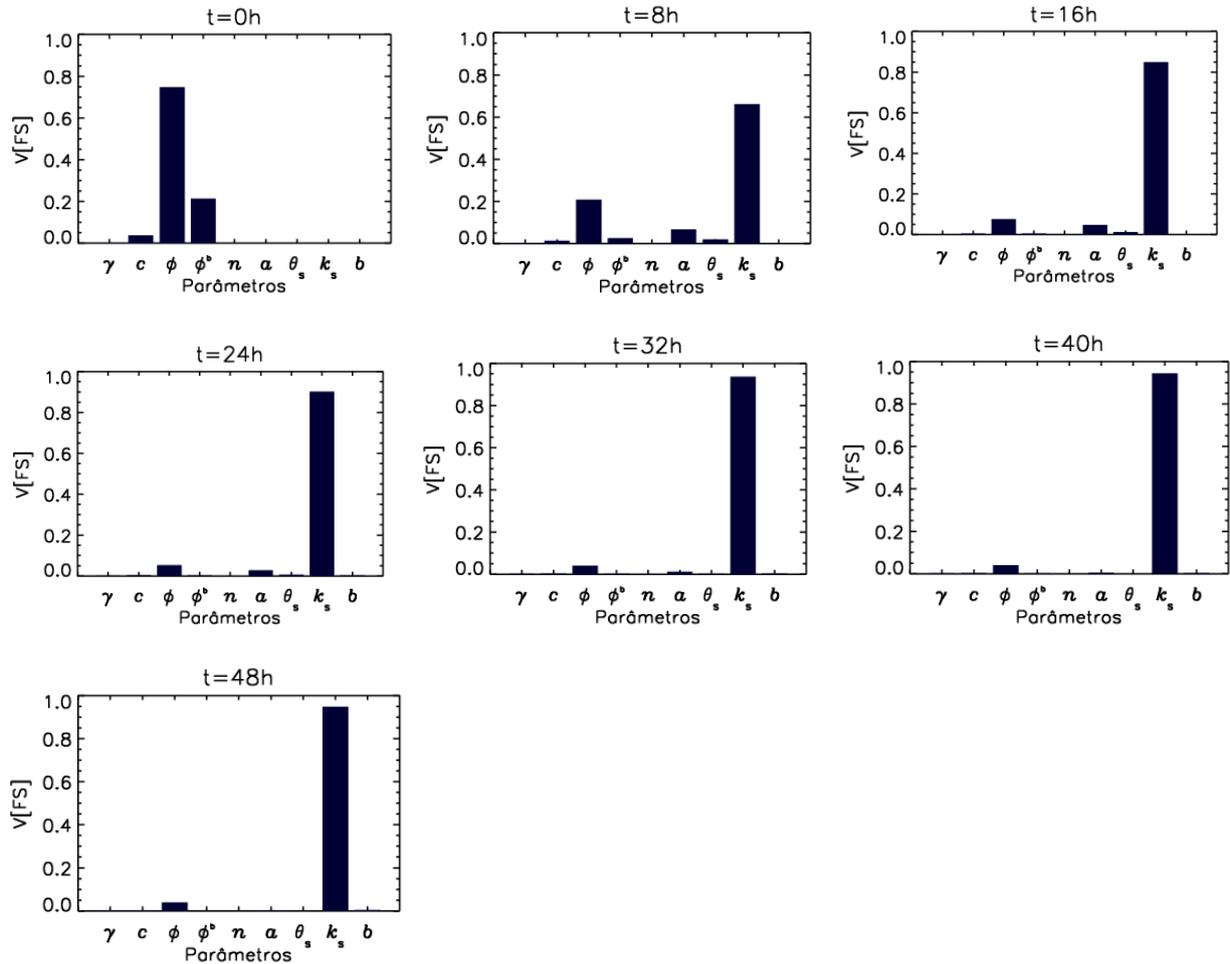


Figura 4.8. Porcentagens da variância do FS correspondentes a cada parâmetro.

Baseado nos resultados obtidos com as análises anteriores decidiu-se considerar a variabilidade dos parâmetros  $c$ ,  $\phi$ ,  $a$  e  $k_s$  nas análises de variação espacial no curto prazo, ou seja, considerando eventos isolados de chuvas.

### 4.3 VARIABILIDADE ESPACIAL DOS PARÂMETROS HIDRÁULICOS E MÉCANICOS

Como expresso no Item 4.2, os parâmetros a serem variados são a coesão, o ângulo de atrito, o valor de entrada de ar e o coeficiente de condutividade hidráulica não saturada. O procedimento empregado para fazer essa variação (Figura 4.9) consiste em uma simulação de Monte Carlo, de acordo com o procedimento a seguir:

- Designar valores aleatórios do parâmetro em consideração a cada um dos nós que formam a malha de elementos finitos adotada;
- Interpolarmos os valores dos quatro nós que formam cada elemento da malha, encontrando assim o valor da variável em cada elemento. Para isso são utilizadas as funções de forma de cada nó, como descrito pela equação:

$$P_{elem_m} = \sum_{i=1}^{i=4} p_i N_i(0,0) \quad 4.1$$

sendo  $P_{elem_n}$  o valor da propriedade avaliado em cada um dos elementos,  $p_i$  o valor da propriedade sorteada em cada nó que constitui o elemento e  $N_i$  as funções de forma de cada nó avaliadas na coordenada local (0,0). O objetivo de utilizar as funções de forma é conseguir manter uma correlação entre os valores do parâmetro atribuídos aos diferentes elementos, evitando as mudanças abruptas entre elementos adjacentes. Essa correlação é possível devido a que as funções de forma interpolam os valores de cada um dos quatro nós do elemento, e cada nó pertence a vários elementos ao mesmo tempo. Em outras palavras, foi realizado um processo de Krigagem, que tem como princípio que os pontos mais próximos no espaço tendem a ter valores mais parecidos do que os pontos mais afastados. Esta técnica assume que os dados se encontram correlacionados no espaço, gerando uma suavização do campo gerado e evitando descontinuidades nas propriedades.

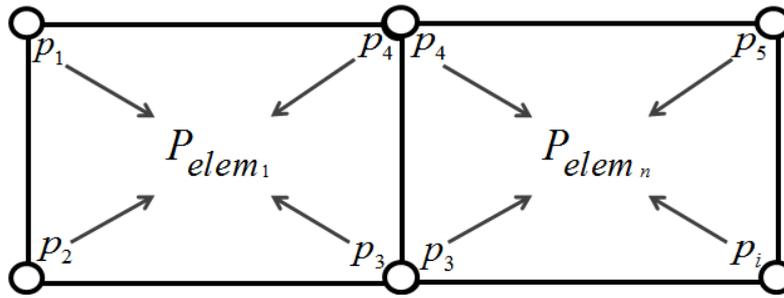


Figura 4.9. Procedimento para variar espacialmente os parâmetros.

Para analisar a variabilidade espacial dos parâmetros no FS foi considerado que estes seguem distribuições exponenciais e normais, pois são os casos mais comuns e simplificam notavelmente a programação do algoritmo. Inicialmente, para provar a metodologia foi assumido que todas as variáveis seguem distribuições exponenciais, com média igual aos valores apresentados na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2. Cabe destacar que na realidade nenhum dos parâmetros considerados têm comportamento exponencial.

Posteriormente, foi assumido que as variáveis seguem uma distribuição normal com as mesmas médias do caso anterior, e com os desvios padrão correspondentes aos coeficientes de variação apresentados nas mesmas tabelas. As distribuições normais de todos os parâmetros foram truncadas em zero e a de  $k_s$  em  $1e-9$  m/s, evitando assim os valores negativos ou muito pequenos. Além disso, a distribuição exponencial do ângulo de atrito foi truncada em 15 graus e em 60 graus, pois ao ter uma média igual a 30, gera valores muito grandes e, portanto, irrealistas. Cabe anotar que as probabilidades dos valores fora dos intervalos truncados foram espalhadas nos valores possíveis.

Com o objetivo de observar as distribuições dos valores de cada parâmetro nos elementos obtidas após a interpolação dos valores nos nós, foram realizadas as Figura 4.10 e Figura 4.12. Nestas figuras são mostradas as frequências relativas e acumuladas de cada parâmetro atribuídas aos nós (linhas pretas) e as mesmas informações das funções geradas após a interpolação (linhas vermelhas).

Na Figura 4.10 são apresentadas as distribuições ao assumir funções de densidade de probabilidade (PDF - Probability Density Function) exponenciais nos nós, e pode-se observar que as PDF dos elementos são totalmente diferentes das distribuições dos nós. Ao fazer a interpolação dos valores nodais, os valores resultantes têm uma tendência de seguir uma distribuição em forma de “curva do sino”, com média aparentemente igual à média atribuída às distribuições exponenciais, e com cauda direita maior do que a esquerda.

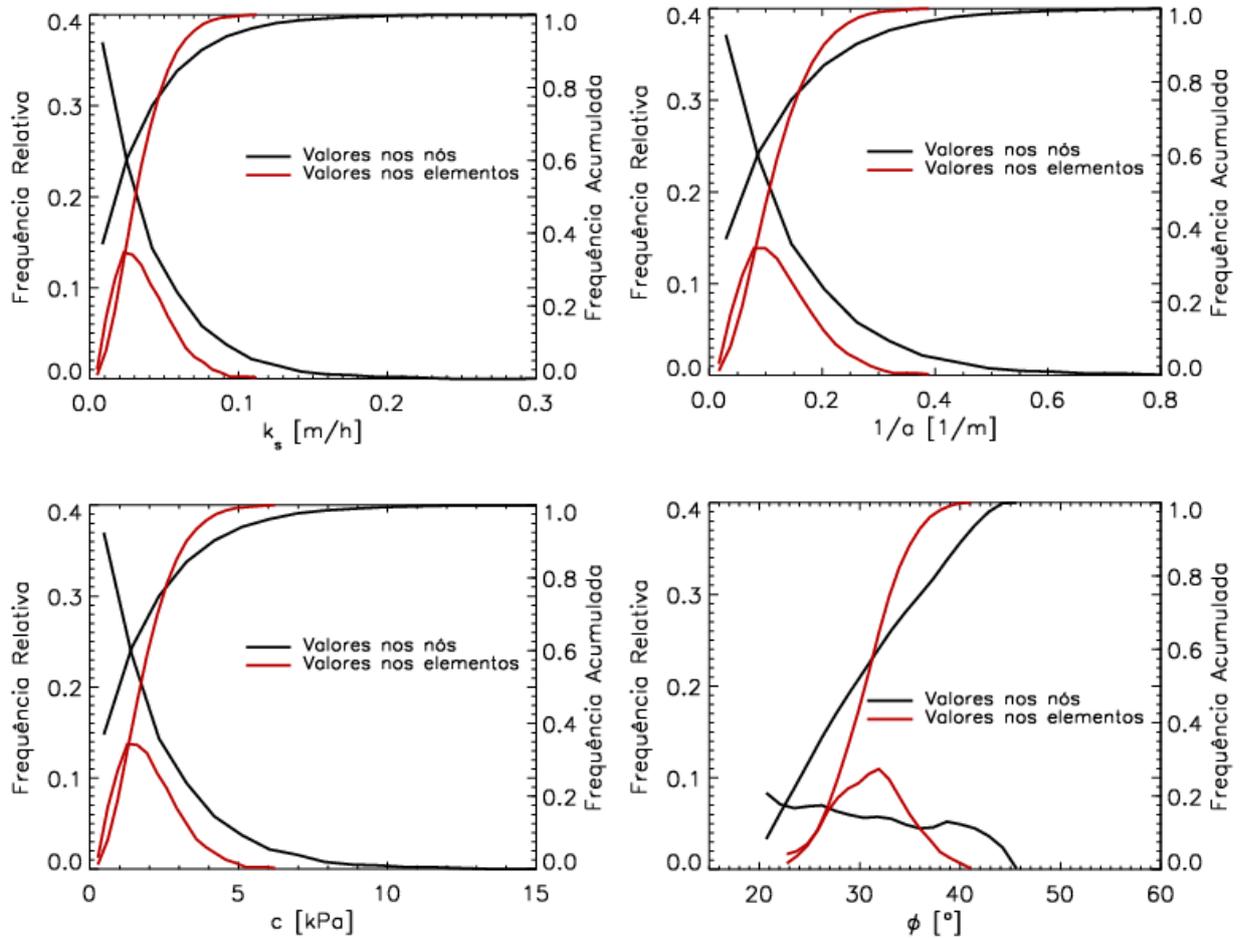


Figura 4.10. Distribuições dos valores de cada parâmetro nos elementos a partir de distribuições exponenciais nos nós.

Além disso, os valores muito grandes desaparecem, por exemplo, na PDF da coesão sorteada nos nós, o valor maior está perto de 15 kPa, enquanto na PDF obtida após a interpolação, o valor maior chega perto de 6 kPa. Isso acontece porque na PDF exponencial, a probabilidade dos valores grandes é menor, e ao realizar a ponderação com os outros valores, provavelmente menores, perdem importância. No entanto, os valores menores continuam aparecendo, já que a probabilidade na distribuição exponencial original é grande. Porém, na distribuição do ângulo de atrito, as caudas direita e esquerda são similares, provavelmente por ter sido truncada em ambos os lados.

Na Figura 4.11 são mostrados os campos gerados depois de fazer a interpolação ao assumir distribuições exponenciais nos nós, para cada um dos parâmetros variados. Os elementos mais escuros têm atribuídos valores do parâmetro mais alto do que os elementos claros. Pode-se observar que se mantêm uma dada relação entre os valores dos elementos adjacentes.

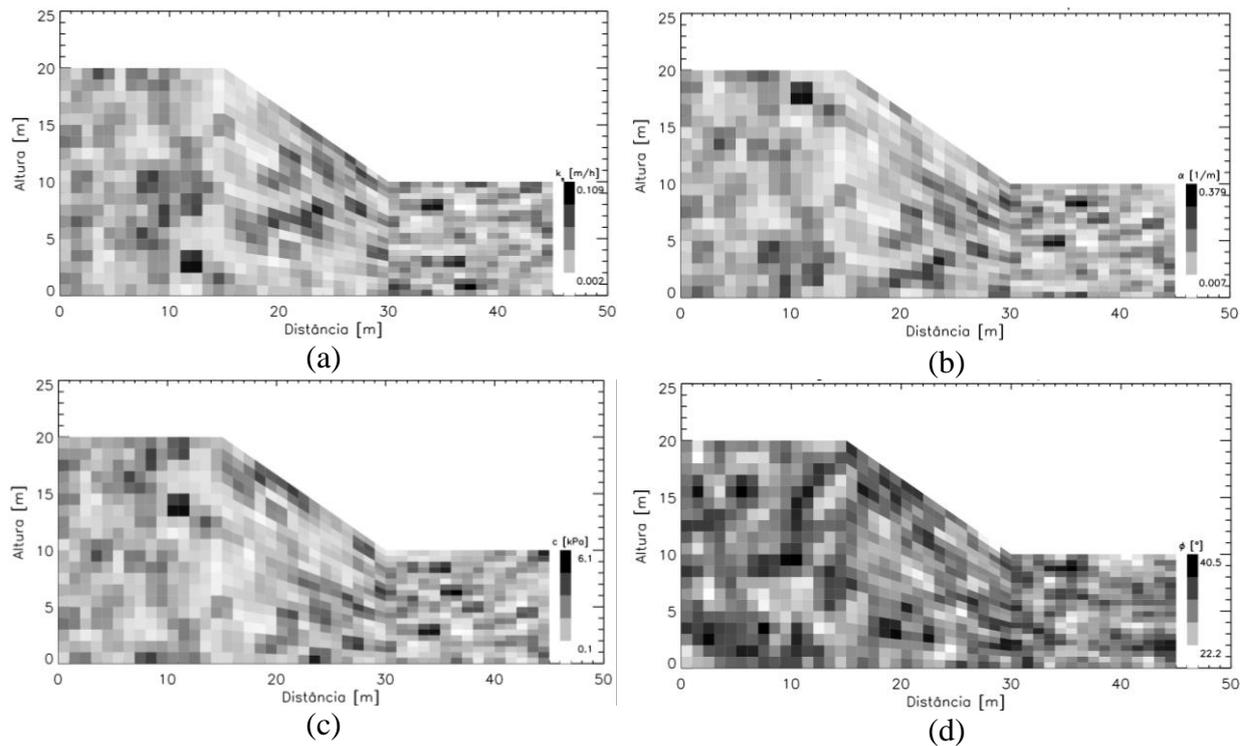


Figura 4.11. Campos de valores nos elementos depois da interpolação para (a) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, (b) o valor de entrada de ar, (c) a coesão, e (d) o ângulo de atrito ao assumir PDF exponenciais nos nós.

Na Figura 4.12 são apresentadas as distribuições normais de cada parâmetro sorteado nos nós, e as distribuições resultantes da interpolação no elemento. Ao contrário do caso anterior, as PDF obtidas após a interpolação têm a mesma forma das PDF sorteadas nos nós. Os valores médios se mantêm, mas a dispersão diminui, perdendo importância os valores menores e os maiores ao serem interpolados. Quanto menor a dispersão da distribuição original, menor a redução da dispersão ao fazer a interpolação, como se pode notar no gráfico da condutividade hidráulica que originalmente têm uma grande dispersão e no gráfico da coesão que tem pouca dispersão.

Na Figura 4.13 são mostrados os campos gerados ao interpolar os valores de cada parâmetro, assumindo que seguem distribuições normais nos nós. Mais uma vez pode ser visto que existe uma correlação entre os elementos adjacentes, devida à interpolação feita ao utilizar as funções de forma.

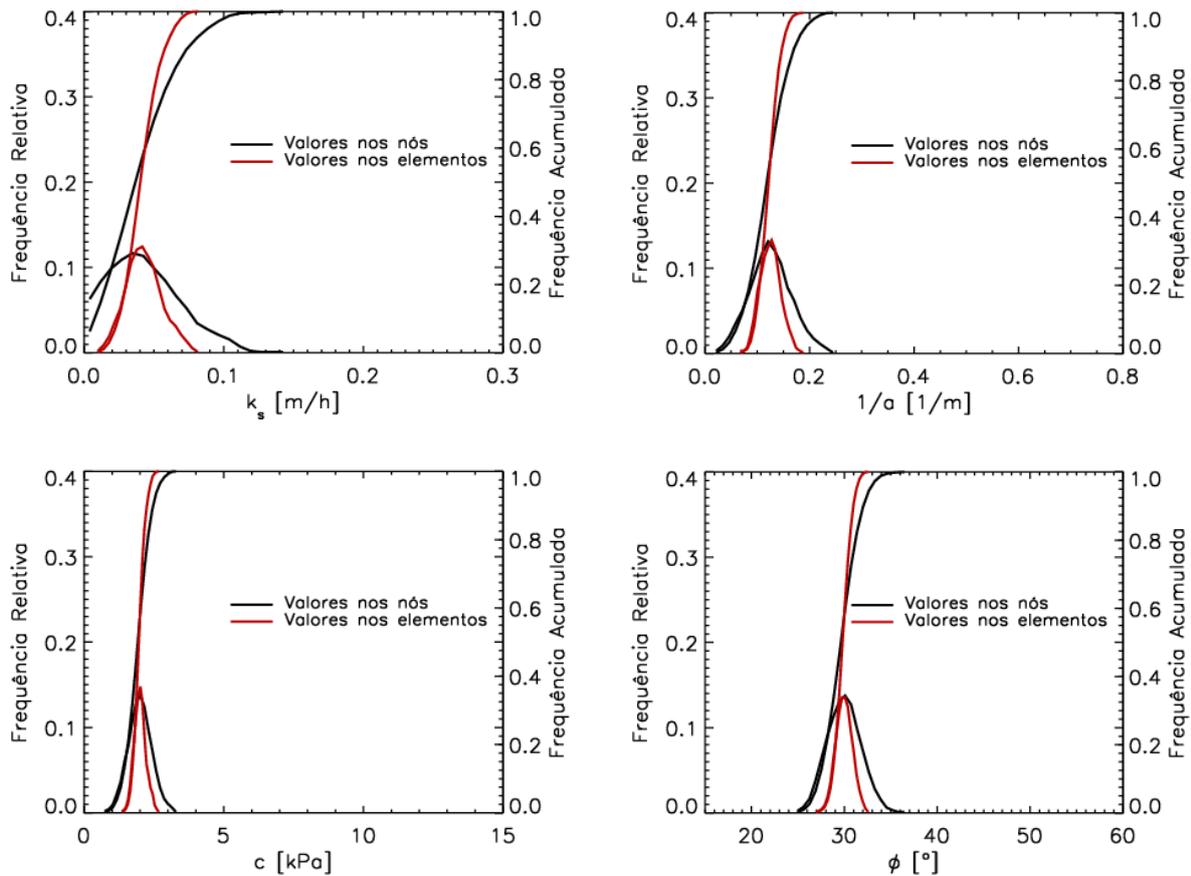


Figura 4.12. Distribuições dos valores de cada parâmetro nos elementos a partir de distribuições normais nos nós.

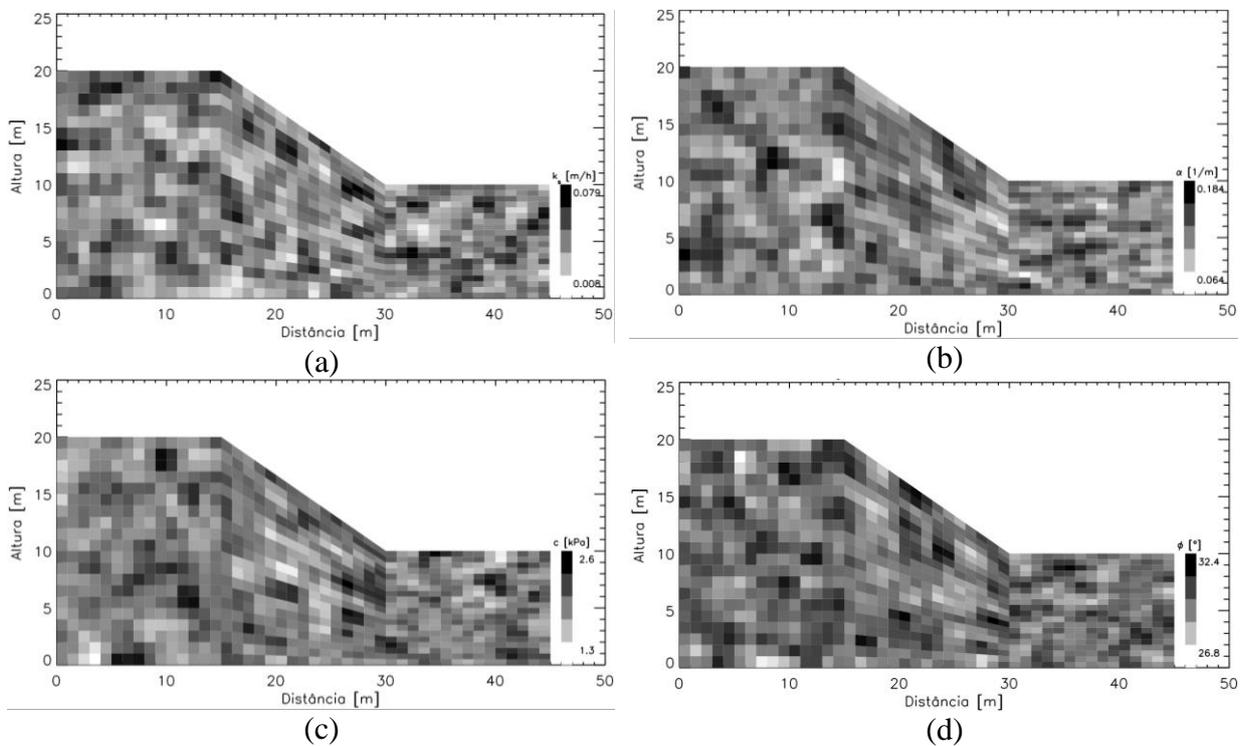


Figura 4.13. Campos de valores nos elementos depois da interpolação para (a) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, (b) o valor de entrada de ar, (c) a coesão, e (d) o ângulo de atrito ao assumir PDF normais nos nós.

Na Figura 4.14 é resumida a metodologia utilizada para variar espacialmente cada um dos parâmetros. Depois de gerar o campo aleatório do parâmetro e mantendo os demais constantes, ao igual que as condições de contorno, é feita uma análise de fluxo ao curto prazo (um evento de chuva, neste caso de 48 horas). Posteriormente, com os resultados obtidos e utilizando o LEM é encontrado o fator de segurança. Este mesmo procedimento é realizado  $n_e$  vezes, obtendo assim  $n_e$  valores do FS que levam à distribuição que descreve seu comportamento.

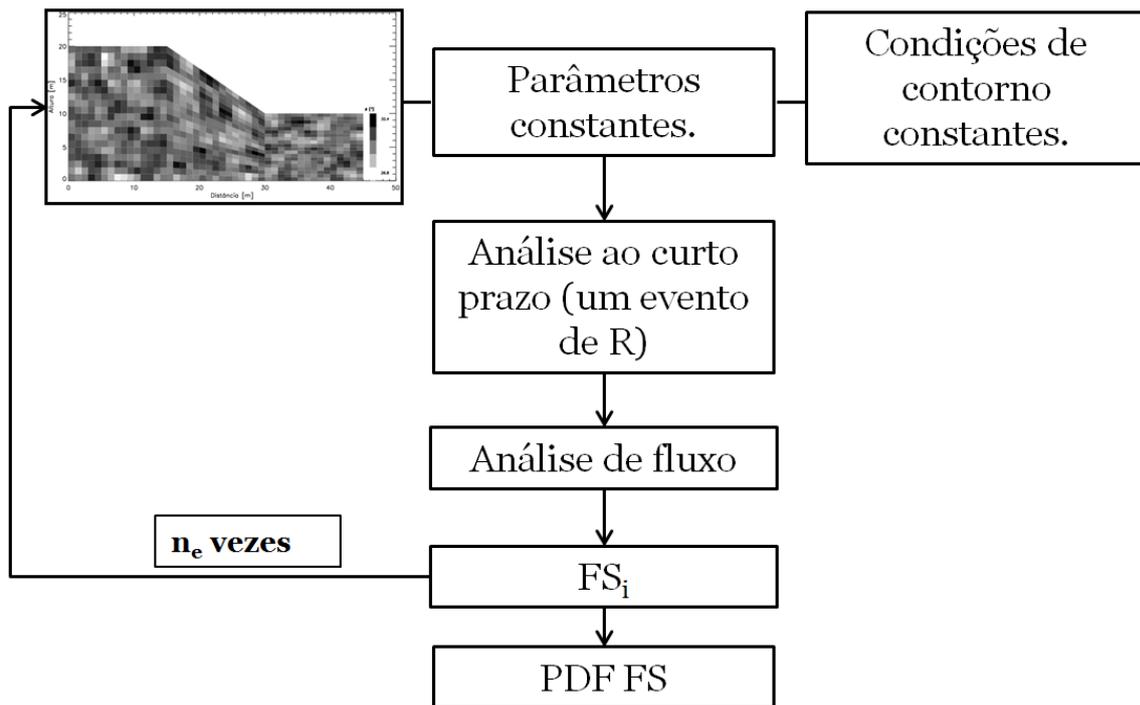


Figura 4.14. Metodologia para analisar a influência da variabilidade espacial dos parâmetros no comportamento do FS.

Para estudar a influência da variabilidade espacial dos parâmetros antes mencionados, foram analisados cinco casos diferentes. Os primeiros quatro variando cada parâmetro individualmente, e o quinto, variando todos os parâmetros ao mesmo tempo. Nestas análises foram determinandas as funções de probabilidade do fator de segurança para tempos correspondentes a 8 h, 16 h, 24 h, 32 h, 40 h e 48 h.

O número de tentativas foi definido de acordo com a Equação 2.24, considerando um nível de confiança do 95% ( $d=1.96$ ) e um erro do 10%. Para as análises variando só um parâmetro, o número mínimo de tentativas necessário é 384, embora para maior precisão foram feitas 500. No caso onde foram variados os cinco parâmetros ao mesmo tempo, o número mínimo de tentativas corresponde a 1540.

Os resultados obtidos ao variar cada parâmetro são apresentados na Figura 4.15, na Figura 4.16 e na Figura 4.17f. Nestes gráficos o eixo horizontal corresponde a  $\Delta$  FS, ou seja, aos valores do fator de segurança para cada frequência relativa menos o valor do fator de segurança determinístico de cada tempo (Tabela 4.4). Esta mudança no eixo horizontal foi feita tentando visualizar facilmente a variação no comportamento do FS quando comparado com o FS determinístico. Quando a  $\Delta$  FS é igual a zero, o valor do FS corresponde ao valor do FS determinístico, quando é negativa o valor do FS obtido é menor do que o FS determinístico, e por último, quando a  $\Delta$  FS é positiva o FS da PDF gerada é maior do que o FS determinístico.

Na Figura 4.15a pode-se observar que ao variar o valor de entrada de ar seguindo uma distribuição exponencial, a média do fator de segurança continua sendo a mesma, ou muito similar ( $\Delta$  FS próximo de 0) e a dispersão é pouca, diminuindo ainda mais quando avançar o tempo. Algo similar acontece ao variar a coesão (Figura 4.15b), sendo em este caso a dispersão mais representativa e se mantendo quase constante ao longo do tempo.

Segundo a Figura 4.16a ao variar espacialmente o ângulo de atrito o valor médio do fator de segurança aumenta quando comparado com o valor determinístico, pois o  $\Delta$  FS dos valores do FS com maior frequência relativa é diferente de zero e positiva. Este aumento é similar para todos os tempos, ao igual que a dispersão. Além disso, a dispersão é relativamente grande quando comparada com as dispersões geradas ao variar individualmente os outros parâmetros. Por outra parte, na Figura 4.16b é possível visualizar que ao variar espacialmente o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, o valor médio do FS tende a diminuir, sendo cada vez mais significativa esta diminuição com o tempo, e maior a sua frequência relativa.

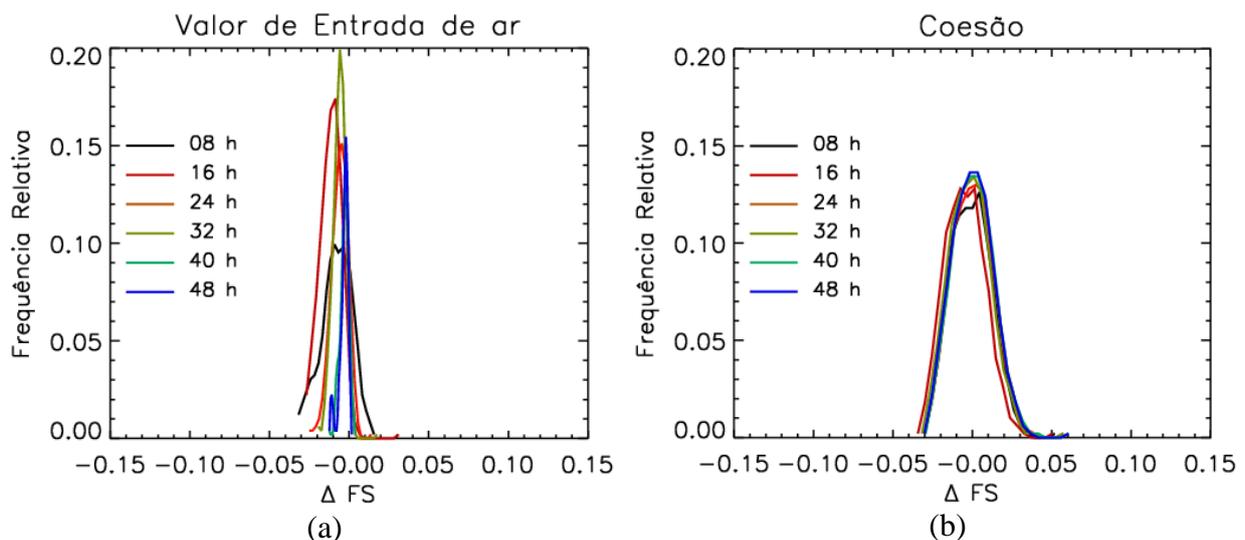


Figura 4.15. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o valor de entrada de ar e (b) a coesão, assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais.

Na análise de sensibilidade observou-se que para o talude escolhido, o FS aumenta quando aumentar o valor de  $k_s$ . No entanto, na Figura 4.16b é apresentado o contrário, pois segundo a PDF do coeficiente de condutividade hidráulica nos nós (Figura 4.10), a probabilidade de obter valores acima do valor com maior frequência é maior do que a probabilidade de obter valores menores. Conseqüentemente, é mais provável que cada elemento tenha valores de  $k_s$  superiores ao valor médio, o que levaria a FS maiores do que o FS determinístico, mas o gráfico indica valores de  $\Delta$  FS negativos, contradizendo o anterior.

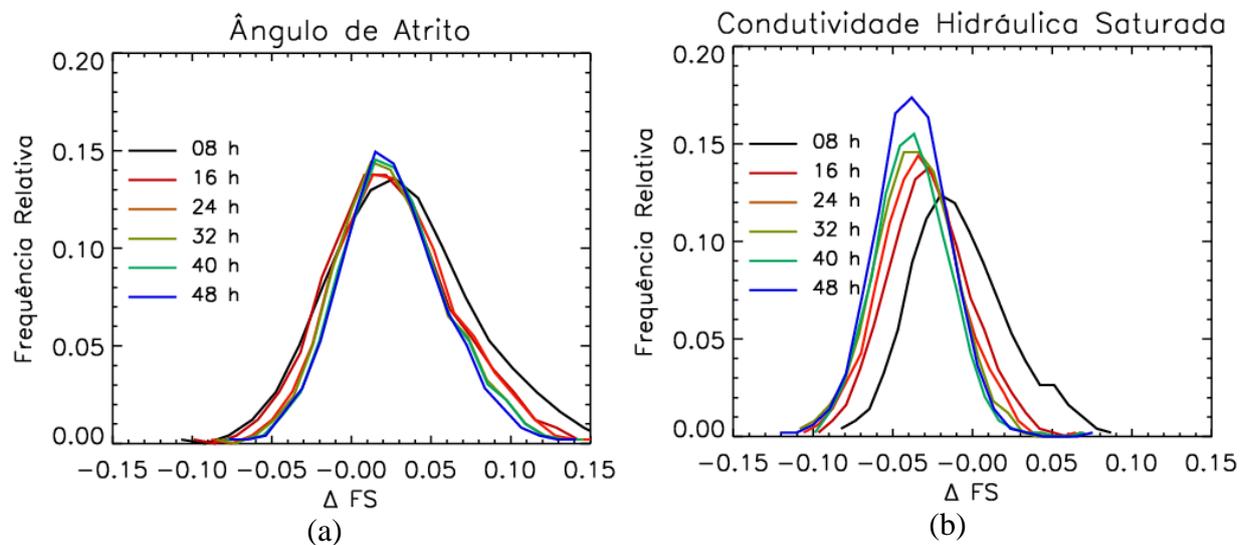


Figura 4.16. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o ângulo de atrito e (b) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais.

Por último, ao variar todos os parâmetros ao mesmo tempo (Figura 4.17), a média do FS aumenta para os primeiros tempos ( $\Delta$  FS positivo), e diminui para tempos maiores ( $\Delta$  FS negativo). Ao fazer a comparação desta gráfica com as geradas ao variar  $\phi$  e  $k_s$ , é possível confirmar os resultados obtidos com o FOSM, que indicam que para tempos pequenos a influência do ângulo de atrito é significativa na estabilidade, enquanto para tempos maiores o comportamento do FS depende em grande medida do coeficiente de condutividade hidráulica.

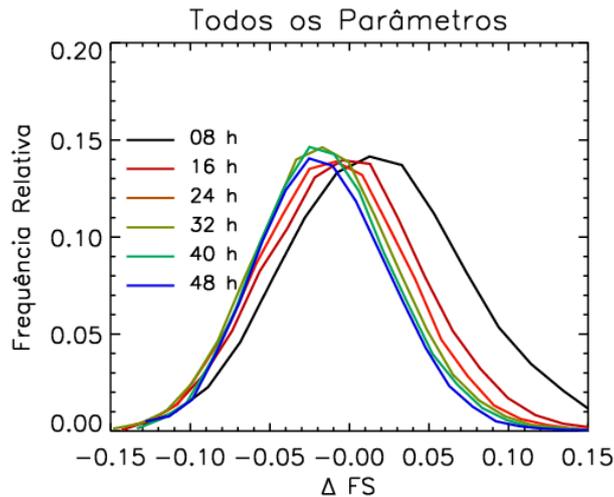


Figura 4.17. PDF do FS ao variar espacialmente ao mesmo tempo  $k_s$ ,  $a$ ,  $c$  e  $\phi$ , assumindo que os parâmetros seguem distribuições exponenciais.

Na Figura 4.18 são apresentadas as frequências relativas e acumuladas, e as probabilidades de ruptura ( $P_r$ ) para cada tempo dos diferentes casos analisados. Esta figura foi realizada com o objetivo de analisar a influência de cada parâmetro quando comparado com os outros, e para visualizar as mudanças da probabilidade de ruptura com o tempo.

Ao observar o comportamento das PDF resultantes ao variar o valor de entrada de ar, é possível notar que embora seja um dos parâmetros que gera menos variabilidade, é a curva que se desloca mais rapidamente à esquerda, atingindo probabilidades de ruptura altas em pouco tempo (99% às 16 horas). Por sua vez, ao variar espacialmente o ângulo de atrito, a curva se desloca mais lentamente à esquerda ao avançar o tempo de chuva, quando comparada com as demais. Isso ocorre porque a influência deste parâmetro é menor ou porque a distribuição assumida ao sortear os valores do ângulo de atrito nos nós foi truncada, permitindo variações em um intervalo relativo menor do que os outros parâmetros.

Como foi expresso antes, a estabilidade do talude nos primeiros tempos têm uma grande influência do ângulo de atrito, como indicado pelo comportamento da probabilidade de ruptura ao variar todos os parâmetros simultaneamente. Para o tempo de 8 horas tem-se que a  $P_r$  ao variar todos os parâmetros é muito menor do que a  $P_r$  ao variar a condutividade hidráulica, o valor de entrada de ar e a coesão, mas é maior do que a  $P_r$  ao variar o ângulo de atrito. O anterior sugere que possivelmente a  $P_r$  ao variar todos os parâmetros esteja diminuída pelo efeito do ângulo de atrito.

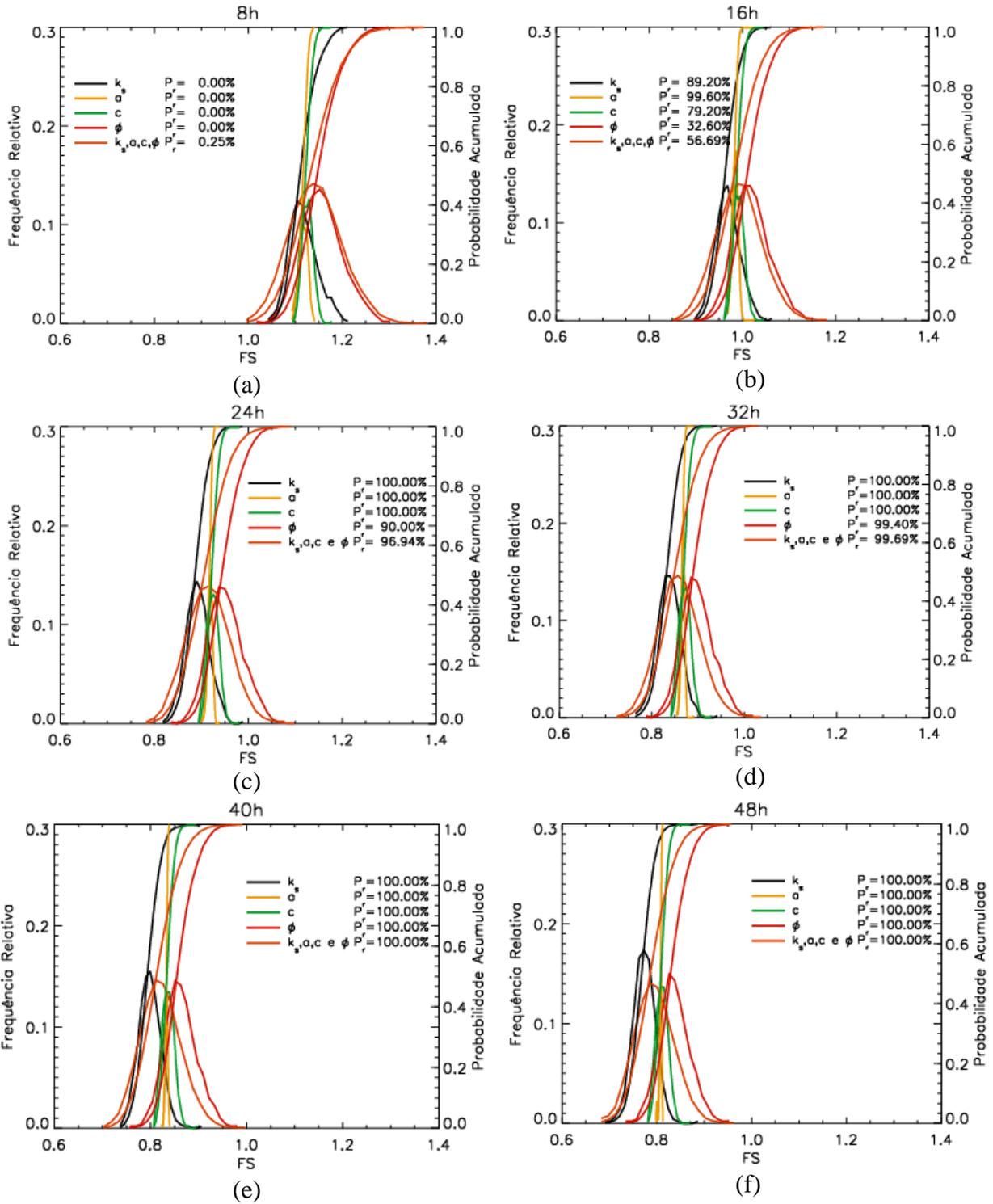


Figura 4.18. Distribuições do FS e probabilidades de ruptura ao variar espacialmente os parâmetros seguindo distribuições exponenciais para (a) 8 h, (b) 16 h, (c) 24 horas, (d) 32 h, (e) 40 h e (f) 48 h.

Resumindo os resultados encontrados ao assumir PDF exponenciais, tem-se que a variabilidade espacial da coesão e do valor de entrada de ar gera pouca dispersão no FS, e que ambas mantêm a média similar ao valor do FS determinístico, o que permite afirmar que a sua influência é irrelevante. Enquanto a variabilidade do ângulo de atrito é significativa, pois embora o valor da média aumente, também o faz consideravelmente a dispersão.

Além disso, segundo a distribuição de probabilidade do FS correspondente à variação de todos os parâmetros simultaneamente, para tempos pequenos a influência do ângulo de atrito é significativa, enquanto para tempos maiores,  $k_s$  e quem determina a estabilidade da encosta, resultado que também foi observado na análise de sensibilidade feita no Item 4.2. Cabe lembrar que este tipo de distribuições não reflete de forma realista o comportamento dos parâmetros variados, pelo que os resultados gerados não podem ser utilizados como referência.

Na Figura 4.19, na Figura 4.20 e na Figura 4.21 são apresentados os resultados obtidos ao assumir PDF normais no sorteio dos parâmetros nos nós. Tal como no caso das PDF exponenciais, foi feita a modificação do eixo horizontal, mostrando  $\Delta$  FS em vez do FS.

Na Figura 4.19 pode ser visto que ao assumir distribuições normais do valor de entrada de ar e da coesão, as PDF geradas continuam tendo a média igual ao FS determinístico e uma dispersão praticamente nula, indicando que ao igual que no caso das PDF exponenciais, a variação espacial destes parâmetros tem uma influência irrelevante na estabilidade da encosta estudada.

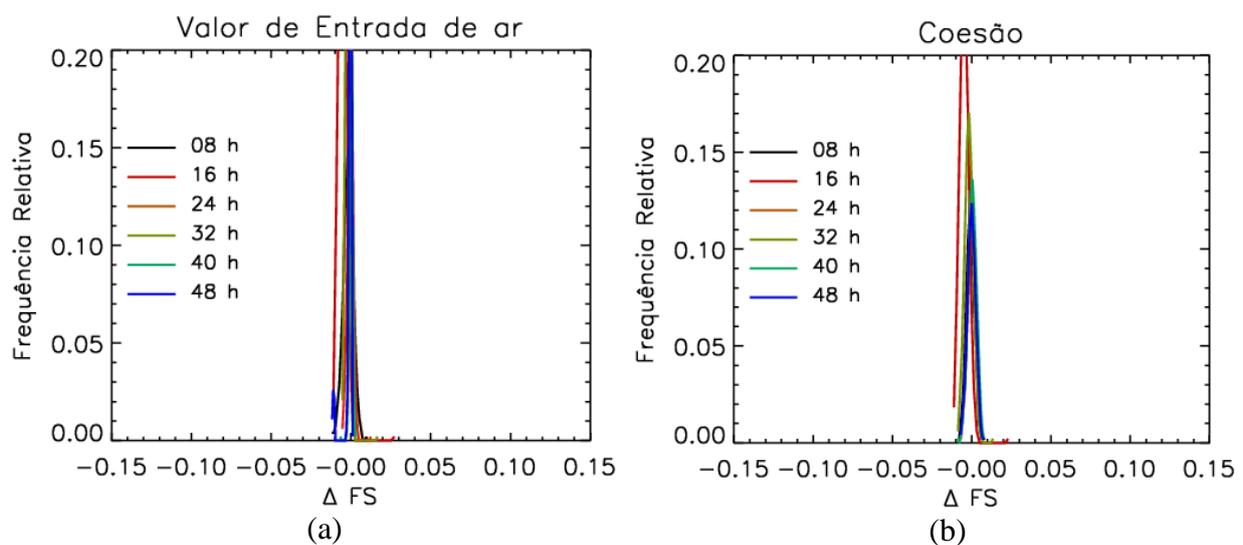


Figura 4.19. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o valor de entrada de ar e (b) a coesão, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais.

As PDF resultantes ao variar o ângulo de atrito mantêm a média similar ao valor determinístico, e a dispersão é relativamente pequena quando comparada com as dispersões geradas ao variar a condutividade hidráulica e todos os parâmetros ao mesmo tempo, como é apresentado na Figura 4.20. Por sua vez, as PDF da variação da condutividade hidráulica (Figura 4.20b) mostram um aumento do valor médio do FS ( $\Delta$  FS positivos), incrementando com o tempo, como a dispersão.

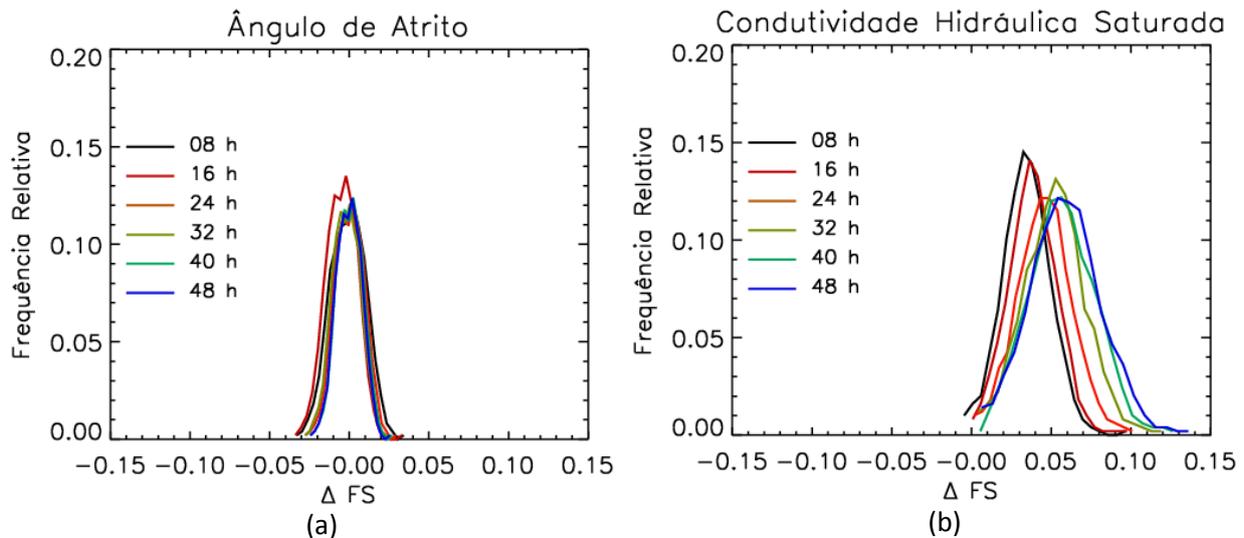


Figura 4.20. PDF do FS ao variar espacialmente (a) o ângulo de atrito e (b) o coeficiente de condutividade hidráulica saturada, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais.

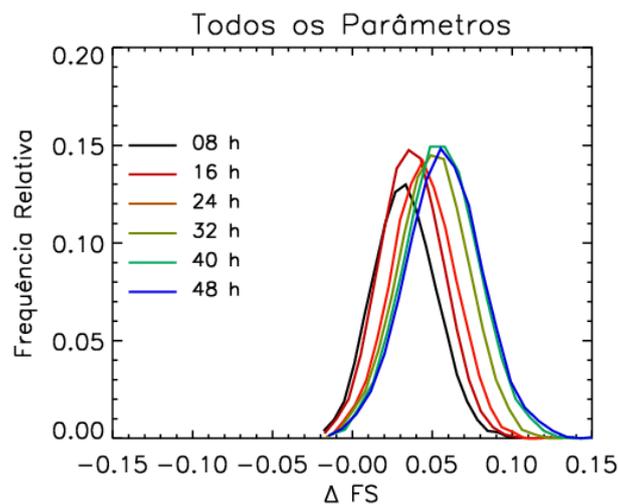


Figura 4.21. PDF do FS ao variar espacialmente  $a$ ,  $c$   $\phi$  e  $k_s$  ao mesmo tempo, assumindo que os parâmetros seguem distribuições normais.

Por último, na Figura 4.21 são apresentadas as PDF geradas ao variar espacialmente os parâmetros simultaneamente. Estas PDF têm um comportamento muito similar às PDF resultantes da variação de  $k_s$ , confirmando a grande influência da permeabilidade no fator de segurança. Contrário ao caso onde são assumidas distribuições exponenciais, neste caso as médias do FS tendem a valores maiores do que FS determinístico ( $\Delta FS$  positivos), e esse aumento vai se acrescentando com o tempo.

Na Figura 4.22 são mostradas as frequências relativas e acumuladas e as probabilidades de ruptura para cada tempo, resultantes ao assumir que os parâmetros seguem distribuições normais.

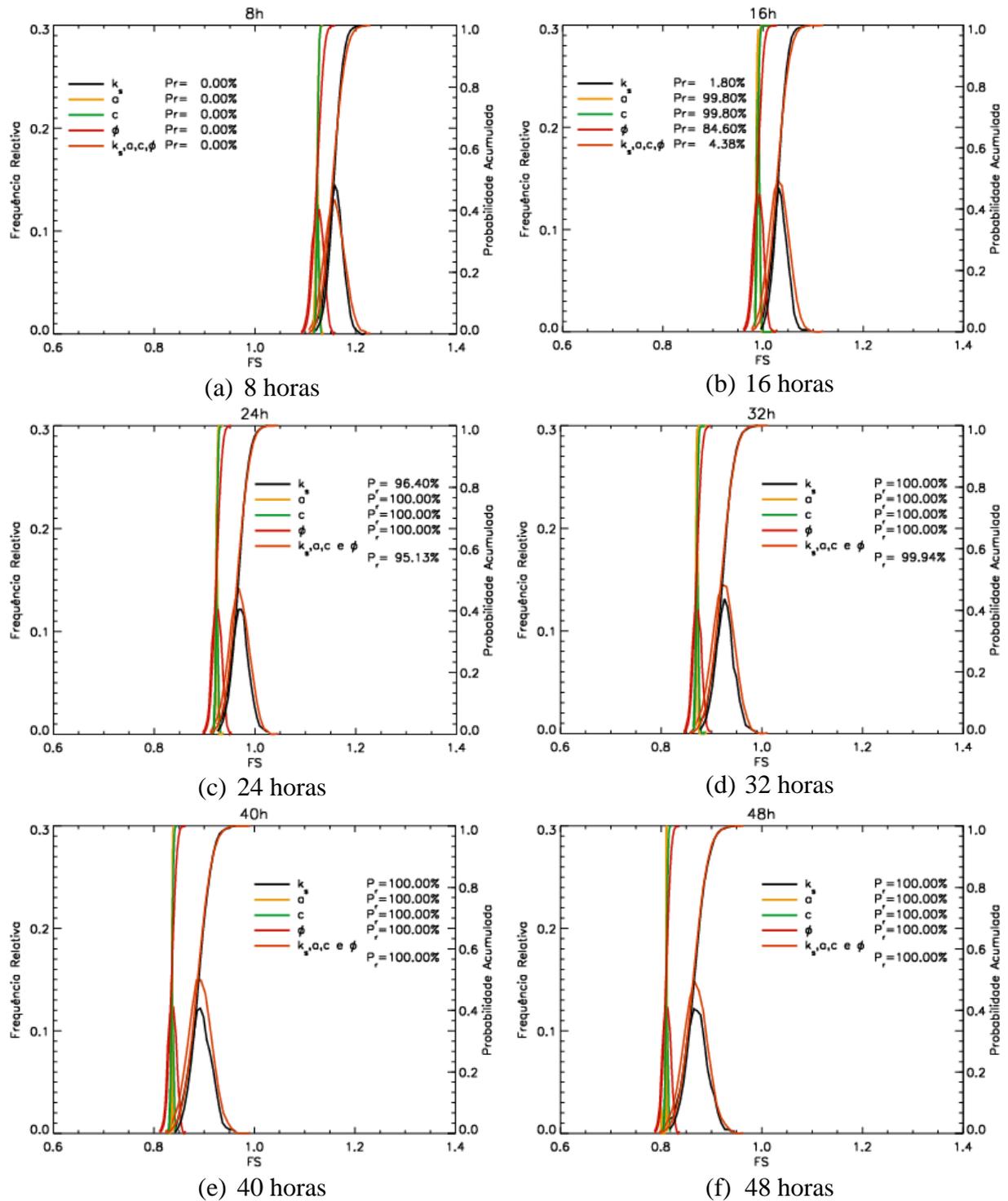


Figura 4.22. Distribuições do FS e probabilidades de ruptura ao variar espacialmente os parâmetros seguindo distribuições normais para (a) 8 h, (b) 16 h, (c) 24 h, (d) 32 h, (e) 40 h e (f) 48 h.

Conforme os resultados obtidos ao variar os parâmetros segundo distribuições exponenciais, as distribuições do FS considerando a variabilidade do valor de entrada de ar e da coesão se deslocam mais rapidamente à esquerda, atingindo altas probabilidades de ruptura em tempos curtos.

Dos resultados discutidos anteriormente ao assumir distribuições normais, tem-se que a influência da variabilidade espacial do valor de entrada de ar e da coesão é relativamente insignificante. Enquanto a influência da variabilidade espacial do coeficiente de condutividade hidráulica e dos quatro parâmetros ao mesmo tempo é representativa. No entanto, o resultado obtido ao variar todos os parâmetros está fortemente ligado com a variabilidade de  $k_s$ .

Considerando que as condições assumidas para o caso analisado são muito desfavoráveis, e todas as distribuições se deslocam em algum momento completamente à esquerda do FS igual a um, foram comparados os tempos necessários para atingir uma probabilidade de ruptura ( $T_{Pr}$ ) igual aos 100% ( $T_{Pr}$ ). Este procedimento foi realizado com o objetivo de determinar as diferenças ao assumir distribuições exponenciais e normais. Na

Outra diferença entre os resultados obtidos ao assumir as duas distribuições nos nós, é o comportamento do FS com a variabilidade do coeficiente condutividade hidráulica. No caso das distribuições exponenciais, os  $\Delta$  FS dos valores médios são negativas, indicando uma diminuição do FS quando comparado com o FS determinístico, sugerindo um talude mais instável (Figura 4.16b). Enquanto ao assumir distribuições normais, as curvas se deslocam à direita, sugerindo uma maior confiabilidade (Figura 4.20b). O anterior pode ser resultado da forma da PDF nos elementos, pois no primeiro caso (Figura 4.10) a cauda direita é muito maior do que a esquerda, sendo mais prováveis valores de  $k_s$  maiores do que o valor médio. Isto, somado a que este tipo de distribuição gera valores maiores quando comparados com os gerados com uma distribuição normal (Figura 4.12), pode levar à saturação do talude.

Tabela 4.9 são resumidos os resultados, tendo que para as análises da variabilidade de  $a$ , de  $c$ , e todos os parâmetros simultaneamente, o tempo necessário para atingir essa probabilidade é o mesmo. Porém, ao analisar a variabilidade do  $k_s$  e do  $\phi$  assumindo os dois tipos de PDF nos nós, os tempos necessários em cada uma são diferentes, como será discutido posteriormente.

Comparando os resultados obtidos ao variar os parâmetros segundo distribuições normais e exponenciais tem-se que, em ambos os casos, a influência da variabilidade espacial do valor de entrada de ar e da coesão é praticamente nula, pois as distribuições do FS obtidas têm médias muito parecidas ao valor determinístico e as dispersões são muito pequenas. Por outro lado, no caso de assumir distribuições exponenciais para o ângulo de atrito, as médias das PDF do fator de segurança têm valores maiores do que o valor determinístico, enquanto se

mantêm iguais ao assumir distribuições normais. O anterior é devido ao fato de no primeiro caso, a PDF dos valores de  $\phi$  nos elementos não ser simétrica, tendo probabilidades diferentes para valores menores e maiores á média. Além disso, a dispersão é grande, quando comparada com a PDF assumindo um comportamento Gaussiano. No segundo caso, a distribuição é simétrica e tem uma dispersão muito menor, levando a PDF do FS com médias muito similares ao valor determinístico e com dispersões muito menores do que as obtidas no caso das PDF exponenciais.

Outra diferença entre os resultados obtidos ao assumir as duas distribuições nos nós, é o comportamento do FS com a variabilidade do coeficiente condutividade hidráulica. No caso das distribuições exponenciais, os  $\Delta$  FS dos valores médios são negativas, indicando uma diminuição do FS quando comparado com o FS determinístico, sugerindo um talude mais instável (Figura 4.16b). Enquanto ao assumir distribuições normais, as curvas se deslocam à direita, sugerindo uma maior confiabilidade (Figura 4.20b). O anterior pode ser resultado da forma da PDF nos elementos, pois no primeiro caso (Figura 4.10) a cauda direita é muito maior do que a esquerda, sendo mais prováveis valores de  $k_s$  maiores do que o valor médio. Isto, somado a que este tipo de distribuição gera valores maiores quando comparados com os gerados com uma distribuição normal (Figura 4.12), pode levar à saturação do talude.

Tabela 4.9. Tempos para as PDF atingir a probabilidade de ruptura igual aos 100%.

Parâmetro	$T_{P_r} = 100\%$ [h]	$T_{P_r} = 100\%$ [h]
	PDF exponenciais	PDF normais
$k_s$	24	32
$a$	24	24
$\phi$	40	24
$c$	24	24
$k_s, a, c$ e $\phi$	40	40

Cabe destacar que a distribuição exponencial leva a valores maiores por estar definida somente por um parâmetro, correspondente ao inverso do valor esperado, enquanto a distribuição normal precisa de dois, a média e o desvio padrão, limitando assim os valores máximos e mínimos gerados.

#### 4.4 VARIABILIDADE TEMPORAL DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO

Com o objetivo de analisar a influência da variabilidade temporal das condições de contorno que representam o fluxo de água entre a atmosfera e o solo, foram feitas sete análises, considerando os efeitos de:

- i. A variabilidade do fluxo lateral que alimenta o lençol freático;
- ii. considerar a condutividade hidráulica constante e variando-a com a quantidade de água no solo;
- iii. a variabilidade dos parâmetros do modelo de chuva  $\lambda$  e  $\alpha$ ;
- iv. a evapotranspiração (ET) e a Interceptação ( $I$ ) juntas;
- v. a evapotranspiração sem interceptação;
- vi. a interceptação sem evapotranspiração; e
- vii. sem evaporação nem interceptação.

Essas análises foram realizadas utilizando o código desenvolvido em IDL para a análise de fluxo e de estabilidade, junto com o modelo ecohidrológico desenvolvido por Rodriguez-Iturbe et al. (1999), com as modificações descritas no Item 3.1. Atendendo o fato de a evapotranspiração ser significativa ao longo prazo, as análises foram feitas nessa escala.

Visando analisar a influência intranual da chuva no FS, inicialmente foi gerada uma série de precipitação aleatória diária, considerando valores diferentes para cada mês da probabilidade de ocorrência de dias úmidos (com chuva) ( $\lambda$ ) e da profundidade média dos eventos ( $\alpha$ ). Com essa série e os valores dos limiares da interceptação, do grau de saturação e da evapotranspiração, foram encontrados os valores diários de infiltração e evapotranspiração. Posteriormente, foi feita a análise de fluxo e estabilidade numa escala diária por um período de 30 anos, colocando como condição de contorno os valores de infiltração e evapotranspiração, segundo as sete análises mencionadas acima.

#### **4.4.1 DADOS UTILIZADOS**

Para caracterizar a precipitação foi utilizada uma série de dados diários de chuva da estação meteorológica Cenicafé, localizada nos Andes, no município Chinchiná, Caldas, Colômbia (05°00' Norte, 75°36' Oeste, 1425 m.s.n.m). Os dados abrangem o período entre 1981 e 2010. A partir dessa série foram obtidos os valores médios mensais dos parâmetros que descrevem a chuva segundo o modelo empregado, ou seja,  $\alpha$  e  $\lambda$  (Equações 3.4 e 3.5). Esses valores são os apresentados na Tabela 4.10, e o gráfico do seu ciclo anual na Figura 4.23.

Tabela 4.10. Valores mensais dos parâmetros da precipitação.

Parâmetro	Jan	Fev	Mar	Abr	Mai	Jun	Jul	Ago	Sep	Out	Nov	Dec
$\alpha$ [cm/dia]	1.05	1.03	1.01	1.17	1.11	0.84	0.94	0.89	1.02	1.20	1.17	0.88
$\lambda$ [1/dia]	0.52	0.53	0.64	0.77	0.77	0.70	0.55	0.61	0.70	0.81	0.73	0.58

O valor do limiar utilizado para representar a interceptação das folhas das plantas ( $I$ ) foi de 0.42 cm, obtido do trabalho de Jaramillo & Châves (1998) para uma plantação de café.

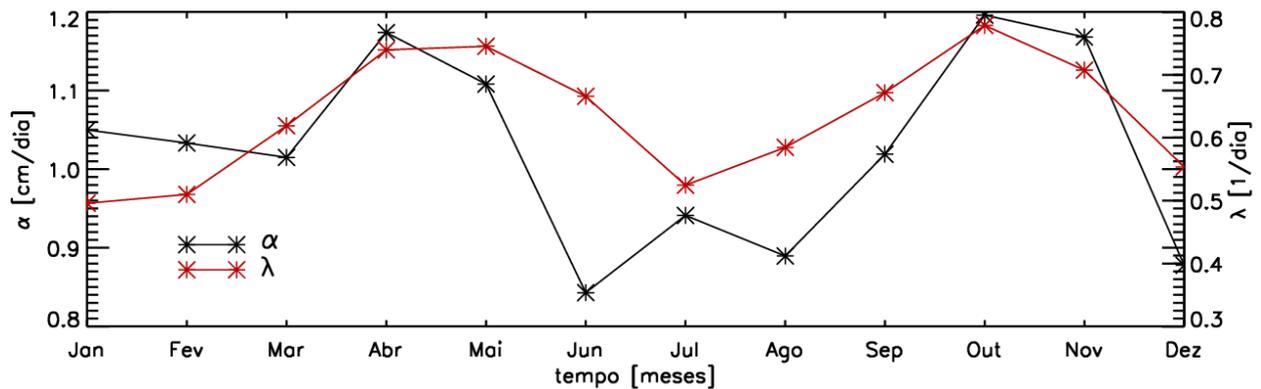


Figura 4.23. Ciclo anual dos parâmetros do modelo de chuva  $\alpha$  e  $\lambda$ .

Posteriormente, utilizando os valores mensais de cada parâmetro e valor de  $I$ , foi gerada uma série de precipitação efetiva (precipitação total menos interceptação) com um comprimento de 30 anos. Esse comprimento corresponde ao tempo necessário para a metodologia se estabilizar, ou seja, para a distribuição do FS resultante ser igual às distribuições geradas ao considerar comprimentos maiores.

Na Figura 4.24 é apresentada a frequência relativa (gráfico de barras) e a frequência acumulada (linha contínua) da série gerada, e na Figura 4.25 as mesmas informações, mas separando os dados correspondentes a cada mês. Nesta última figura, pode-se observar que a região de onde foram extraídos os dados tem uma precipitação de tipo bimodal, ou seja, tem um clima que apresenta duas estações chuvosas e duas secas. As estações chuvosas correspondem aos meses de abril-maio-junho e setembro-outubro-novembro, onde a probabilidade de ter uma lamina de chuva igual a zero cm em um dia, é menor quando comparada com os outros meses.

Os dados necessários para alimentar o modelo hidrológico de Rodriguez-Iturbe et al. (1999) são apresentados na Tabela 4.11 e correspondem aos utilizados por Rueda (2008) na modelagem da umidade do solo da mesma região da chuva considerada.

Tabela 4.11. Parâmetros relacionados com textura do solo.

Parâmetro	Valor
$Z_r$ [cm]	10
$n$	0.68
$E_{máx}$ [cm/dia]	0.35
$E_w$ [cm/dia]	0.01
$S_h$	0.10
$S_w$	0.15
$S^*$	0.29
$S_{fc}$	0.35

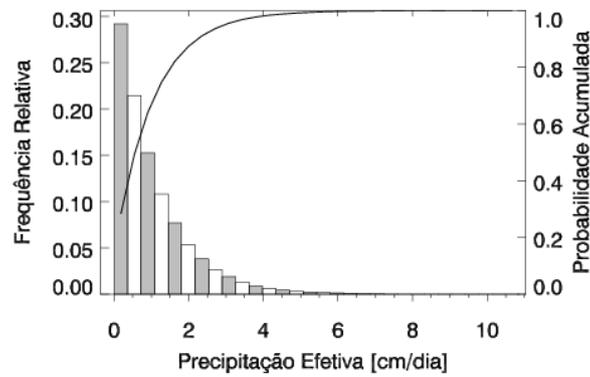
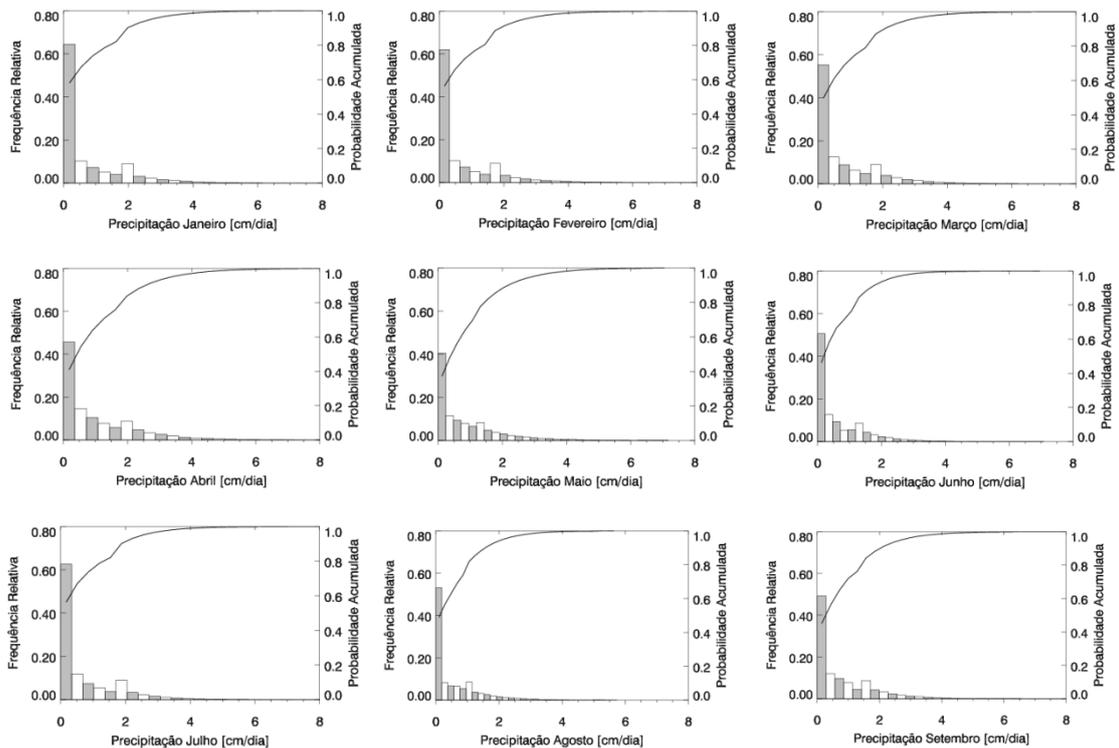


Figura 4.24. Frequência relativa e probabilidade acumulada da precipitação efetiva.



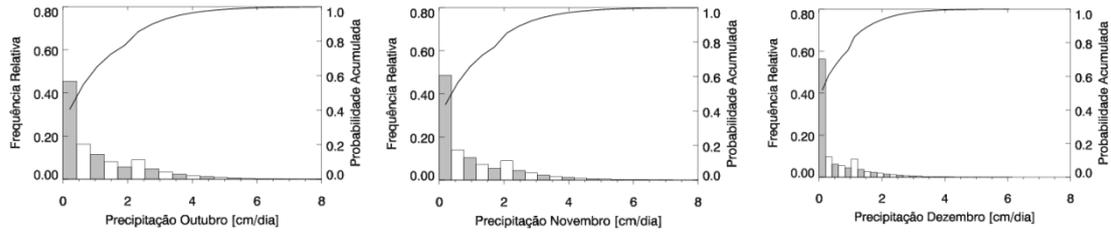


Figura 4.25. Frequência relativa e probabilidade acumulada da precipitação efetiva para cada mês.

Com os dados da Tabela 4.11 e o modelo mencionado, foi possível obter o grau de saturação para cada dia, e a partir deste, os valores diários de percolação, escoamento, infiltração e evapotranspiração.

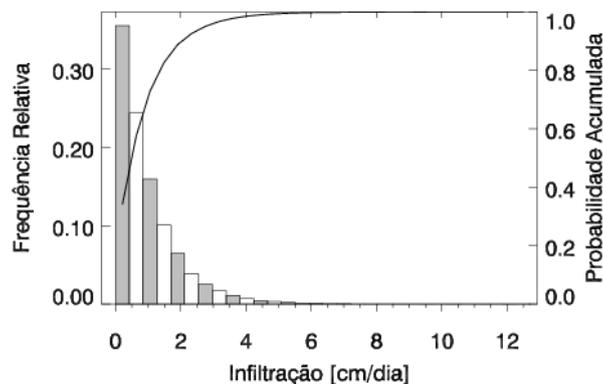
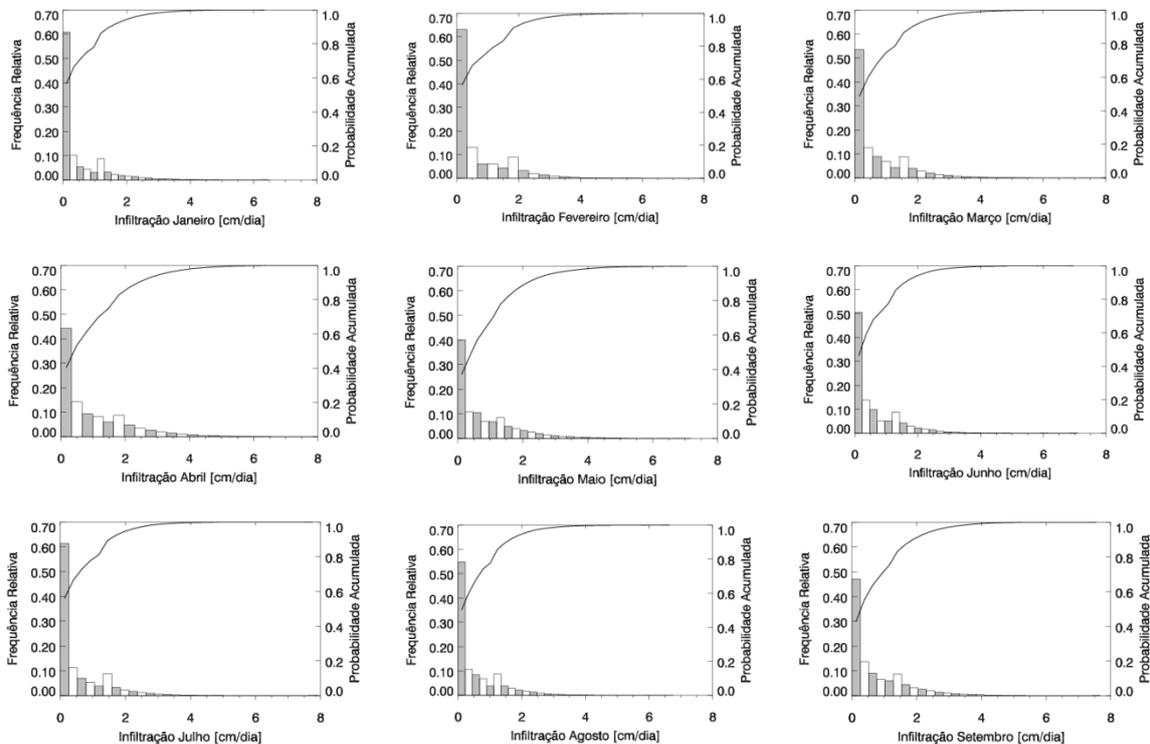


Figura 4.26. Frequência relativa e probabilidade acumulada da infiltração diária.



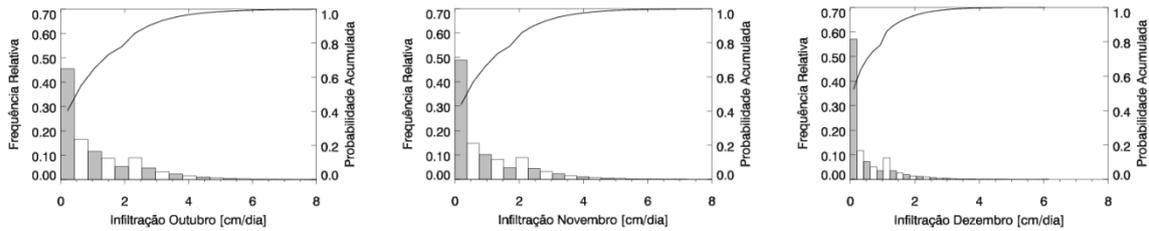


Figura 4.27. Frequência relativa e probabilidade acumulada da infiltração diária para cada mês.

Na Figura 4.26 é apresentada a frequência relativa e a frequência acumulada da infiltração diária, e na Figura 4.27 os mesmos dados, mas separando a informação para cada mês. Este último gráfico é consistente com o gráfico da precipitação efetiva de cada mês, mostrando menores probabilidades de infiltração igual a zero cm por dia nos meses mais chuvosos.

Na Figura 4.28 é resumida a metodologia para avaliar a influência da variabilidade temporal das condições de contorno. Com os parâmetros que caracterizam a chuva ( $\alpha$  e  $\lambda$ ) é gerada uma série de precipitação de 30 anos com resolução de um dia. A partir dos valores diários de chuva e utilizando o modelo de Rodriguez-Iturbe et al. (1999), são geradas as séries de evapotranspiração e infiltração, com o mesmo comprimento e resolução que a precipitação. Posteriormente, com os valores de  $\Phi$  e ET de cada dia e assumindo os demais parâmetros constantes, é realizada uma análise de fluxo e encontrado o fator de segurança. Este procedimento é repetido para cada um dos dias dos trinta anos, gerando assim a distribuição de probabilidade do FS.

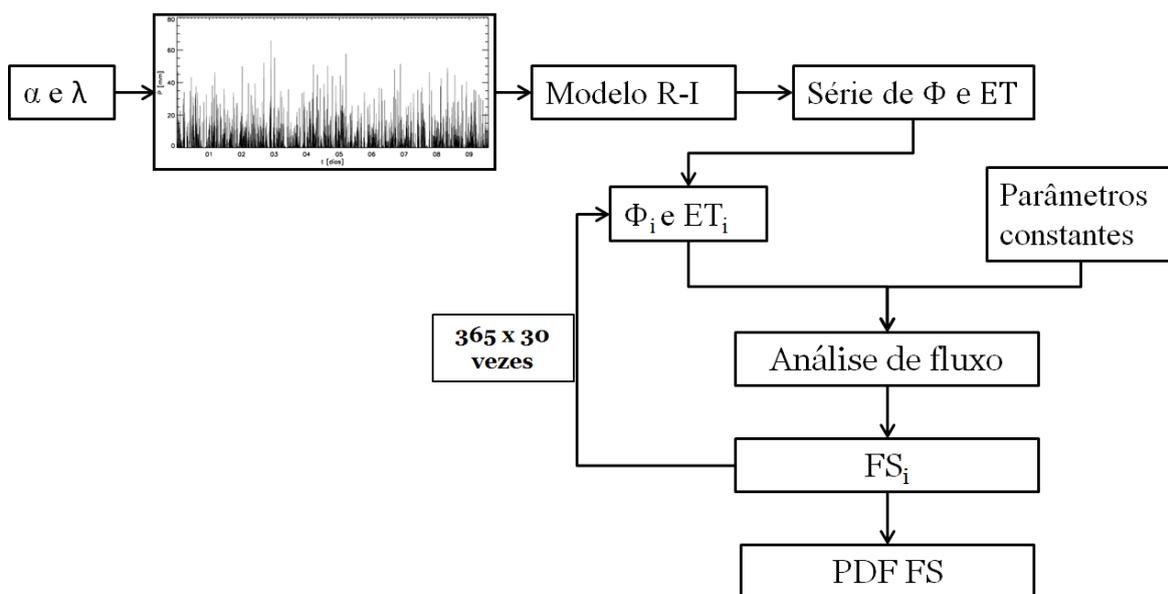


Figura 4.28. Metodologia para analisar a influência da variabilidade temporal das condições de contorno no comportamento do FS.

#### 4.4.2 INFLUÊNCIA DA VARIABILIDADE DO FLUXO LATERAL

Esta análise foi realizada com o objetivo de avaliar a influência da variabilidade do fluxo lateral  $q_L$ , ou seja, a taxa de água subsuperficial que se movimenta lateralmente alimentando o lençol freático. Esta taxa vem da água que se infiltra verticalmente nas vizinhanças do talude até alcançar o lençol freático. A partir de daí avança horizontalmente proporcional ao gradiente hidráulico.

Para estimar a influência da variabilidade desta taxa foram considerados diferentes casos hipotéticos. Inicialmente, foi assumido um fluxo base constante  $q_{L0}$ , com valor igual à taxa que faz que a posição do lençol freático esteja estável quando não entra água pela superfície do talude (sem infiltração superficial). Em seguida, foram estimadas as PDF variando esse fluxo de acordo com as taxas de infiltração e de evapotranspiração do tempo anterior, neste caso, do dia anterior. As variações foram feitas adotando o  $q_{L0}$  mais uma porcentagem (25%, 50%, 75% e 100%) da infiltração do dia anterior menos a evapotranspiração do dia anterior ( $\xi_{t-1} = \Phi_{t-1} - ET_{t-1}$ ), obtendo mudanças positivas quando a infiltração é maior do que a evapotranspiração, e negativas no caso contrário. Os resultados são apresentados na Figura 4.29, sendo a linha contínua a curva obtida com o fluxo lateral constante, e as pontilhadas as obtidas ao variar a taxa segundo as porcentagens mencionadas.

Segundo as informações apresentadas na Figura 4.29, as taxas de infiltração ao longo prazo são maiores do que as taxas de evapotranspiração, pois as curvas indicam que ao aumentar a porcentagem de  $\xi_{t-1}$ , aumenta também a probabilidade de ruptura devido a uma maior quantidade de água no solo, o que significa um lençol freático numa cota superior.

Assumindo um incremento correspondente aos 25% de  $\xi_{t-1}$ , tem-se uma diferença relativa da probabilidade de ruptura ( $(P_{r1} - P_{r2})/P_{r1}$ ) de 38%, e aos 100% de  $\xi_{t-1}$ , uma diferença relativa de 77%. Por outra parte, as médias do FS se mantêm para todos os casos, enquanto a dispersão varia consideravelmente. Isso significa que para as considerações assumidas na metodologia proposta o FS médio depende de fatores mecânicos, porém a dispersão esteja relacionada com a quantidade de água que consegue entrar no solo. Por outra parte, ao contrário dos casos que serão analisados nos itens seguintes, a sensibilidade do fluxo lateral é evidente a ambos os lados da média.

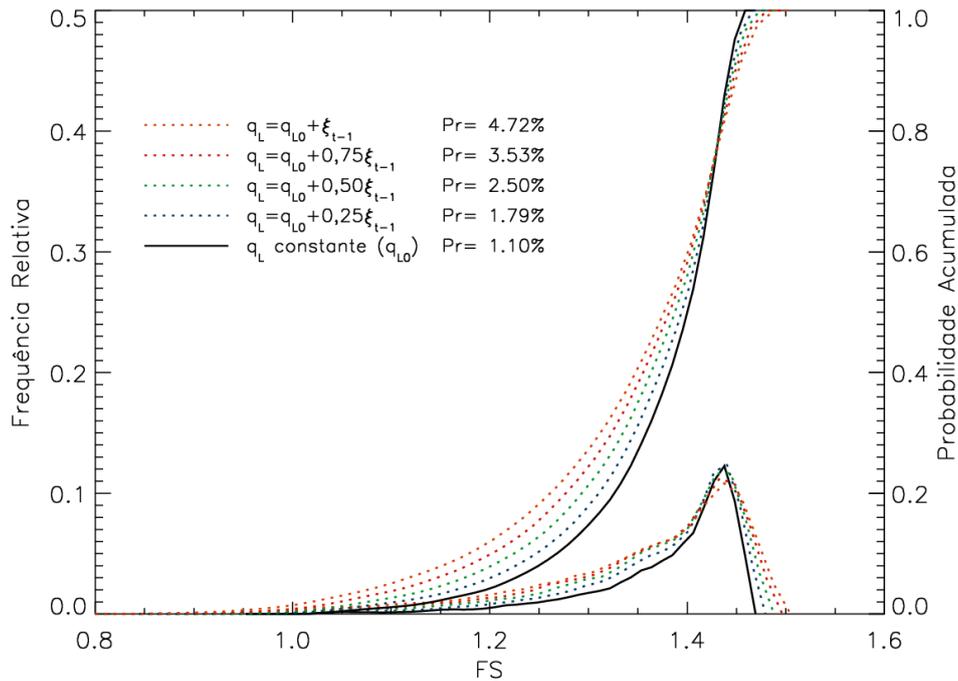


Figura 4.29. Influência da variabilidade do fluxo lateral.

Os resultados discutidos anteriormente evidenciam que em alguns casos, como o considerado neste trabalho, não é suficiente fazer análises de estabilidade considerando somente o que acontece na escala espacial de talude independente, mas é necessário levar em conta a influência dos fluxos na bacia completa, alimentando os modelos com valores realistas de  $q_{L0}$  que representem o comportamento da drenagem na bacia (Wu & Sidle, 1995; Aristizábal, 2013).

#### 4.4.3 INFLUÊNCIA DA CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA

Tentando conhecer a importância de utilizar a curva que relaciona o coeficiente de condutividade hidráulica ( $k_w$ ) com a quantidade de água no solo (curva de permeabilidade), foram feitas duas análises similares, mas na primeira assumindo  $k_w$  constante e igual ao coeficiente de condutividade hidráulica saturada, e na segunda, variando  $k_w$  com a curva de permeabilidade descrita no Item 3.3.2. Os resultados são apresentados na Figura 4.30, onde pode ser visto que ao variar  $k_w$  com a umidade, a média do FS e a sua frequência tendem a diminuir, e conseqüentemente, a probabilidade de ruptura a aumentar. Ao considerar a curva de permeabilidade, tem-se para a maioria dos tempos valores de condutividade hidráulica menores à condutividade hidráulica saturada, e como foi mostrando na análise de sensibilidade, para o talude analisado, a estabilidade é maior quanto mais água consegue sair do solo, sem importar que valores altos de  $k_w$  indiquem também uma maior quantidade de água entrando no solo.

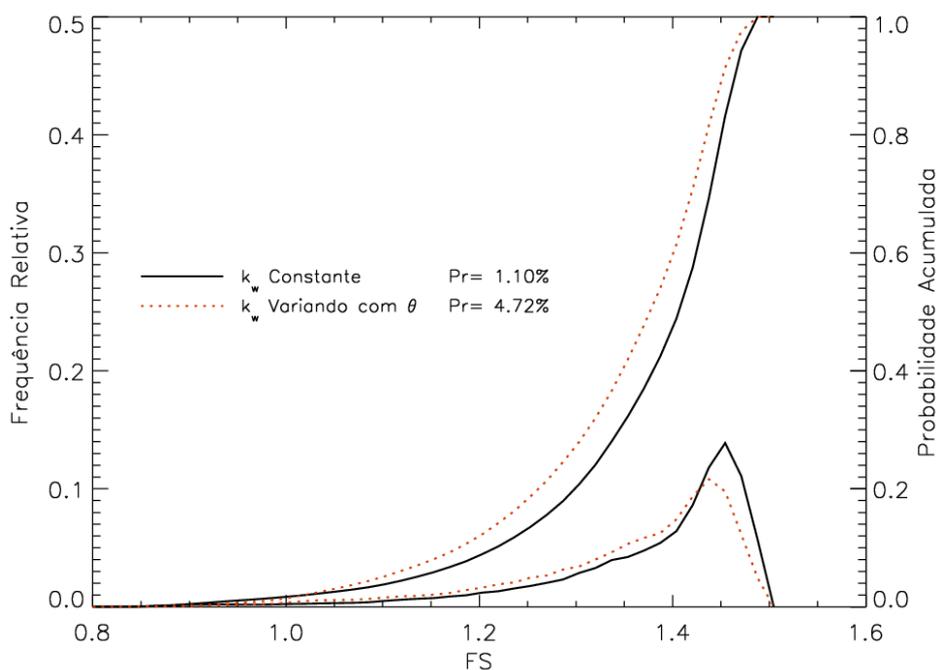


Figura 4.30. Influência da condutividade hidráulica saturada.

#### 4.4.4 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO MODELO DA PRECIPITAÇÃO

Esta análise foi realizada com o objetivo de visualizar as mudanças no FS devidas às mudanças nos parâmetros que definem o comportamento da precipitação. Inicialmente, foi variado o valor de  $\alpha$ , mantendo os outros constantes, e depois o valor de  $\lambda$ , da mesma forma que foi realizada a análise de sensibilidade. Os diferentes valores utilizados são apresentados na Tabela 4.12, e os resultados na Figura 4.31 e na Figura 4.32, sendo as curvas vermelhas as geradas com valores de  $\alpha$  e  $\lambda$  acima da média, e as azuis as geradas com valores abaixo da média. Cabe mencionar, que nesta análise os valores dos parâmetros da chuva foram os mesmos para todos os meses, e que a variação foi de  $\pm 15\%$  e de  $\pm 30\%$  do valor médio, pois essas porcentagens abrangem os valores apresentados na Tabela 4.10 e não se têm outras informações dos coeficientes de variação destes parâmetros.

Tabela 4.12. Variação dos parâmetros do modelo de precipitação.

Parâmetro	-30%	-15%	Média	+15%	+30%
$\alpha$ [cm/dia]	0.	0.90	1.03	1.18	1.34
$\lambda$ [1/dia]	0.51	0.57	0.66	0.76	0.86

Na Figura 4.31 são apresentadas as curvas de frequência relativa e de probabilidade acumulada obtidas para os diferentes valores de  $\alpha$ . Ao aumentar o valor de  $\alpha$ , aumenta também a probabilidade de ruptura, pois esse parâmetro indica a lamina média de chuva diária, e quanto mais alto o seu valor, maior a quantidade de água que pode entrar no solo, e consequentemente, a probabilidade do talude falhar.

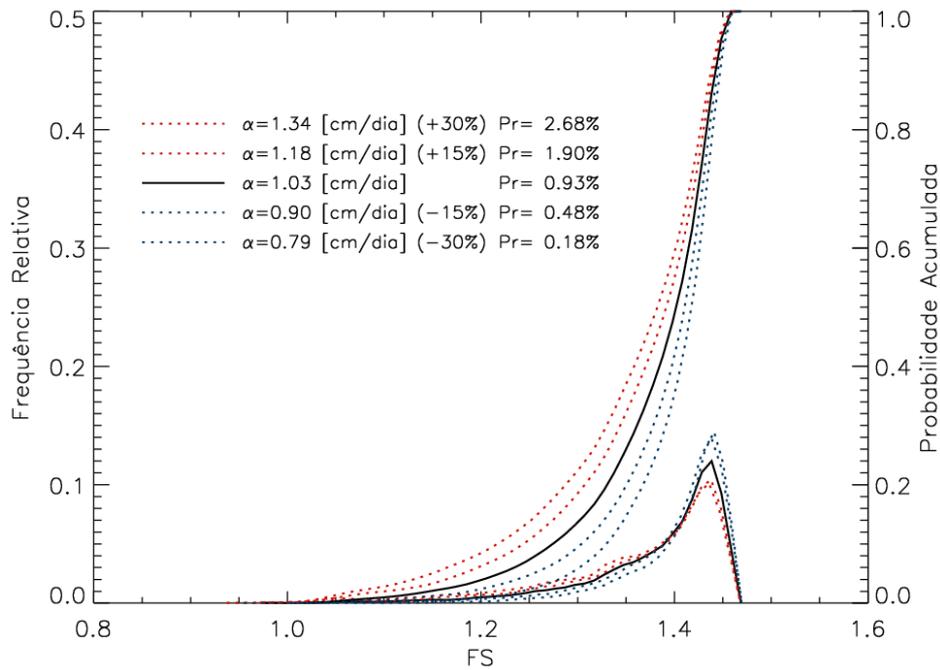


Figura 4.31. Sensibilidade da metodologia ao parâmetro da chuva  $\alpha$ .

Posteriormente, na Figura 4.32 são apresentadas as curvas resultantes da variação de  $\lambda$ , mostrando que o comportamento é similar ao resultado anterior, ou seja, quanto maior o valor do parâmetro, maior a probabilidade de ruptura. Neste caso isso acontece devido a que  $\lambda$  indica a probabilidade da ocorrência de um evento de chuva em um dia, então para valores altos de  $\lambda$  tem-se mais dias com chuva, e com isso, maior probabilidade do talude romper.

Embora o efeito dos dois parâmetros seja similar, é possível observar que ao variar  $\lambda$  as mudanças nas frequências relativas das médias é mais significativa quando comparadas com as mudanças ao variar  $\alpha$ , no entanto, as probabilidades de ruptura indicam um efeito contrário. Ao variar o valor médio de  $\alpha$  e de  $\lambda$  nas mesmas porcentagens, as  $P_r$  (fatores de segurança menores a 1) são mais sensíveis ao primeiro parâmetro, enquanto a influência de  $\lambda$  é mais significativa para valores altos de FS.

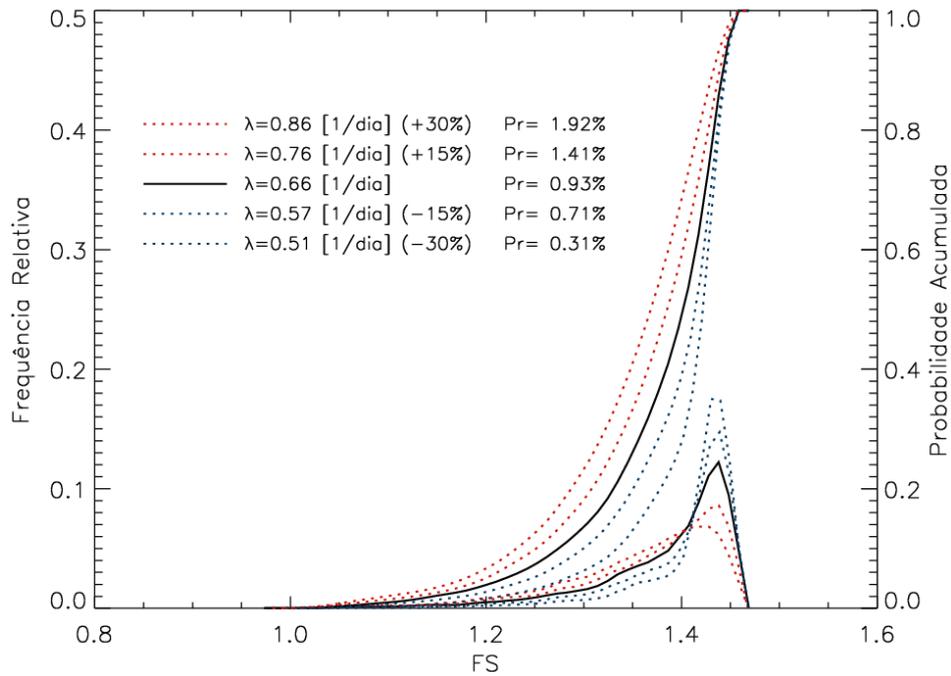


Figura 4.32. Sensibilidade da metodologia ao parâmetro da chuva  $\lambda$ .

Na Figura 4.31 e na Figura 4.32, semelhante ao caso do fluxo lateral, as médias de todas as curvas se mantêm iguais, indicando que na metodologia utilizada, o valor do FS médio depende praticamente na sua totalidade das propriedades mecânicas da encosta. Assim, se pode deduzir que um deslizamento não ocorre pelo FS médio, mas por um FS instantâneo que acontece devido a fatores hidrológicos, e não mecânicos.

#### 4.4.5 INFLUÊNCIA DA EVAPOTRANSPIRAÇÃO E A INTERCEPTAÇÃO DA VEGETAÇÃO

Por último, para avaliar o efeito da evapotranspiração e da interceptação das folhas das plantas, foram comparados os resultados obtidos para quatro casos diferentes: (iv) considerando as taxas de infiltração e evapotranspiração diária e o limiar de interceptação, (v) considerando a infiltração e a  $ET$ , (vi) considerando a infiltração e a  $I$ , e por último (vii) considerando somente a taxa de infiltração, assumindo que não existe interceptação nem evapotranspiração. As curvas de frequência relativa e probabilidade acumulado ao considerar todos os dias dos 30 anos, são apresentadas na Figura 4.33. Além disso, aproveitando as informações mensais dos parâmetros da chuva, foi analisado o efeito destas componentes e o comportamento do FS para cada mês. Esses resultados são mostrados na Figura 4.34.

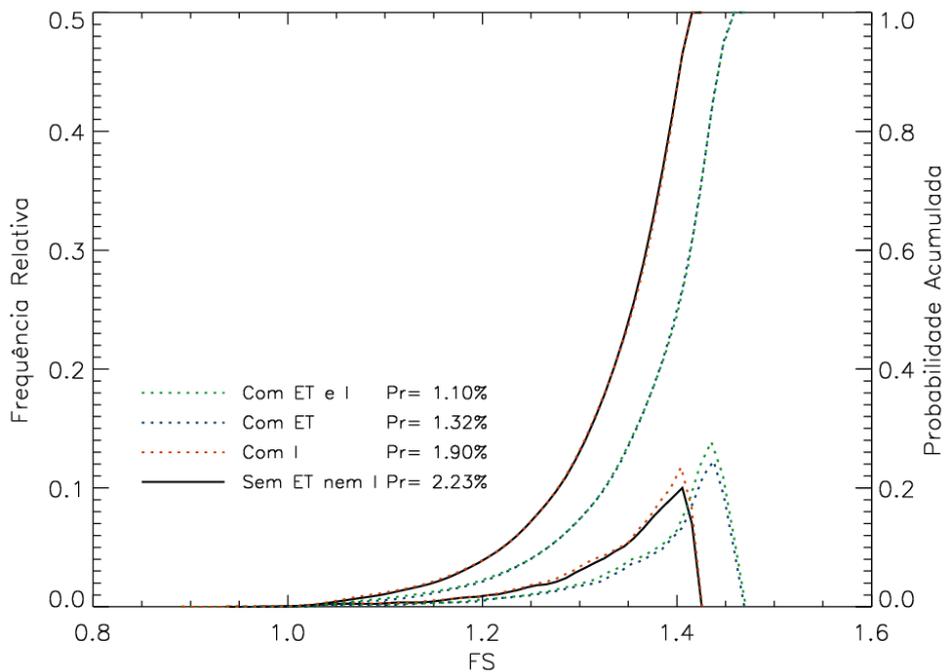


Figura 4.33. Influência da evapotranspiração e da interceptação da vegetação.

Na Figura 4.33 é possível observar que as curvas resultantes ao levar em consideração a evapotranspiração, estão deslocadas à direita quando comparadas com as curvas onde é negligenciada. Além disso, os valores médios têm uma frequência maior. O anterior indica que ao longo prazo, a saída de água do solo devida á evapotranspiração faz que o talude tenha um FS mais alto, sendo menos provável sua ruptura. Por sua vez, a interceptação apresenta uma influência menos representativa, deslocando as curvas numa quantidade praticamente nula, ainda que leve a um aumento na frequência relativa dos valores médios das PDF do FS.

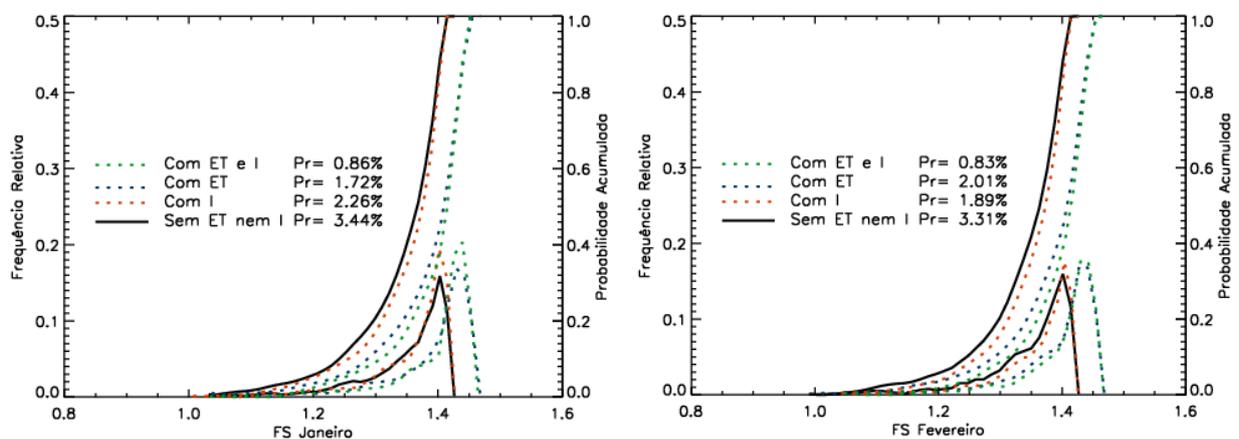
Comparando as probabilidades de ruptura correspondentes a cada caso, pode-se ver que embora a influência da interceptação aparentemente seja pouca, as  $P_r$  dos casos (iv) e (vi) diferem relativamente em aproximadamente um 15% das  $P_r$  dos casos (v) e (vii) respectivamente. No entanto, a influência da evapotranspiração é muito mais significativa, sendo a diferença relativa entre a  $P_r$  do caso (v) e a  $P_r$  do caso (vii) de 40%. Além disso, ao considerar valores conservadores do FS, ou seja, maiores à unidade (como os utilizados em projetos de engenharia), as diferenças são mais evidentes, pois as probabilidades de obter valores, por exemplo, menores de 1,3 com as diferentes curvas diferem significativamente.

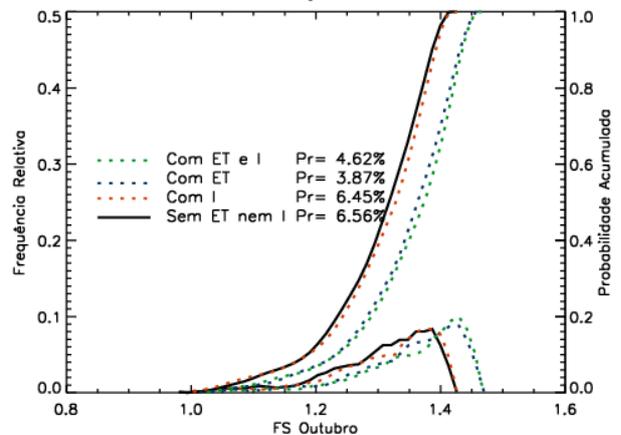
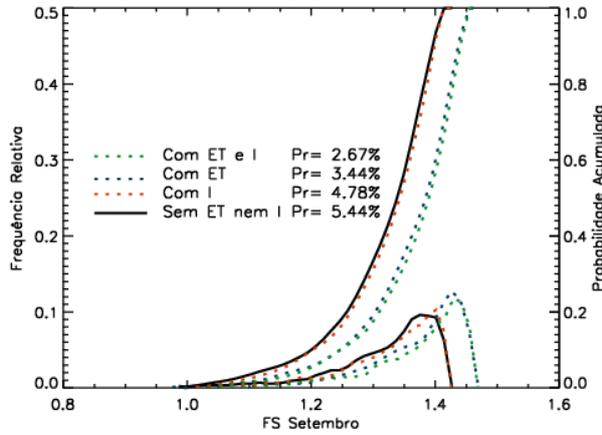
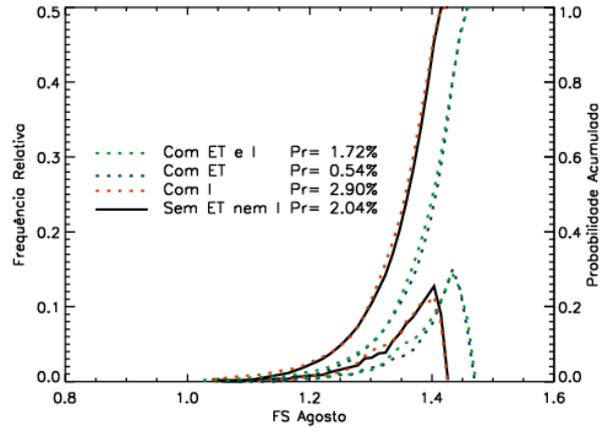
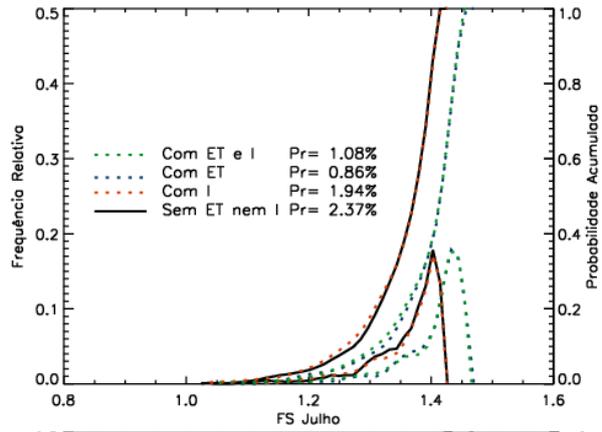
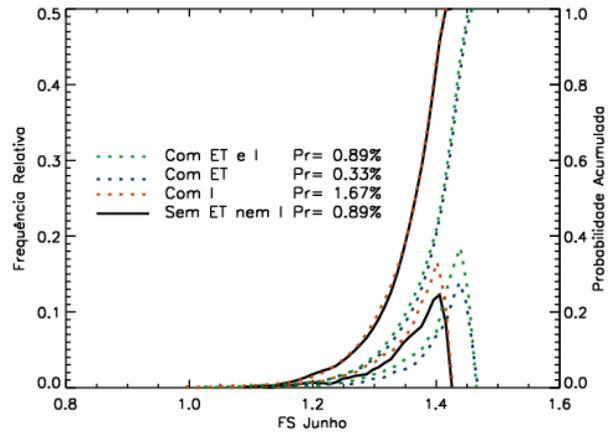
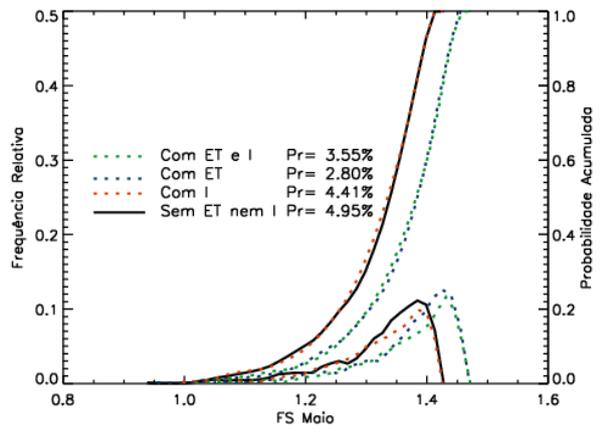
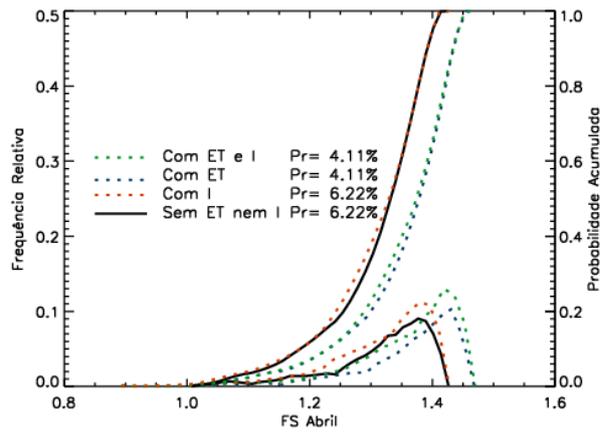
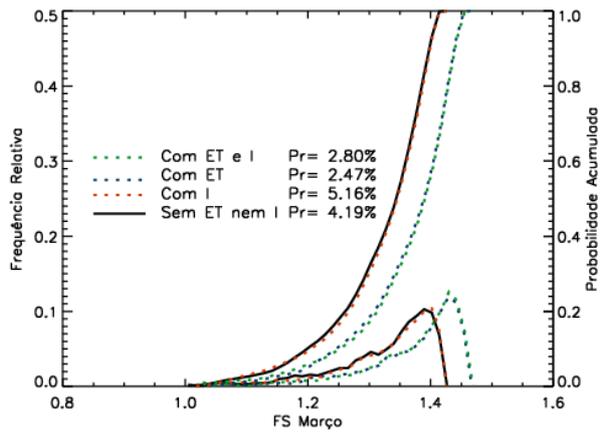
Na Figura 4.34 é mostrado que os efeitos da  $ET$  e da  $I$  para cada mês, são essencialmente os mesmos descritos para os 30 anos. No entanto, no mesmo gráfico podem-se observar algumas diferenças na forma das PDF do FS entre os diferentes meses. Para abril, maio, setembro, outubro e novembro as curvas apresentam uma redução significativa da frequência relativa do

valor médio e uma maior dispersão dos dados, indicando uma maior probabilidade de obter FS menores ao valor médio (as áreas sob a parte da curva que corresponde aos valores maiores da média, são menores do que nos outros meses). Segundo a informação apresentada na Tabela 4.10 e na Figura 4.25, esses meses são alguns dos mais chuvosos da região analisada, sugerindo assim, que a estabilidade do talude está fortemente influenciada pelos padrões da chuva. Por conseguinte, a probabilidade de ruptura está diretamente relacionada com a probabilidade de ocorrência de eventos de chuva e com as suas profundidades.

Além disso, na Figura 4.34 se apresenta de novo que, levando em conta as considerações assumidas na metodologia proposta, o FS médio é função das propriedades mecânicas da encosta, pois as médias para cada caso analisado são praticamente as mesmas para todos os meses, enquanto a dispersão depende dos fatores hidrológicos. Nos meses mais secos, tais como janeiro, fevereiro, julho e dezembro, o FS está mais concentrado na média, e nos meses úmidos é mais disperso, aumentando a cauda esquerda, mas mantendo a direita similar.

Cabe destacar que os resultados analisados anteriormente, somente são válidos para o tipo de vegetação escolhida, ou seja, para um cultivo de café, pois cada planta consegue interceptar e transpirar diferentes quantidades de água. Além disso, os resultados provavelmente mudem ao considerar geometrias e solos diferentes.





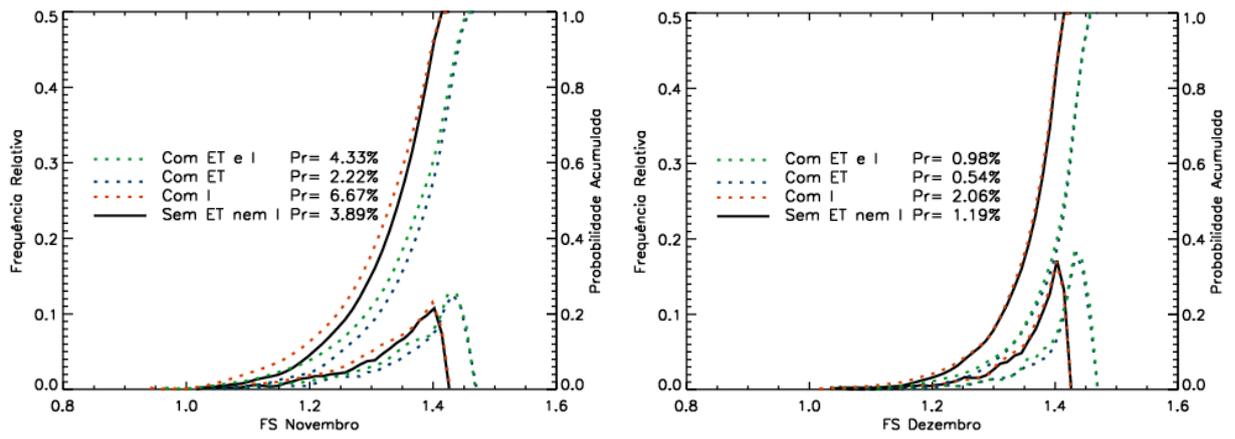


Figura 4.34. Influência da evapotranspiração e da interceptação da vegetação a cada mês.

## 5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

A seguir serão apresentadas as conclusões obtidas ao analisar os resultados da dissertação e as pesquisas sugeridas para trabalhos futuros no tema dos deslizamentos deflagrados pelas chuvas.

### 5.1 CONCLUSÕES

Existe evidência da estreita relação entre as condições hidroclimáticas como fator deflagrador e a ocorrência de deslizamentos, pois a estabilidade de encostas está fortemente influenciada pela quantidade de água nas camadas do solo. Essa quantidade por sua vez, depende da interação entre os sistemas atmosfera-solo, convertendo o fenômeno dos deslizamentos num problema de interesse para a geotecnia e a hidrologia. No entanto, os conceitos desenvolvidos pelas diferentes disciplinas não têm sido relacionados adequadamente.

Além disso, o problema da estabilidade envolve uma grande incerteza, sendo necessário desenvolver metodologias de análise em termos probabilísticos. No trabalho realizado foi avaliada a influência em termos probabilísticos da variabilidade de alguns parâmetros hidráulicos e mecânicos, e das condições de contorno que representam a interação clima-solo-vegetação. Dos resultados obtidos, se conclui que:

- Dos parâmetros que definem a resistência ao cisalhamento do solo, o FS do talude estudado é mais sensível ao ângulo de atrito; dos parâmetros da curva de retenção de água do solo, o FS é mais sensível ao valor de entrada de ar, e por último, dos parâmetros da curva de permeabilidade, o FS é mais sensível ao coeficiente de condutividade hidráulica saturada.
- No problema estudado nesse trabalho, a influência dos parâmetros mecânicos é maior para tempos pequenos (<8h), e diminui com o tempo, sendo que os parâmetros hidráulicos passam a ter maior influência. Para tempos próximos a 24 horas o valor do FS depende quase na sua totalidade da condutividade hidráulica saturada. Além disso, os parâmetros que definem as curvas de retenção de água do solo e de permeabilidade não têm nenhuma influência no tempo igual a zero, uma vez que a matriz de massa é igual a zero para o caso estacionário.
- A influência do coeficiente de condutividade hidráulica saturada no talude escolhido é muito significativa, pois a sua estabilidade depende em grande medida da localização do lençol freático, e este varia consideravelmente com  $k_s$ .
- Nas análises de variabilidade espacial foi observado que as PDF dos valores atribuídos a cada elemento são diferentes das PDF consideradas inicialmente nos nós, pois ao fazer a

interpolação dos quatro valores que formam cada elemento, os valores resultantes começam a seguir uma distribuição similar à normal, com média aparentemente igual à média da PDF dos nós. Ao considerar distribuições exponenciais nos nós, as PDF resultantes nos elementos tendem a ser assimétricas, com cauda direita maior, enquanto quando são consideradas distribuições normais, as PDF dos elementos têm a mesma forma, mas a dispersão diminui notavelmente.

- Ao assumir distribuições exponenciais e normais para os valores sorteados nos nós, tem-se que a influência da variabilidade espacial da coesão e do valor de entrada de ar, é irrelevante, enquanto a influência da variabilidade da condutividade hidráulica saturada e de todos os parâmetros ao mesmo tempo é muito significativa, no entanto, a influência desta última está altamente relacionada com a influência de  $k_s$ . Por outro lado, ao assumir PDF exponenciais para o ângulo de atrito, a média do FS aumenta quando comparada com o valor obtido na análise determinística e a dispersão dos dados é alta, enquanto ao assumir PDF normais, a média se mantém igual e a dispersão é muito menor.
- A distribuição de probabilidade da infiltração está claramente ligada à PDF da precipitação efetiva, tendo para ambos os casos um comportamento bimodal, com duas estações chuvosas e duas secas, correspondentes a altas taxas e baixas taxas de infiltração respectivamente.
- Para o modelo assumido e as suas características, o valor médio do FS depende dos fatores mecânicos envolvidos no problema da estabilidade de encostas, enquanto a dispersão tem a ver com fatores hidrológicos. O anterior indica que um deslizamento deflagrado por chuvas, não ocorre pelo FS médio, mas por um FS instantâneo ocasionado por fatores hidrológicos.
- Não é suficiente realizar as análises de estabilidade de encostas considerando somente o que acontece em uma escala de talude individual, pois o fluxo lateral, que está relacionado com a drenagem de toda a bacia, pode influenciar o comportamento do FS.
- Para a geometria e as características consideradas, tem-se que quanto maior o valor da condutividade hidráulica, maior o valor do fator de segurança, pois enquanto mais água consegue entrar no solo, também mais água consegue sair dele. Esta conclusão foi obtida a partir dos resultados da análise de sensibilidade, da análise da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos e da análise da variabilidade temporal das condições de contorno, ao comparar a PDF obtida mantendo a condutividade hidráulica constante e a PDF obtida ao usar a curva de retenção do solo.

- Para o tipo de vegetação analisada (café), o efeito da vegetação ao longo prazo é significativo no comportamento do FS. No entanto, a saída de água devida à evapotranspiração desempenha um papel mais importante do que a interceptação, pois faz que a PDF do FS se desloque notavelmente à direita, diminuindo assim a probabilidade de ruptura.
- As distribuições do FS correspondentes aos meses mais úmidos apresentam uma redução representativa da frequência relativa do valor médio, e uma maior dispersão dos dados. O anterior comprova a relação existente entre a ocorrência de deslizamentos e os padrões de chuva.

## **5.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS**

Para continuar com o entendimento da ocorrência de deslizamentos deflagrados por chuvas é necessário aprofundar no tema que envolve a interação clima-solo-vegetação. A seguir serão feitas algumas sugestões para pesquisas futuras, dentre as quais estão aspectos não abordados nesta dissertação e aperfeiçoamentos da metodologia. As sugestões são:

- Acoplar o a análise de fluxo com a análise mecânica, por meio da implementação de modelos constitutivos que descrevam a relação tensão-deformação-poropressão de uma forma realista.
- Encontrar a superfície de ruptura potencial para cada tempo e cada condição, deixando de supor que é fixa. Além disso, fazer o cálculo do FS com metodologias que assumam menos simplificadas do que o LEM.
- Utilizar o modelo desenvolvido por Rodríguez-Iturbe como é inicialmente proposto, ou seja, obtendo as distribuições de probabilidade contínuas de cada componente considerada, e não discretizando os resultados a cada dia. E com esses resultados alimentar o modelo geotécnico, evitando assim, fazer a análise para cada dia.
- Realizar uma análise adimensional com o objetivo de separar a influência dos efeitos hidráulicos e mecânicos. Além disso, visando generalizar o efeito da variabilidade dos parâmetros hidráulicos e mecânicos para diferentes geometrias, tipos de solo, classes de vegetação e padrões climáticos.
- Encontrar a probabilidade de ocorrência de deslizamentos sob diferentes cenários hidrológicos, como a presença de fenômenos como EL Niño/ Oscilação Sul (ENSO - The El Niño Southern Oscillation) e mudanças do clima.

- Analisar a relação existente entre a escala temporal e espacial dos deslizamentos, com as escalas dos processos hidrológicos e mecânicos envolvidos na ocorrência do fenômeno.
- Considerar de uma forma mais realista o efeito da interceptação das folhas das plantas, pois esta depende da estrutura temporal da precipitação e da cobertura.
- Analisar o efeito na estabilidade de encostas dos diferentes tipos de vegetação, tanto na interceptação da água pelas folhas, como na saída de água do talude devido à evapotranspiração.
- Considerar de forma realista a variabilidade do fluxo lateral.
- Avaliar a influência dos parâmetros envolvidos nos diferentes métodos para obter a curva de retenção de água do solo e a curva de permeabilidade.
- Validar a metodologia proposta utilizando outros modelos, fazendo uma análise de escala ou utilizando bases de dados que relacionem a ocorrência de deslizamentos com eventos de chuva.
- Analisar o significado físico e matemático de que as curvas resultantes da viabilidade do fluxo lateral, da condutividade hidráulica constante e variando com a quantidade de água e dos parâmetros da chuva, se juntem perto da frequência relativa correspondente ao valor de FS de aproximadamente 1.41. Sendo esse valor similar ao fator de segurança determinístico estacionário e ao valor correspondente à mediana.
- Analisar a diferença entre os resultados ao considerar a variabilidade espacial do coeficiente de condutividade hidráulica saturada assumindo uma PDF exponencial e os resultados obtidos nas outras análises que envolvem  $k_s$ , ou seja, que no primeiro caso o FS aumente quando diminui o valor da permeabilidade.
- Realizar a análise de sensibilidade considerando valores mais perto das médias e variando as ordens de grandeza da condutividade hidráulica saturada.
- Realizar a análise da variabilidade espacial dos parâmetros para instantes de tempo mais próximos, tentando acompanhar com detalhe o comportamento da probabilidade de ruptura.
- Considerar o efeito das raízes da vegetação na resistência ao cisalhamento do solo.
- Avaliar os diferentes mecanismos de infiltração (Hortoniano e de Dunne) dependendo da região considerada.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abramson, L., Thomas, L., Sunil, S. & Glenn, B. (2002). *Slope Stability and Stabilization Methods*. Second. John Wiley & Sons, Inc., USA, 712 p.
- Aleotti, P. (2004). A warning system for rainfall-induced shallow failures. *Eng. Geol.*, 73(3-4): 247–265.
- Allen, R.G., Pereira, L.S., Raes, D. & Smith, M. (1998). *Crop evapotranspiration: guidelines for computing crop requirements*.
- Alonso, E.E., Gens, A. & Delahaye, C.H. (2003). Influence of rainfall on the deformation and stability of a slope in overconsolidated clays: a case study. *Hydrogeol. J.*, 11(1): 174–192.
- Ang, A. & Tang, W. (2007). *Probability Concepts in Engineering: Emphasis on Applications to Civil and Environmental Engineering*. 2nd edn. Wiley, New York, USA, 406 p.
- Aristizábal, É. (2013). *SHIA \_ Landslide : Developing a physically based model to predict shallow landslides triggered by rainfall in tropical environments*. PhD., Universidad Nacional de Colombia, Colombia, Medellín, 220 p.
- Baecher, G. & Christian, J. (2003). *Reliability and statistics in geotechnical engineering*. John Wiley & Sons Ltd, England, 619 p.
- Baum, R.L., Savage, W.Z. & Godt, J.W. (2008). *TRIGRS — A Fortran Program for Transient Rainfall Infiltration and Grid-Based Regional Slope-Stability Analysis, Version 2.0*. U.S. Geol. Surv. Open-File Report, 2008-1159,.
- Borga, M., Dalla Fontana, G., Gregoretti, C. & Marchi, L. (2002). Assessment of shallow landsliding by using a physically based model of hillslope stability. *Hydrol. Process.*, 16(14): 2833–2851.
- Borga, M., Dalla Fontana, G., Da Ros, D. & Marchi, L. (1998). Shallow landslide hazard assessment using a physically based model and digital elevation data. *Environ. Geol.*, 35(2-3): 81–88.
- Bouchet, R.J. (1963). Évapotranspiration réelle et potentielle, signification climatique. *Int. Assoc. Sci. Hydrol.*, N.62: 134–142.
- Brewer, A. (2002). *Introducción al Método de Elementos Finitos*.
- Campbell, G.S. (1974). A simple method for determining unsaturated conductivity from moisture retention data. *Soil Sci.*, 117(6).
- Chang, C.-H., Tung, Y.-K. & Yang, J.-C. (1995). Evaluation of probability point estimate methods. *Appl. Math. Model.*, 19(2): 95–105.

- Cheng, Y.M. & Lau, C.K. (2008). *Slope Stability Analysis and Stabilization*. Taylor & Francis Group, New York, USA, 241 p.
- Chok, Y.H. (2008). *Modelling the Effects of Soil Variability and Vegetation on the Stability of Natural Slopes*. PhD Thesis, The University of Adelaide, Australia, 249 p.
- Chow, V.T., Maidment, D.R. & Mays, L.W. (1994). *Hidrología Aplicada*. McGraw- Hill Interamericana., Bogotá D.C., Colombia.
- Chowdhury, R., Flentje, P. & Bhattacharya, G. (2010). *Geotechnical Slope Analysis*. Taylor & Francis Group, London, UK, 737 p.
- Chowdhury, R.N. (1986). Geomechanics risk model for multiple failures along rock discontinuities. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 23(5): 337–346.
- Chowdhury, R.N. (1992). Simulation of risk of progressive slope failure. *Can. Geotech. J.*, 29(1): 94–102.
- Christian, J. (2004). Geotechnical engineering reliability: how well do we know what we are doing? *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 130(10): 985–1003.
- Christian, J.T., Ladd, C.C. & Baecher, G.B. (1992). Reliability and probability in stability analysis. *Stability and Performance of Slopes and Embankments II*, Geotechnical Special Publication No. 31, ASCE, New York, USA, 1071–1111.
- Clapp, R.B. & Hornberger, G.M. (1978). Empirical equations for some soil hydraulic properties. *Water Resour. Res.*, 14(4): 601–604.
- Clough, R.W. & Woodward, R. (1967). Analysis of embankment stress and deformations. *J. Soil Mech. Found. Div*, 93(SM4): 529–549.
- Corps of Engineers. (1997). *Engineering and Design Introduction to Probability and Reliability Methods for Use in Geotechnical Engineering*.
- Crosta, G. (1998). Regionalization of rainfall thresholds: an aid to landslide hazard evaluation. *Environ. Geol.*, 35(2-3): 131–145.
- Crosta, G.B. & Frattini, P. (2008). Rainfall-induced landslides and debris flows. *Hydrol. Process.*, 22(4): 473–477.
- Dai, Y., Fredlund, D.G. & Stolte, W.J. (1993). A probabilistic slope stability analysis using deterministic computer softwar. *Probabilistic Mehods in Geotechnical Engineering*, Balkema, Rotterdam, Canberra, Australia, 267–274.
- Duncan, J. (2000). Factors of safety and reliability in geotechnical engineering. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 126(4): 307–316.

- Duncan, J.M. (1992). State of the art: static stability and deformation analysis. *Stability and Performance of Slopes and Embankments II*, American Society of Civil Engineers, Berkeley, California, USA, 222–266.
- Duncan, J.M. (1996). State of the art: limit equilibrium and finite-element analysis of slopes. *J. Geotech. Eng.*, 122(7): 577–596.
- Dunne, T. & Black, R.D. (1970). An experimental investigation of runoff production in permeable soils. *Water Resour. Res.*, 6(2): 478–490.
- Eagleson, P.S. (1978). Climate, soil, and vegetation: 1. introduction to water balance dynamics. *Water Resour. Res.*, 14(5): 705–712.
- Eagleson, P.S. (2000). The role of water in climate. *Proc. Am. Philos. Soc.*, 144(1): 33–38.
- Exelis Visual Information Solutions. (2009). *Idl* (No. 7.1).
- Farias, M.M. & Assis, A.P. (1998). Uma comparação entre os métodos probabilísticos aplicados à estabilidade de taludes. XI Brazilian Congress on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, ABMS, Brasília, Brasil., 1305–1313.
- Farias, M.M. & Naylor, D.J. (1998). Safety analysis using finite elements. *Comput. Geotech.*, 22(2): 165–181.
- Fernandes, N.F., Guimarães, R.F., Gomes, R.A.T., Vieira, B.C., Montgomery, D.R. & Greenberg, H.M. (2004). Topographic controls of landslides in rio de janeiro: field evidence and modeling. *Catena*, 55: 163–181.
- Fourie, A.B. (1996). Predicting rainfall-induced slope instability. *Proc. ICE - Geotech. Eng.*, 119(4): 211–218.
- Fratini, P., Crosta, G. & Sosio, R. (2009). Approaches for defining thresholds and return periods for rainfall-triggered shallow landslides. *Hydrol. Process.*, 23(10): 1444–1460.
- Fredlund, D.G. & Rahardjo, H. (1993). *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*. John Wiley & Sons, Inc., USA, 507 p.
- Fredlund, D.G. & Krahn, J. (1977). Comparison of slope stability methods of analysis. *Can. Geotech. J.*, 14(3): 429–439.
- Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R. & Widger, R.A. (1978). The shear strength of unsaturated soils. *Can. Geotech. J.*, 15(3): 313–321.
- Fredlund, D.G., Rahardjo, H. & Fredlund, M.D. (2012). *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*. John Wiley & Sons, Inc., New Jersey, USA, 926 p.
- García, E. (2010). Numerical Analysis of the Rainfall Infiltration Problem in Unsaturated Soil. Doutorado, Kyoto University, Kyoto, Japon, 213 p.

- Van Genuchten, M. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Sci.*, 44: 892–898.
- GEO-SLOPE International Ltd. (2013). *Stability Modeling with SLOPE/W*. September. Canada, 242 p.
- Giannecchini, R., Galanti, Y. & D'Amato Avanzi, G. (2012). Critical rainfall thresholds for triggering shallow landslides in the serchio river valley (tuscan, italy). *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, 12(3): 829–842.
- Gitirana Jr., G. de F.N. (2005). *Weather-related geo-hazard assessment model for railway embankment stability*. PhD. Thesis, University of Saskatchewan, Canada, 439 p.
- Gitirana Jr., G. & Fredlund, D.G. (2005). Evaluation of the variability of unsaturated soil properties. *Proceedings of the 58th Canadian Geotechnical Conference*, Canada, 128–135.
- Green, H.W. & Ampt, G.A. (1911). Studies on soil physics. *J. Agric. Sci.*, 4(01): 1–24.
- Griffiths, D. V. (1982). Computation of bearing capacity factors using finite elements. *Géotechnique*, 32(3): 195–202.
- Griffiths, D. V & Kidger, D.J. (1995). Enhanced visualization of failure mechanisms by finite elements. *Comput. Struct.*, 55(2): 265–268.
- Griffiths, D.V. & Fenton, G. (2004). Probabilistic slope stability analysis by finite elements. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 130(5): 507–518.
- Griffiths, D.V. & Fenton, G.A. (2001). Bearing capacity of spatially random soil: the undrained clay prandtl problem revisited. *Géotechnique*, 51(Volume 51, Issue 4): 351–359(8).
- Griffiths, D.V., Huang, J. & Fenton, G. (2009). Influence of spatial variability on slope reliability using 2-d random fields. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 135(10): 1367–1378.
- Griffiths, D.V. & Lane, P.A.A. (1999). Slope stability analysis by finite elements. *Géotechnique*, 49(3): 387–403.
- Guswa, A.J., Celia, M. a. & Rodriguez-Iturbe, I. (2002). Models of soil moisture dynamics in ecohydrology: a comparative study. *Water Resour. Res.*, 38(9): 5–1–5–15.
- Hahn, G.J. & Shapiro, S.S. (1967). *Statistical Models in Engineering*. John Wiley & Sons, Ltd., New York, USA, 376 p.
- Hammersley, J.M. & Handscomb, D.C. (1964). *Monte Carlo Methods*. Methuen's Monographs on Applied Probability and Statistics, London, UK, 178 p.

- Harp, E.L., Reid, M.E., McKenna, J.P. & Michael, J.A. (2009). Mapping of hazard from rainfall-triggered landslides in developing countries: examples from honduras and micronesia. *Eng. Geol.*, 104(3-4): 295–311.
- Harr, M.E. (1987). *Reliability-Based Design in Civil Engineering*. John Wiley & Sons, Ltd., New York, USA, 291 p.
- Harr, M.E. (1989). Probabilistic estimates for multivariate analyses. *Appl. Math. Model.*, 13(5): 313–318.
- Harr, M.E. (1997). *Reliability-based Design in Civil Engineering*. Dover Pubns, Inc., New York, USA, 304 p.
- Highway Research Board. (1978). *Landslides and Engineering Practice*.
- Holtan, H.N. (1961). A concept of infiltration estimates in watershed engineering.
- Horton, R.E. (1933). The role of infiltration in the hydrological cycle. *Trans. Am. Geophys Union*, 14: 446–460.
- Horton, R.E. (1940). An approach towards a physical interpretation of infiltration capacity. *USDA, Agric. Res. Serv. Publ.*, 5: 399–417.
- Iida, T. (2004). Theoretical research on the relationship between return period of rainfall and shallow landslides. *Hydrol. Process.*, 18(4): 739–756.
- Irmak, S., Irmak, A., Allen, R. & Jones, J. (2003). Solar and net radiation-based equations to estimate reference evapotranspiration in humid climates. *J. Irrig. Drain. Eng.*, 129(5): 336–347.
- Iverson, R.M. (2000). Landslide triggering by rain infiltration. *Water Resour. Res.*, 36(7): 1897–1910.
- Jaramillo, R.A. & Cháves, B. (1998). Interceptación de la lluvia en un bosque y en plantaciones de coffea arabica I. *Rev. del Cent. Nac. Investig. del Café CENICAFÉ*, 49: 129–135.
- Kim, J., Jeong, S., Park, S. & Sharma, J. (2004). Influence of rainfall-induced wetting on the stability of slopes in weathered soils. *Eng. Geol.*, 75(3-4): 251–262.
- Kok-Kwang, P. (2008). *Reliability-based design in geotechnical engineering: computations and applications*. Taylor & Francis Group, New York, USA, 530 p.
- Kostiakov, A.N. (1932). On the dynamics of the coefficient of water percolation in soils and the necessity of studying it from dynamic point of view for purposes of amelioration. *Trans. 6th Committee of International Society of Soil Science, Russia*, A15–21.
- Kulhawy, F. (1969). *Finite element analysis of the behavior of embankments*. PhD., University of California, Berkley, California, USA.

- Laio, F., Porporato, A., Ridolfi, L. & Rodriguez-Iturbe, I. (2001). Plants in water-controlled ecosystems: active role in hydrologic processes and response to water stress: ii. probabilistic soil moisture dynamics. *Adv. Water Resour.*, 24(7): 707–723.
- Lepore, C., Kamal, S. a., Shanahan, P. & Bras, R.L. (2011). Rainfall-induced landslide susceptibility zonation of puerto rico. *Environ. Earth Sci.*, 66(6): 1667–1681.
- Li, K. (1992). Point estimate method for calculating statistical moments. *J. Eng. Mech.*, 118(7): 1506–1511.
- Li, X. (2007). Finite element analysis of slope stability using a nonlinear failure criterion. *Comput. Geotech.*, 34(3): 127–136.
- Lind, N.C. (1983). Modelling of uncertainty in discrete dynamical systems. *Appl. Math. Model.*, 7(3): 146–152.
- Liu, Y., He, Z., Li, B. & Yang, Q. (2013). Slope stability analysis based on a multigrid method using a nonlinear 3d finite element model. *Front. Struct. Civ. Eng.*, 7(1): 24–31.
- Lumb, P. (1975). Slope failures in hong kong. *Q. J. Eng. Geol. Hydrogeol.*, 8(1): 31–65.
- Maplesoft a division of Waterloo Maple Inc. (2009). *Maple 13*.
- Montgomery, D.R. & Dietrich, W.E. (1994). A physically-based model for topographic control on shallow landsliding. *Water Resour. Res.*, 30(4): 1153–1171.
- Montgomery, D.R., Sullivan, K. & Greenberg, H.M. (1998). Regional test of a model for shallow landsliding. *Hydrol. Process.*, 12: 943–955.
- Morgan, R.P.C. & Rickson, R.J. (1995). *Slope Stabilization and Erosion Control. A Bioengineering Approach*. E & FN SPON, London, UK, 293 p.
- Munro, R.K., Lyons, W.F., Shao, Y., Wood, M.S., Hood, L.M. & Leslie, L.M. (1998). Modelling land surface–atmosphere interactions over the australian continent with an emphasis on the role of soil moisture. *Environ. Model. Softw.*, 13(3-4): 333–339.
- Ochoa, A. (2004). *Distribuciones Derivadas de Frecuencia con Efectos de Cobertura Parcial y Total para Crecidas en Regiones Áridas*. Tesis de doctorado, Universidad Politécnica de Valencia, España, Valencia, 180 p.
- Oliveira, O.M. (2004). *Estudo sobre a resistência ao cisalhamento de um solo residual compactado não saturado*. Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Brasil, 330 p.
- Otálvaro, I. & Cordão-Neto, M. (2013). Probabilistic analyses of slope stability under infiltration conditions. *Advances in Unsaturated Soils*, Taylor & Francis, 539–543.
- Penman, H. (1948). Natural evaporation from open water, bare soil and grass. *Proc. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.*, 193(1032): 120–145.

- Pham, H.T. V & Fredlund, D.G. (2003). The application of dynamic programming to slope stability analysis. *Can. Geotech. J.*, 40(4): 830–847.
- Philip, J.R. (1957). The theory of infiltration: 1. the infiltration equation and its solution. *Soil Sci.*, 83(3): 345–358.
- Pimentel, C. (2001). *A Relação Da Planta Com a Água*. Editora Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, São Paulo, Brazil, 191 p.
- Potts, D.M., Dounias, G.T. & Vaughan, P.R. (1990). Finite element analysis of progressive failure of carsington embankment. *Géotechnique*, 40(1): 79–101.
- Poveda, G. & Mesa, O.J. (2000). On the existence of lloró (the rainiest locality on earth): enhanced ocean-land-atmosphere interaction by a low-level jet. *Geophys. Res. Lett.*, 27(11): 1675–1678.
- Pradel, D. & Raad, G. (1993). Effect of permeability on surficial stability of homogeneous slopes. *Rev. J. Geotech. Eng.*, 119(2): 315–332.
- Priestley, C.H.B. & Taylor, R.J. (1972). On the assessment of surface heat flux and evaporation using large-scale parameters. *Mon. Weather Rev.*, (February): 81–92.
- Ratnayake, U. & Herath, S. (2005). Changing rainfall and its impact on landslides in sri lanka. *J. Mt. Sci.*, 2(3): 218–224.
- RocScience. (2002). 2D limit equilibrium slope stability for soil and rock slopes: Sample problems. Canadá, 59 p.
- Rodríguez-Iturbe, I. (2000). Ecohydrology: a hydrologic perspective of climate-soil-vegetation dynamics. *Water Resour. Res.*, 36(1): 3–9.
- Rodríguez-Iturbe, I. & Porporato, A. (2004). *Ecohydrology of Water-Controlled Ecosystems*. Cambridge University Press, USA, 478 p.
- Rodríguez-Iturbe, I., Porporato, A., Laio, F. & Ridolfi, L. (2001). Plants in water-controlled ecosystems: active role in hydrologic processes and response to water stress: i. scope and general outline. *Adv. Water Resour.*, 24: 695–705.
- Rodríguez-Iturbe, I., Porporato, A., Ridolfi, L., Isham, V. & Cox, D.R. (1999). Probabilistic modelling of water balance at a point: the role of climate, soil and vegetation. *Proc. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.*, 455(1990): 3789–3805.
- Rosenblueth, E. (1975). Point estimates for probability moments. *Proc. Natl. Acad. Sci.*, 72(10): 3812–3814.
- Rueda, O.A. (2008). *Modelamiento de la Humedad del Suelo en la Región Cafetera de Colombia Bajo Diferentes Coberturas Vegetales*. Master, Universidad Nacional de Colombia, Colombia, 104 p.

- Von Ruetze, J., Lehmann, P. & Or, D. (2013). Rainfall-triggered shallow landslides at catchment scale - threshold mechanics-based modeling for abruptness and localization. *Water Resour. Res.*, : n/a–n/a.
- Sidle, R.C. & Ochiai, H. (Eds.). (2006). *Landslides: Processes, Prediction, and Land Use.* , Water Resour. Monogr. Ser. AGU, Washington, DC, 18, 312 p.
- Simoni, S., Zanotti, F., Bertoldi, G. & Rigon, R. (2008). Modelling the probability of occurrence of shallow landslides and channelized debris flows using geotop-fs. *Hydrol. Process.*, 22(4): 532–545.
- Simota, C. & Mayr, T. (1996). Predicting the soil water retention curve from readily-available data obtained during soil surveys. *Int. Agrophysics*, 10: 185–188.
- Sivakumar Babu, G. & Murthy, D. (2005). Reliability analysis of unsaturated soil slopes. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 131(11): 1423–1428.
- Smith, R.E. & Hebbert, R.H.B. (1979). A monte carlo analysis of the hydrologic effects of spatial variability of infiltration. *Water Resour. Res.*, 15(2): 419–429.
- Thorntwaite, C. (1948). An approach toward a rational classification of climate. *Geogr. Rev.*, 38(1): 55–94.
- Tobutt, D.C. & Richards, E.A. (1979). The reliability of earth slopes. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.*, 3(4): 323–354.
- Tood, D.K. & Mays, L.W. (2005). *Groundwater Hydrology*. Third Edit. John Wiley & Sons, Inc., USA, 636 p.
- Wei, F., Guolin, Y., Xiaohong, L. & Liming, L. (2011). Infinite slope model of rainfall-induced landslide. 2011 International Conference on Consumer Electronics, Communications and Networks (CECNet), Ieee, 3201–3205.
- Wilson, G.W. (1990). *Soil Evaporative Fluxes for Geotechnical Engineering Problems*. PhD. Thesis, University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada, 489 p.
- Wilson, G.W., Fredlund, D.G. & Barbour, S.L. (1994). Coupled soil-atmosphere modelling for soil evaporation. *Can. Geotech. J.*, 31(2): 151–161.
- Wong, F.S. (1984). Uncertainties in fe modeling of slope stability. *Comput. Struct.*, 19(5–6): 777–791.
- Wright, S., Kulhawy, F. & Duncan, J. (1973). Accuracy of equilibrium slope stability analysis. *J. Soil Mech. Found. Div.*, 99(10): 783–791.
- Wright, S.G. (1969). *A Study of Slope Stability and the Undrained Shear Strength of Clay Shales*. PhD., University of California, USA, 687 p.

- Wu, W. & Sidle, R.C. (1995). A distributed slope stability model for steep forested basins. *Water Resour. Res.*, 31(8): 2097–2110.
- Xu, B. & Low, B.K. (2006). Probabilistic stability analyses of embankments based on finite-element method. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.*, 132: 1444–1454.
- Ziemer, R. (1991). An approach to evaluating the long-term effects of land use on landslides, erosion, and stream channels. *Workshop on Snow Avalanche, Landslide, Debris Flow Prediction and Control*, Committee of the Japan-U.S, Tsukuba, Japan, 533–542.
- Zienkiewicz, O.C. & Taylor, R.J. (2000). *The Finite Element Method*. 5th edn. Butterworth-Heinemann, Woburn, USA., 459 p.