



David Sebastian Calpa Juajinoy

**Modelagem numérica da estabilidade de
encostas naturais incorporando a variabilidade
espacial mediante campos estocásticos**

Tese de Doutorado

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio .

Orientador : Prof. Euripedes do Amaral Vargas Jr
Co-orientador: Prof. Raquel Quadros Velloso
Co-orientador: Prof. Fabricio Fernández

Rio de Janeiro
Abril de 2025



David Sebastian Calpa Juajinoy

**Modelagem numérica da estabilidade de
encostas naturais incorporando a variabilidade
espacial mediante campos estocásticos**

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio . Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo:

Prof. Euripedes do Amaral Vargas Jr

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Raquel Quadros Velloso

Co-orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Fabricio Fernández

Co-orientador

Departamento de Ingeniería Civil - Universidad Católica del
Norte

Prof. Guilherme J.C.Gomes

Universidade Federal de Ouro Preto

Dr. André Luís Müller

Instituto de Desenvolvimento de Software Técnico-Científico -
TECGRAF, PUC-Rio

Prof. Daniel Dias

University of Grenoble Alpes

Prof. Gilson Gitirana Jr.

Universidade Federal de Goiás

Rio de Janeiro, 3 de Abril de 2025

Todos os direitos reservados. A reprodução, total ou parcial do trabalho, é proibida sem a autorização da universidade, do autor e do orientador.

David Sebastian Calpa Juajinoy

Graduou-se em Engenharia Civil pela Universidade de Nariño (Pasto, Colômbia) em 2018. Concluiu o mestrado em Engenharia Civil pela Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio, 2021). Atua na área de Engenharia Civil, com ênfase em Geotecnia, e possui experiência em geomecânica computacional, modelagem numérica e análise de deslizamentos de encostas naturais em solos não saturados.

Ficha Catalográfica

Calpa Juajinoy, David Sebastian

Modelagem numérica da estabilidade de encostas naturais incorporando a variabilidade espacial mediante campos estocásticos / David Sebastian Calpa Juajinoy; orientador Euripedes do Amaral Vargas Jr; co-orientador: Raquel Quadros Velloso, Fabricio Fernández. – 2025.

122 f: il. color. ; 30 cm

Tese (doutorado) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2025.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil – Teses. 2. Geotecnia – Teses. 3. Análise de estabilidade de taludes. 4. Análise Limite Numérica. 5. Método dos elementos finitos. 6. Campos estocásticos. 7. Infiltração das chuvas.
I. Vargas Jr, E.A.. II. Velloso, Raquel Q.. III. Fernández, Fabricio. IV. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. V. Título.

CDD: 004

A Deus, à Virgem de Guadalupe, à minha família e amigos
pelo carinho, apoio e inspiração.

Agradecimentos

Agradeço a todos que contribuíram para a realização deste trabalho, cujo apoio, incentivo e ensinamentos foram essenciais ao longo do processo.

A Deus e à Virgem de Guadalupe, fonte de inspiração diária, pela vida e pela oportunidade de aprender e crescer.

Ao Brasil e à PUC-Rio pela oportunidade concedida no mestrado e doutorado, pelas valiosas experiências e pelo conhecimento adquirido.

Ao meu orientador, professor Vargas, pelos conhecimentos transmitidos, pelas conversas enriquecedoras, pelo estímulo e pelo tempo dedicado. Sua orientação e incentivo foram fundamentais para meu crescimento acadêmico e profissional.

À minha coorientadora, professora Raquel, pelos ensinamentos, por me introduzir à implementação numérica em geotecnia e pelo incentivo na realização deste trabalho.

Ao meu coorientador, professor Fabricio Fernández, pela constante orientação, compromisso com minha formação e contribuições na implementação de metodologias numéricas.

Ao professor Guilherme Gomes, pelo apoio, pela orientação dedicada na realização deste trabalho. Expresso minha gratidão pelos ensinamentos, pela disponibilidade e pelas reflexões que contribuíram para minha formação acadêmica.

Aos meus pais, Marleny e Juan, pelo amor incondicional e pelo apoio em cada etapa da minha vida, e aos meus irmãos e sobrinhos, pelo carinho. Este caminho começou seguindo os passos do meu irmão Jose Luis, cujo exemplo, dedicação e ajuda tornaram possível a realização deste grande sonho.

Aos meus colegas da PUC, do grupo de pesquisa Geoanálise e amigos de Pasto, na Colômbia, pelo apoio ao longo desta jornada. Meu sincero agradecimento.

A André Müller, Marcelo Miqueletto, Jéssica Marotti e Jhonatan Garcia Rojas, pelas informações fornecidas. E a os professores Daniel Dias e Gilson Gitirana pela revisão desta tese.

Este trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Resumo

Calpa Juajinoy, David Sebastian; Vargas Jr, E.A.; Velloso, Raquel Q.; Fernández, Fabricio. **Modelagem numérica da estabilidade de encostas naturais incorporando a variabilidade espacial mediante campos estocásticos**. Rio de Janeiro, 2025. 122p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Nesta tese, foi desenvolvida e implementada uma abordagem probabilística inovadora que incorpora explicitamente a variabilidade espacial do leito rochoso e dos parâmetros geotécnicos do solo por meio de campos estocásticos. A metodologia é voltada para a modelagem numérica de deslizamentos em encostas naturais induzidos por eventos de chuva e abrange desde a geração da malha de elementos finitos, baseada em dados de elevação e profundidade do leito rochoso, até a criação de campos estocásticos 2D e 3D para representar a variabilidade espacial dos parâmetros geotécnicos. O fluxo transiente não saturado foi simulado por meio da solução numérica da equação de Richards, e a estabilidade foi avaliada utilizando a Análise Limite Numérica. O processo foi totalmente automatizado, viabilizando a execução eficiente de múltiplas simulações dentro de uma abordagem probabilística baseada no método de Monte Carlo. Além disso, foram desenvolvidas ferramentas avançadas de pós-processamento, incluindo um algoritmo para a quantificação dos volumes de material deslizado e a delimitação das zonas mais suscetíveis a deslizamentos, permitindo uma análise detalhada da evolução temporal das áreas de maior instabilidade. Os resultados evidenciam a importância do efeito combinado das incertezas associadas à profundidade e à morfologia do leito rochoso, bem como à distribuição espacial dos parâmetros de fluxo e resistência ao cisalhamento, cuja influência foi quantificada ao longo das simulações. Integrando estimativas de fator de segurança, pressão de poros, probabilidade de falha e risco associado, essa metodologia possibilita uma avaliação abrangente da estabilidade de taludes não saturados, sendo aplicada com sucesso a um caso de estudo real.

Palavras-chave

Análise de estabilidade de taludes; Análise Limite Numérica; Método dos elementos finitos; Campos estocásticos; Infiltração das chuvas;

Abstract

Calpa Juajinoy, David Sebastian; Vargas Jr, E.A. (Advisor); Velloso, Raquel Q. (Co-Advisor); Fernández, Fabricio (Co-Advisor). **Numerical modeling of natural slope stability incorporating spatial variability through random fields**. Rio de Janeiro, 2025. 122p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

In this thesis, an innovative probabilistic approach was developed and implemented to explicitly incorporate the spatial variability of the bedrock and the geotechnical parameters of the soil through random fields. The methodology is designed for the numerical modeling of landslides in natural slopes triggered by rainfall events and encompasses the entire process, from generating the finite element mesh—based on elevation data and bedrock depth—to creating 2D and 3D random fields to represent the spatial variability of geotechnical parameters. The transient unsaturated flow was simulated by solving Richards' equation numerically, while slope stability was assessed using Numerical Limit Analysis. The entire process was fully automated to enable the efficient execution of multiple simulations within a probabilistic framework based on the Monte Carlo method. Additionally, advanced post-processing tools were developed, including an algorithm for quantifying the volumes of displaced material and delineating the most landslide-prone zones, allowing for a detailed analysis of the temporal evolution of instability areas. The results highlight the importance of the combined effect of uncertainties associated with bedrock depth and morphology, as well as the spatial distribution of flow and shear strength parameters, whose influence was quantified throughout the simulations. By integrating safety factor estimates, pore pressure, failure probability, and associated risk, this methodology enables a comprehensive assessment of unsaturated slope stability and was successfully applied to a real case study.

Keywords

Slope stability analysis; Numerical Limit Analysis; Finite element method; Random Fields; Rainfall infiltration.

Sumário

1	Introdução	20
1.1	Objetivos da tese	22
1.2	Estrutura da tese	23
2	Revisão da literatura	25
3	Fundamentos teóricos e descrição da metodologia	28
3.1	Geração das malhas de elementos finitos	28
3.2	Modelagem da variabilidade espacial com campos estocásticos	30
3.3	Atualização de elevações nodais e mapeamento de parâmetros geotécnicos	37
3.4	Simulação de fluxo transiente	38
3.5	Análise de estabilidade	39
3.6	Estimativa da probabilidade de falha e do risco associado	46
3.7	Estrutura geral do código	48
4	Aplicações da metodologia proposta	51
4.1	Análise da estabilidade de um talude simples bidimensional	51
4.2	Análise de estabilidade de um talude regular 3D de grande extensão	54
4.3	Análise do efeito da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos no avanço da frente de umedecimento	57
4.4	Análise de estabilidade de uma encosta natural, estudo do efeito da incerteza na profundidade e forma do leito rochoso.	59
4.5	Análise da estabilidade de uma encosta natural considerando a variabilidade do leito rochoso, parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento.	74
5	Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	104
6	Anexo: Seleção de malhas para análises probabilísticas	110
7	Referências Bibliográficas	113

Lista de figuras

Figura 1.1 Alguns deslizamentos recentes no Brasil provocados por eventos de chuva extrema (a) Deslizamento de Petrópolis (2022), REUTERS/Ricardo Moraes (b) Deslizamento em Minas Gerais (2023), CBMMG, (c) Deslizamento em Rio Grande do Sul (2024), Egas et al. [1]. 22

Figura 3.1 Fluxograma da metodologia probabilística implementada, composta por cinco etapas principais: (1) geração das malhas de elementos finitos, (2) geração dos campos estocásticos, (3) atualização e mapeamento dos campos estocásticos para o modelo, (4) simulação do fluxo transiente, e (5) análise de estabilidade do sistema. 29

Figura 3.2 Geração da malha de elementos finitos a partir dos dados de elevação do terreno e do leito rochoso. Inicialmente, é criada a malha da superfície com os dados topográficos, e em seguida, a malha é projetada para a superfície do leito rochoso, resultando em uma malha 3D estruturada. 30

Figura 3.3 Esquema explicativo simplificado das estruturas de correlação presentes na implementação de campos estocásticos. Incluindo a autocorrelação e a correlação cruzada de parâmetros geotécnicos (A e B), aplicada a um talude simples bidimensional. 34

Figura 3.4 Geração de múltiplas superfícies de leito rochoso para análise de estabilidade de taludes: Primeiro, um modelo geomorfológico estima o DTB mais provável (valor médio posterior do DTB). Em seguida, múltiplos campos estocásticos normais são gerados. Cada um reflete a incerteza na estimativa do DTB, com um desvio padrão (SD) igual ao erro quadrático médio (RMSE) do modelo. A escala de flutuação controla a 'rugosidade' do campo estocástico, capturando variações em pequena escala na interface solo-rocha. 36

Figura 3.5 Esquema ilustrativo da incorporação dos campos estocásticos na metodologia proposta, incluindo a atualização das elevações nodais da malha de elementos finitos, construída com o DTB médio, considerando a incerteza em pequena escala. Também é mostrado o mapeamento dos parâmetros geotécnicos na malha de elementos finitos, inicialmente criada em uma malha cúbica regular que abrange o domínio do modelo, com posterior mapeamento dos valores para o centroide de cada elemento finito. 37

Figura 3.6 Validação da implementação de pontos auxiliares na análise de estabilidade de taludes 3D. (a) Distribuição dos pontos auxiliares: Círculos cinzas representam os pontos auxiliares estrategicamente posicionados (total de 9). Círculos laranjas representam os nós dos elementos finitos da malha. (b) Mecanismo de falha identificado com NLA: O campo de velocidades normalizadas ajuda a visualizar a zona de falha identificada dentro do talude. (c) Pontos auxiliares capturando a zona de falha: Esta imagem destaca como os pontos auxiliares (círculos cinzas) estão localizados dentro do volume de falha identificado (zona vermelha). (d) Vistas detalhadas da zona de falha: Vistas superior e lateral da zona de falha identificada são apresentadas. Os círculos cinzas novamente indicam os pontos auxiliares que capturam efetivamente o mecanismo crítico de falha.	46
Figura 4.1 Malha de elementos finitos conformada por 7,826 elementos quadrilaterais bilineares.	52
Figura 4.2 Gráficos de convergência da probabilidade de falha (P_f) para o talude bidimensional estudado. É possível identificar uma diferença pequena nas estimativas de P_f a partir das 1,000 simulações.	53
Figura 4.3 Realizações típicas de campos estocásticos correlacionados e seus mecanismos de colapso obtidos no código NLA 2D. (a) $F_s = 1.02$, CMD convencional (b) $F_s = 1.27$, stepwise CMD .	54
Figura 4.4 Configuração geométrica e malha de elementos finitos utilizadas na análise probabilística de estabilidade de taludes em 3D, conformada por 7,550 elementos hexaédricos lineares e 9,129 nós.	55
Figura 4.5 Distribuições de probabilidade do fator de segurança obtidas para cada caso, considerando diferentes graus de anisotropia da heterogeneidade: (a) $A_r = 1$, (b) $A_r = 10$ e (c) $A_r = 50$.	56
Figura 4.6 Realizações típicas de campos estocásticos correlacionados e os mecanismos de colapso obtidos no código NLA 3D. (a) $A_r = 10$, $\rho_{c\phi} = -0.5$, $F_s=1.17$; (b) $A_r = 10$, $\rho_{c\phi} = 0.5$, $F_s=1.15$.	57
Figura 4.7 Geometria do modelo simples proposto discretizado composta de 19,200 elementos finitos prismáticos lineares e 11,025 nós (a). Adicionalmente foi incluída uma realização dos campos estocásticos (b-f) incluindo a condutividade hidráulica saturada, os coeficientes de ajuste do modelo VGM e as umidades volumétricas.	58
Figura 4.8 Avanço da frente de umedecimento para um modelo simples considerando (a) material homogêneo (b) material com variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos	60

Figura 4.9 Malhas de elementos finitos criadas considerando a superfície média posterior do DTB para (a) a análise de fluxo transiente saturado-não saturado composta por 3,840 elementos prismáticos lineares e 2,635 nós, e (b) a análise de estabilidade de talude, composta por 1,920 elementos hexaédricos lineares e 2,635 nós. 61

Figura 4.10 Hietogramas de chuva mostrando as taxas de precipitação para (a) o período de spin-up e (b) os eventos de chuva intensa. 63

Figura 4.11 Resultados da simulação ($n_s=3$, $\delta = 5$ m, 13 dias de chuva intensa): Escala de flutuação pequena. (a) A visualização 3D mostra a zona do deslizamento identificada (delimitada por uma linha branca contínua) com base no campo de velocidades normalizadas. (b) O gráfico 2D exibe a distribuição da pressão da água nos poros na interface solo-rocha. Uma convenção de sinais negativos indica pressões de sucção. As linhas de contorno pretas contínuas representam a elevação ou depressão da rocha. (c) A vista superior 2D mostra a distribuição da inclinação combinada média da topografia (TS) e do leito rochoso (BS). (d) A vista superior 2D ilustra a distribuição da espessura da camada de solo (ST). 64

Figura 4.12 Resultados da simulação ($n_s=75$, $\delta = 50$ m, 13 dias de chuva intensa): Escala de flutuação maior. (a) A visualização 3D mostra a zona de falha identificada (delimitada por uma linha branca contínua) com base no campo de velocidades normalizadas. (b) O gráfico 2D exibe a distribuição da poro pressão na interface solo-rocha. Uma convenção de sinais negativos indica pressões de sucção. As linhas de contorno pretas contínuas representam a elevação ou depressão da rocha. (c) A vista superior 2D mostra a distribuição da inclinação média topográfica da rocha. (d) A vista superior 2D ilustra a distribuição da espessura da camada de solo. 65

Figura 4.13 Secções transversais de simulações com diferentes escalas de flutuação (δ) avaliados após um evento de chuva intensa de 11 dias. Cada gráfico exibe os resultados de uma única simulação (n_s) e inclui o fator de segurança (F_s) e o volume do deslizamento (FV) mostrados na parte superior de cada gráfico. O mecanismo de colapso é visualizado na parte superior usando o campo de velocidades normalizadas (vermelho indica velocidades mais altas). A distribuição da poro pressão é mostrada na parte inferior. Um sinal negativo indica pressão de sucção. 66

Figura 4.14 Gráficos de caixa representando a evolução temporal das distribuições do fator de segurança para diferentes magnitudes da escala de flutuação. A distribuição do fator de segurança é segmentada em quartis, cada um contendo aproximadamente 25% dos resultados. A mediana do F_s é representada pela linha horizontal vermelha, enquanto os bigodes se estendem até os valores máximos e mínimos calculados de F_s . Os círculos vermelhos indicam valores discrepantes (outliers). A linha preta tracejada representa $F_s = 1$. O eixo direito invertido representa as taxas de precipitação, com as barras do histograma exibidas em azul. 67

Figura 4.15 Progressão temporal de (a) mediana do fator de segurança e (b) probabilidade de falha para diferentes magnitudes da escala de flutuação. A linha vermelha tracejada indica $F_s = 1$. O eixo direito invertido representa as taxas de precipitação, com as barras do histograma exibidas em azul. 69

Figura 4.16 Gráficos de múltiplos deslizamentos ilustrando a evolução da falha e a mediana do volume associado (MFV) para diferentes tempos de avaliação. Cada coluna representa um tempo diferente: a primeira e a segunda colunas correspondem ao segundo evento de precipitação intensa, e a terceira e a quarta colunas correspondem ao último evento de precipitação intensa. Cada linha apresenta os resultados temporais para diferentes magnitudes da escala de flutuação. 71

Figura 4.17 Resultados de uma simulação única ($n_s = 1$) com uma escala de flutuação moderada ($\delta = 36$ m) avaliada sob condições de chuvas intensas por 22 dias. As colunas representam diferentes instantes de tempo (3, 13 e 22 dias). A primeira linha mostra os mecanismos de colapso 3D (pontos cinzas), fatores de segurança (F_s) e volumes de falha (FV). A segunda linha visualiza a distribuição da pressão de poro (com a zona de falha delineada) e a morfologia do leito rochoso. A terceira linha ilustra a média combinada da inclinação do terreno e do leito rochoso. A quarta linha apresenta a distribuição da espessura do solo. 73

Figura 4.18 Malhas de elementos finitos geradas com base na superfície do leito rochoso proposta por [2] para: (a) análise de fluxo variavelmente saturado, composta por 8,400 elementos prismáticos lineares e 5,412 nós; (b) Análise Numérica de Limite, composta por 4,200 elementos hexaédricos lineares e 5.412 nós. 74

Figura 4.19 Amostra de perfis estimados do leito rochoso (a), funções de retenção de água no solo (b), envoltórias de resistência ao cisalhamento (c) e funções de condutividade hidráulica (d) implementadas na metodologia probabilística. Os gráficos incluem valores médios (linhas contínuas) e intervalos de confiança do 95%, derivados da geração de campos estocásticos para profundidade até o leito rochoso (verde), parâmetros hidráulicos (azul) e de resistência ao cisalhamento (vermelho). 77

Figura 4.20 Exemplo de campos estocásticos tridimensionais para alguns parâmetros hidráulicos (a, b, c), parâmetros de resistência ao cisalhamento (d, e) e peso específico (f), mapeados em malhas de elementos finitos utilizadas para análises de fluxo e estabilidade. Essas amostras também levam em consideração a variabilidade espacial da superfície do leito rochoso. O campo estocástico para o peso específico (γ) reflete as condições ao final de eventos de chuva extrema. 78

Figura 4.21 Resultados da Simulação 1, Caso 1 (após 22 dias de chuva intensa). A primeira linha apresenta visualizações 3D do campo de poro pressão (a) e o mecanismo de colapso delineado por uma linha branca contínua, representado por meio de velocidades normalizadas (b). As poro pressões negativas correspondem à valores de sucção matricial. A segunda linha ilustra as poro pressões na interface solo-leito rochoso (c) e a inclinação do leito rochoso (d). A terceira linha mostra a inclinação topográfica (e) e a distribuição da espessura do solo (ST) dentro do modelo (f).

80

Figura 4.22 Resultados da simulação 100, Caso 2 (após 22 dias de chuva): A primeira linha ilustra visualizações 3D do campo de pressão de poros (a) e do mecanismo de colapso (b), com a zona de falha delimitada por uma linha branca contínua e representada por velocidades normalizadas. Observe que pressões de poros negativas correspondem à sucção matricial. A segunda linha apresenta a distribuição da pressão de poros na interface solo-leito rochoso (c) e a variabilidade espacial da condutividade hidráulica saturada RF (d). A terceira linha mostra as distribuições espaciais dos parâmetros VGM: α (e) e umidade volumétrica saturada (f). A quarta linha destaca a variabilidade espacial da umidade volumétrica residual (g) e do parâmetro n (h). A variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos do solo é representada por visualizações 2D extraídas dos campos estocásticos 3D na interface solo-leito rochoso.

82

Figura 4.23 Resultados da simulação 64, Caso 3 (após 22 dias de chuva intensa): A primeira linha ilustra visualizações 3D do campo de poro pressões (a) e do mecanismo de colapso (b), com a zona do deslizamento delimitada por uma linha branca contínua e representada por velocidades normalizadas. Observe que poro pressões negativas correspondem à sucção matricial. A segunda linha apresenta a distribuição da pressão de poros na interface solo-leito rochoso (c) e a variabilidade espacial da coesão efetiva (d). A última linha ilustra as distribuições espaciais do ângulo de atrito efetivo (e) e do peso específico do solo (f). A variabilidade dos parâmetros de resistência ao cisalhamento é representada por visualizações 2D extraídas dos campos aleatórios 3D na interface solo-leito rochoso.

84

Figura 4.24 Evolução da poro pressão nos pontos de controle selecionados posicionados. O ponto de controle 1 (a,e,h) está localizado próximo à crista na parte central do talude, enquanto os pontos de controle 2 (c,f,i) e 3 (d,g,j) estão situados nas laterais do talude, conforme ilustrado em (b). Para cada ponto de controle, são apresentados três gráficos (superfície, metade da camada e leito rochoso) ilustrando a evolução da poro pressão durante eventos de chuva. Os intervalos de confiança do 95% para as estimativas de poro pressão são mostrados como faixas sombreadas, com os valores medianos representados por linhas contínuas. A linha preta tracejada indica o limite entre as condições saturadas e não saturadas.

86

Figura 4.25 Evolução da coesão total para a simulação 50, Caso 3. É apresentado o campo aleatório da coesão efetiva, seguido pela contribuição da sucção na segunda linha. Na terceira linha, é exibido o campo aleatório da coesão total, com uma linha branca contínua delimitando a zona crítica de falha identificada na avaliação de estabilidade. A contribuição da sucção e a evolução da coesão total durante os eventos de precipitação são apresentadas para 1 dia (a), 10 dias (b) e 20 dias (c). O fator de segurança (F_s) e o volume do material deslizado (FV) correspondentes também são incluídos. Um histograma que mostra a distribuição da magnitude de cada campo aleatório é fornecido ao lado, com uma cruz vermelha na parte superior indicando a mediana.

87

Figura 4.26 Gráficos de múltiplos deslizamentos representando a evolução e a mediana do volume de material (MFV) dos deslizamentos potenciais em diferentes instantes de avaliação. Os padrões de precipitação são exibidos na parte superior da figura, com uma linha vermelha contínua indicando o tempo específico de avaliação. As linhas apresentam os resultados para cada um dos casos analisados. Na última coluna, o contorno vermelho representa a superfície de deslizamento identificada por meio da abordagem determinística.

89

Figura 4.27 Avaliação da evolução temporal dos fatores de segurança para cada caso: (a) examinando o efeito individual da variabilidade espacial da superfície do leito rochoso, (b) avaliando o efeito individual da variabilidade espacial nos parâmetros hidráulicos, (c) avaliando o efeito individual da variabilidade espacial nos parâmetros de resistência ao cisalhamento e (d) incorporando o efeito combinado de todas as variabilidades espaciais estudadas nos casos anteriores. As faixas sombreadas em cinza representam os intervalos de confiança do 95% para os cálculos do fator de segurança, com os valores medianos indicados por uma linha preta sólida. A linha vermelha sólida indica os resultados de uma avaliação determinística única realizada com parâmetros médios. A linha preta tracejada delimita a fronteira entre as zonas estáveis e instáveis. As barras azuis representam a magnitude da precipitação, com o eixo correspondente localizado à direita.

92

Figura 4.28 Gráficos comparativos para os quatro casos estudados, mostrando: (a) mediana do fator de segurança, (b) probabilidade de falha e (c) risco associado, estimados em diferentes momentos de avaliação durante os eventos de precipitação. A linha preta tracejada delimita a fronteira entre as zonas estáveis e instáveis. As barras azuis representam a magnitude da precipitação, com o eixo correspondente localizado à direita.

95

Figura 4.29 Diagramas de dispersão utilizados para estimar o coeficiente de correlação de Kendall, destacando gráficos selecionados dos quatro casos analisados. Cada gráfico exibe o coeficiente estimado de Tau de Kendall (τ_k), juntamente com o respectivo valor de significância estatística (p).

101

Figura 4.30 Parâmetros medianos normalizados identificados nas zonas dos deslizamentos durante os eventos de chuva, considerando os efeitos individuais da variabilidade espacial na superfície do leito rochoso (a), parâmetros hidráulicos (b), parâmetros de resistência ao cisalhamento (c) e seu efeito combinado (d). Os fatores mais importantes são destacados para cada caso analisado.

102

Figura 6.1 Análise do refinamento da malha utilizada para avaliar o efeito da profundidade e da forma do leito rochoso na estabilidade de encostas naturais. O eixo na cor preta representa as avaliações do fator de segurança, enquanto o eixo azul indica os tempos computacionais. O parâmetro n_z corresponde ao número de nós utilizados na discretização do eixo z . Na coluna esquerda, são apresentados os valores do fator de segurança para diferentes discretizações da malha, juntamente com os respectivos tempos computacionais. Já na coluna direita, os dados são normalizados (de 0 a 1) para facilitar a seleção da malha mais adequada ao problema. A gráfica apresenta os resultados após 10 dias de chuva intensa.

111

Figura 6.2 Análise do refinamento da malha utilizada para avaliar o efeito combinado da incerteza do leito rochoso e os parâmetros geotécnicos. O eixo na cor preta representa as avaliações do fator de segurança, enquanto o eixo azul indica os tempos computacionais. A gráfica apresenta os resultados obtidos fixando uma realização dos campos estocásticos e avaliando a estabilidade após 22 dias de chuva intensa.

112

Lista de tabelas

Tabela 3.1	Funções de autocorrelação comuns (baseado em Li et al. [3])	32
Tabela 3.2	Coordenadas naturais adotadas para os pontos auxiliares	45
Tabela 4.1	Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros de resistência ao cisalhamento.	51
Tabela 4.2	Resultados das análises probabilísticas considerando a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência em um talude bidimensional.	53
Tabela 4.3	Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros de resistência ao cisalhamento, talude 3D.	55
Tabela 4.4	Parâmetros hidráulicos utilizados na modelagem, incluindo a média (μ) e o desvio padrão (SD).	58
Tabela 4.5	Parâmetros geotécnicos constantes utilizados nas simulações numéricas	62
Tabela 4.6	Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento variáveis espacialmente implementados neste estudo.	76
Tabela 4.7	Tratamento da incerteza proposto para diferentes estudos de caso.	79
Tabela 4.8	Coeficientes de correlação de Kendall entre as variáveis e os resultados do modelo: poro pressão (u_w), fator de segurança (Fs) e volume do material deslizado (FV).	97

Lista de Símbolos

x, y, z	Coordenadas cartesianas
ξ, η, ζ	Coordenadas naturais
t	Tempo
γ	Peso específico do solo
γ_w	Peso específico da água
G_s	Gravidade específica dos sólidos
θ_s	Umidade volumétrica saturada
θ_r	Umidade volumétrica residual
n	Parâmetro adimensional do modelo VGM
m	Parâmetro adimensional do modelo VGM
α	Parâmetro do modelo VGM
L	Parâmetro de conectividade dos poros do modelo VGM
S_e	Saturação efetiva
k_s	Condutividade hidráulica saturada
c'	Coesão efetiva
c	Coesão total
ϕ'	Ângulo de atrito efetivo
h_p	Carga de pressão
u_a	Pressão de ar nos poros
u_w	Pressão de água nos poros
ϕ_b	Ângulo para resistência ao cisalhamento de solos não saturados
λ	Fator de colapso
$\dot{v}$	Velocidade
$n\dot{v}$	Velocidade normalizada
$n\dot{v}_{crit}$	Velocidade crítica normalizada
F_s	Fator de segurança
FV	Volume de material deslizado

FR	Fator de redução de resistência
SWCC	Curva Característica de Água no Solo
VGM	Modelo van Genuchten-Mualem
NLA	Análise Limite Numérica
SRF	Fator de redução de resistência
tol	Tolerância
RMSE	Raiz do erro médio quadrático
μ	Média
SD	Desvio Padrão
CV	Coeficiente de Variação
δ	Escala de flutuação
R	Risco
A_r	Grau de anisotropia da heterogeneidade
ρ	Coeficiente de autocorrelação
ρ_{p1p2}	Coeficiente de correlação entre os parâmetros $p1$ e $p2$
DTB	Profundidade do leito rochoso
ST	Espessura do solo
TS	Inclinação topográfica do terreno
BS	Inclinação da superfície do leito rochoso
p	Significância estatística
τ_k	coeficiente de correlação de Kendall

Alis grave nil

Provérbio Latino

1

Introdução

A engenharia de taludes é, possivelmente, a disciplina da geotecnia mais suscetível à incerteza, dada a complexidade dos processos envolvidos. Esse cenário decorre de múltiplos fatores, incluindo anomalias geológicas, a variabilidade espacial dos parâmetros do solo, a escassez de dados representativos, condições ambientais dinâmicas, mecanismos de ruptura inesperados, simplificações adotadas em modelos geotécnicos e erros humanos durante as fases de projeto e construção [4]. A variabilidade espacial do solo, determinada pela sua evolução geológica e influenciada por fatores ambientais, impõe restrições à precisão e à aplicabilidade de modelos numéricos, especialmente quando não é devidamente incorporada às análises. No contexto da estabilidade de taludes, esses desafios tornam-se ainda mais críticos devido ao comportamento intrinsecamente não linear dos materiais geológicos e à influência de fatores externos. Superar essas limitações é essencial para aprimorar a confiabilidade das avaliações geotécnicas e mitigar os riscos associados a deslizamentos.

As análises probabilísticas constituem uma abordagem eficaz para sistematizar a incorporação das incertezas provenientes de múltiplas fontes e associadas a diferentes parâmetros nas análises geotécnicas. Tais incertezas podem estar relacionadas à variabilidade espacial das propriedades dos materiais, às limitações dos métodos de investigação *in situ* e laboratoriais, à seleção de modelos constitutivos, às condições de contorno e de carregamento, à variabilidade das condições atmosféricas e sua interação com o solo, bem como às simplificações geométricas adotadas nos modelos numéricos. Ao considerar essas variabilidades, a abordagem probabilística permite uma avaliação mais realista da confiabilidade e do desempenho das obras geotécnicas. Tradicionalmente, variáveis aleatórias têm sido empregadas para avaliar cenários possíveis, sendo amplamente utilizadas em análises e aplicações práticas em diversas áreas da engenharia. Embora permitam estimar riscos e avaliar a confiabilidade das estruturas, tais abordagens não contemplam de forma explícita a variabilidade espacial. Essa limitação é particularmente relevante em problemas geotécnicos complexos, como a estabilidade de taludes, onde a correlação espacial das propriedades do solo desempenha um papel crucial na estimação da probabilidade de falha e na identificação de mecanismos de colapso [5, 6]. Para superar essa lacuna, técnicas mais avançadas, como os campos estocásticos, têm sido cada vez mais adotadas, pois permitem modelar a variabilidade espacial de maneira mais realista e precisa, oferecendo análises probabilísticas

mais robustas e adequadas às complexidades do comportamento dos materiais geotécnicos.

Nas últimas décadas, o uso de campos estocásticos em análises de estabilidade de taludes tem crescido significativamente, especialmente no âmbito acadêmico [7]. No entanto, a aplicação dessas metodologias tem se concentrado principalmente na análise de taludes simples frequentemente avaliados em condições saturadas ou secas. Por outro lado, o estudo de encostas naturais, mediante metodologias que permitam incluir as irregularidades geométricas, o comportamento do solo em condições não saturadas, os efeitos tridimensionais e a evolução da estabilidade frente a eventos de chuva com intensidades variáveis, ainda é pouco explorado. Essa abordagem torna-se ainda mais crucial diante das mudanças climáticas, pois a adoção de metodologias que integrem essas variáveis é essencial para uma compreensão precisa e uma mitigação eficaz dos riscos de instabilidade. O aumento da frequência de eventos de precipitação extremos e deslizamentos de terra, especialmente em regiões tropicais, reforça a necessidade de uma avaliação mais abrangente das condições variáveis dos solos e sua resposta a diferentes intensidades de chuva, garantindo uma análise mais robusta da estabilidade das encostas naturais.

Nos últimos anos, o Brasil tem sido afetado por importantes deslizamentos, como os apresentados na Figura 1.1, resultando em perdas significativas, incluindo mortes, danos à infraestrutura e impactos socioeconômicos severos. Eventos recentes ilustram a gravidade do problema e a necessidade de um estudo aprofundado desses fenômenos. Em Petrópolis (2022), chuvas excepcionais desencadearam deslizamentos catastróficos, resultando em centenas de mortes e destruição generalizada. De forma similar, em Minas Gerais (2020 e 2022), episódios de precipitação extrema provocaram instabilidades em encostas, afetando diversas cidades e evidenciando a vulnerabilidade geotécnica dessas regiões. Mais recentemente, no Rio Grande do Sul (2024), a combinação de chuvas persistentes e solos já saturados levou a uma sucessão de deslizamentos, comprometendo estradas, habitações e redes de infraestrutura crítica.

No caso do Rio de Janeiro, a interação entre precipitação extrema e solos tropicais ilustra as complexidades de modelagem e previsão de deslizamentos [8]. Os desafios incluem incertezas sobre a profundidade e a forma do leito rochoso, variabilidade nos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento do solo, e a dificuldade de incorporar esses fatores em modelos tridimensionais. Embora avanços tenham sido feitos em análises 2D, estudos tridimensionais de grande escala, que considerem explicitamente a variabilidade espacial de múltiplos factores do modelo como a geometria, os parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento e a resposta a chuvas de intensidade

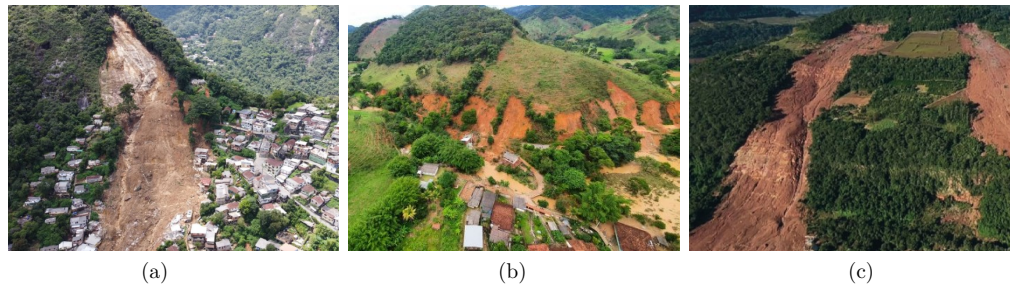


Figura 1.1: Alguns deslizamentos recentes no Brasil provocados por eventos de chuva extrema (a) Deslizamento de Petrópolis (2022), REUTERS/ Ricardo Moraes (b) Deslizamento em Minas Gerais (2023), CBMMG, (c) Deslizamento em Rio Grande do Sul (2024), Egas et al. [1].

variável, simultaneamente, ainda são inexistentes. Dessa forma, o desenvolvimento de modelos mais robustos e abrangentes é essencial para aprimorar a compreensão da estabilidade de encostas tropicais e para a implementação de estratégias mais eficazes de mitigação de riscos.

Nesta tese, foi selecionado um caso histórico de deslizamentos ocorrido em 1996, nas bacias dos rios Quitite e Papagaio, como área de estudo para a aplicação da metodologia proposta. A escolha desse caso se justifica pela gravidade dos eventos registrados, pela disponibilidade de alguns dados geotécnicos e pluviométricos, e pela relevância do contexto geológico e geomorfológico da região, que apresenta características típicas de encostas urbanizadas sujeitas a movimentos de massa induzidos por chuvas intensas.

1.1

Objetivos da tese

O objetivo geral desta tese é desenvolver uma metodologia numérica probabilística inovadora, capaz de avaliar de forma abrangente a estabilidade de encostas naturais reais e o risco associado a eventos de chuva. A metodologia proposta considera explicitamente a variabilidade espacial dos diversos fatores envolvidos no problema, modelada por meio de campos estocásticos, o que permite uma análise mais precisa e realista. Com isso, espera-se ampliar o entendimento dos mecanismos de instabilidade em encostas naturais, compreender o papel de cada fator individual e contribuir para o aprimoramento das estratégias de avaliação e gestão de riscos em áreas vulneráveis a deslizamentos. Especificamente, a pesquisa contempla:

- Propor uma metodologia automatizada para a análise probabilística de problemas de estabilidade, incorporando a geração da malha de elementos finitos, a simulação de fluxo transiente em solos não saturados

devido a eventos de precipitação, e a avaliação da estabilidade ao longo do tempo, utilizando o método de Monte Carlo.

- Implementar campos estocásticos 2D e 3D em metodologias projetadas para lidar com a incerteza associada à profundidade e morfologia do leito rochoso, além de gerar a distribuição espacial dos parâmetros de fluxo e resistência.
- Criar e otimizar códigos para o pós-processamento das informações obtidas, com destaque para a implementação de um algoritmo que permita o acompanhamento e a identificação das zonas críticas de estabilidade, a quantificação das zonas de falha e a estimativa dos volumes de falha.
- Obter e analisar estimativas sobre a evolução espaço-temporal do campo de poropressões, a evolução temporal do fator de segurança, a probabilidade de falha, o volume de material deslizado e o risco teórico associado, como resultado das implementações numéricas realizadas.
- Aplicar a metodologia proposta na avaliação de um caso histórico de deslizamentos de grande relevância ocorrido na cidade do Rio de Janeiro.

1.2

Estrutura da tese

A estrutura da tese está organizada em 5 capítulos:

- Capítulo 2: Este capítulo introduz uma análise minuciosa de trabalhos semelhantes, com ênfase nos avanços mais relevantes na área e na identificação das principais lacunas no conhecimento atual. Essas lacunas representam os aspectos que serão explorados ao longo desta tese, direcionando o desenvolvimento da pesquisa.
- Capítulo 3: Este capítulo descreve os conceitos fundamentais necessários para o desenvolvimento da tese, além de detalhar a metodologia implementada. Explicando cada etapa da metodologia, sendo organizada em quatro componentes principais: criação das malhas de elementos finitos, geração de campos estocásticos, análise de fluxo e análise de estabilidade.
- Capítulo 4: Este capítulo apresenta uma série de aplicações práticas da metodologia desenvolvida, com o objetivo de validar e demonstrar sua eficácia. Inicialmente, a metodologia é testada em modelos de taludes 2D e 3D simplificados, cujos resultados foram previamente documentados por outros autores, permitindo uma comparação direta e confiável.

Posteriormente, a abordagem é aplicada à análise de encostas naturais, destacando seu potencial para resolver problemas reais de estabilidade de taludes.

- Capítulo 5: Este capítulo sintetiza as principais conclusões obtidas ao longo da pesquisa, destacando as contribuições científicas e metodológicas do estudo. Adicionalmente, são apresentadas sugestões para futuros trabalhos, com ênfase no aprimoramento das abordagens utilizadas.

2

Revisão da literatura

Deslizamentos são comumente observados em regiões montanhosas tropicais durante ou imediatamente após eventos de precipitação, envolvendo encostas com perfis estratigráficos compostos por solo residual não saturado e zonas de rocha alterada sobrepostas a rocha sã. Esses eventos são, em sua maioria, atribuídas à ativação de dois mecanismos: o aumento das pressões positivas de poro em áreas baixas da encosta ou ao longo da interface solo-rocha, e o avanço da frente de saturação, que resulta na redução da sucção matricial [9, 10]. Diversos fatores que controlam a estabilidade de encostas já foram previamente estudados, incluindo diferentes condições topográficas [11–13], parâmetros hidráulicos [14–16], parâmetros de resistência ao cisalhamento [17–19], profundidade e forma do leito rochoso [20–22].

Dado que muitos dos parâmetros envolvidos na análise de estabilidade de encostas apresentam uma variabilidade significativa, as análises probabilísticas surgem como uma ferramenta essencial para lidar com as incertezas associadas aos fatores que influenciam a estabilidade do talude. É comum na prática da engenharia a utilização de análises probabilísticas convencionais baseadas na abordagem de variáveis aleatórias, na qual são definidos parâmetros estatísticos, como a média e a variância das variáveis aleatórias [23, 24]. No entanto, essa abordagem apresenta uma limitação significativa: ela não leva em conta a estrutura de autocorrelação espacial explicitamente, o que pode resultar em previsões imprecisas dos mecanismos de falha e, consequentemente, nas avaliações de estabilidade.

Recentes avanços na análise de estabilidade de taludes têm destacado a incorporação da variabilidade espacial por meio do uso de campos estocásticos. Nesse contexto, além da consideração das propriedades estatísticas básicas, como a média e a variância dos parâmetros estocásticos, introduz-se a escala de flutuação. Essa escala representa uma medida fundamental da distância espacial ao longo da qual os valores de um parâmetro permanecem correlacionados, permitindo uma modelagem mais realista e detalhada da heterogeneidade do meio geotécnico. Tais avanços têm aprimorado os modelos preditivos, possibilitado uma identificação mais precisa dos mecanismos de falha e contribuído para avaliações de estabilidade mais confiáveis. As pesquisas têm se concentrado predominantemente na modelagem da variabilidade dos parâmetros de resistência ao cisalhamento, incluindo a resistência ao cisalhamento não drenada [25–28], os parâmetros efetivos de resistência ao cisalhamento [5, 29–32],

parâmetros hidráulicos, particularmente a influência da condutividade hidráulica tem sido amplamente estudada [33–36] e a geração de perfis estratigráficos [37–41] mediante campos estocásticos.

Apesar desses avanços, persistem lacunas significativas na modelagem da variabilidade espacial em taludes, as quais são resumidas a seguir:

- Como destacado por Jiang et al. [7] e explorado em um número limitado de estudos [42], a variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos e mecânicos é tipicamente analisada de forma independente. A importância relativa dessas variabilidades na contribuição para as incertezas na estabilidade de taludes, bem como suas possíveis interações, ainda é pouco compreendida. Investigações mais detalhadas que integrem essas variabilidades de forma conjunta são essenciais para aprimorar os modelos probabilísticos, proporcionando maior precisão na previsão do desempenho de taludes sob diferentes condições geotécnicas.
- A inclusão da variabilidade do leito rochoso em metodologias probabilísticas é raramente explorada, sobretudo devido aos desafios computacionais associados à modificação da geometria dos modelos, que frequentemente requerem a geração de uma nova malha de elementos finitos, tornando sua implementação ainda mais complexa. Essa limitação é particularmente significativa, dado o papel crítico da profundidade do leito rochoso na estabilidade de taludes [43], influenciando os processos de fluxo, a acumulação de pressões e o equilíbrio de forças no modelo. Além disso, não há registros de estudos que considerem o efeito combinado da incerteza na profundidade e na forma do leito rochoso, juntamente com a variabilidade dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento do solo.
- A maioria dos estudos mencionados anteriormente foca em taludes bidimensionais com geometrias padronizadas. Quando modelos tridimensionais são desenvolvidos, isso geralmente ocorre por meio da simples extrapolação das formas 2D para a terceira dimensão [44–49]. A prevalência de modelos 2D pode ser atribuída ao fato de que, em geral, eles fornecem estimativas mais conservadoras do fator de segurança em comparação com modelos 3D, devido aos efeitos de borda inerentes às análises tridimensionais de estabilidade [50], além da grande diferença em tempo computacional requerido, o que tem limitado sua adoção generalizada. No entanto, os taludes naturais frequentemente apresentam formas complexas e irregulares, o que desafia as suposições dos modelos 2D e dificulta a extrapolação de seus resultados para ambientes

tridimensionais. Além disso, a análise de taludes naturais em modelos 3D com variabilidade espacial ainda é pouco explorada [7]. Apesar dos avanços nas técnicas de simulação, é crucial abordar essas lacunas na modelagem de estabilidade de taludes 3D. A incorporação de variabilidade espacial e topografias irregulares em abordagens probabilísticas é essencial para refletir de forma mais precisa a realidade dos taludes naturais e aprimorar a precisão nas avaliações de estabilidade de taludes.

Com base nos desafios associados à modelagem de taludes naturais, o Rio de Janeiro (Brasil) oferece um exemplo claro das complexidades envolvidas na previsão de deslizamentos de terra. Chuvas intensas nesta região são um gatilho comum para os deslizamentos, especialmente em áreas onde os taludes são sustentados por leitos rochosos de granito e gnaiss alterados [8]. Um dos principais obstáculos para prever com precisão esses eventos é a incerteza em relação à profundidade e à forma da superfície do leito rochoso. Além disso, a variabilidade nos parâmetros hidráulicos do solo e na resistência ao cisalhamento introduz ainda mais complexidade. Essas incertezas dificultam significativamente as avaliações confiáveis de estabilidade de taludes, tornando difícil prever ocorrências de deslizamentos e compreender completamente seu comportamento sob diferentes condições ambientais. Isso destaca a necessidade de modelos mais abrangentes que possam levar em consideração esses fatores e fornecer uma melhor compreensão da estabilidade dos taludes em regiões tropicais, como o Rio de Janeiro.

Em resposta a essas dificuldades, na PUC-Rio avançam pesquisas para analisar casos específicos de taludes no Rio de Janeiro utilizando metodologias numéricas probabilísticas. Gomes et al. [2] utilizaram uma abordagem probabilística com variáveis aleatórias para estudar a incerteza na profundidade até o leito rochoso e nos parâmetros hidráulicos, analisando tanto seus efeitos marginais quanto combinados. As estimativas da profundidade até o leito rochoso foram derivadas de um modelo geomorfológico, calibrado usando inferência Bayesiana e medições de campo [51]. Este estudo avança ao introduzir uma abordagem numérica probabilística que incorpora explicitamente a variabilidade espacial, utilizando campos estocásticos para avaliar como a superfície do leito rochoso, os parâmetros de resistência ao cisalhamento e os parâmetros hidráulicos do solo influenciam, tanto individualmente quanto em conjunto, os deslizamentos de terra induzidos por chuva em taludes não saturados.

3

Fundamentos teóricos e descrição da metodologia

A presente tese propõe uma estrutura probabilística para a análise da estabilidade de taludes, que integra a incerteza associada à profundidade e à forma do leito rochoso, bem como à variabilidade dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento de solos não saturados sujeitos a eventos de precipitação. A estrutura é baseada no método de simulação de Monte Carlo e é composta por cinco etapas principais (Figura 3.1): a geração da malha de elementos finitos, a criação dos campos estocásticos, a atualização e o mapeamento das informações para o modelo, a simulação de fluxo transiente e, finalmente, a análise de estabilidade. Nas seções a seguir, são descritos em detalhes os componentes e alguns fundamentos básicos subjacentes.

3.1

Geração das malhas de elementos finitos

A simulação de fluxo transiente e a análise de estabilidade na metodologia proposta requerem a criação de malhas de elementos finitos estruturadas, formadas por prismas ou hexaedros lineares. O processo de geração dessas malhas foi automatizado por meio de implementações numéricas baseadas no trabalho de Miqueletto e Vargas [52] e Gomes et al. [2], nas quais, conforme ilustrado na Figura 3.2, são necessárias coordenadas dos pontos na superfície do terreno e a espessura de solo abaixo de cada um deles. Uma vez definidos os limites da zona de interesse, as superfícies do terreno e do leito rochoso são interpoladas para uma grade com refinamento (dxy) previamente definido. A malha 3D é então criada a partir de camadas sucessivas de elementos, seguindo a configuração em planta definida e o número de nós na direção z (nz) estabelecido. No final, obtém-se uma malha estruturada conformada por colunas de nós e elementos tridimensionais, com o nó superior de cada coluna pertencente à superfície, o nó inferior localizado no leito rochoso, e as elevações dos nós intermediários definidas uniformemente pela seguinte expressão:

$$z_i = z_{i-1} - \frac{z_t - z_b}{nz - 1}, \quad (3-1)$$

com $2 < i < nz$, sendo z_i a elevação do nó intermediário, z_{i-1} a elevação do nó imediatamente superior (mais elevado) ao nó i na coluna de nós, z_t a elevação topográfica, z_b a elevação do leito rochoso. A malha apresentada na Figura 3.2 é composta por hexaedros lineares. Por meio de um processo

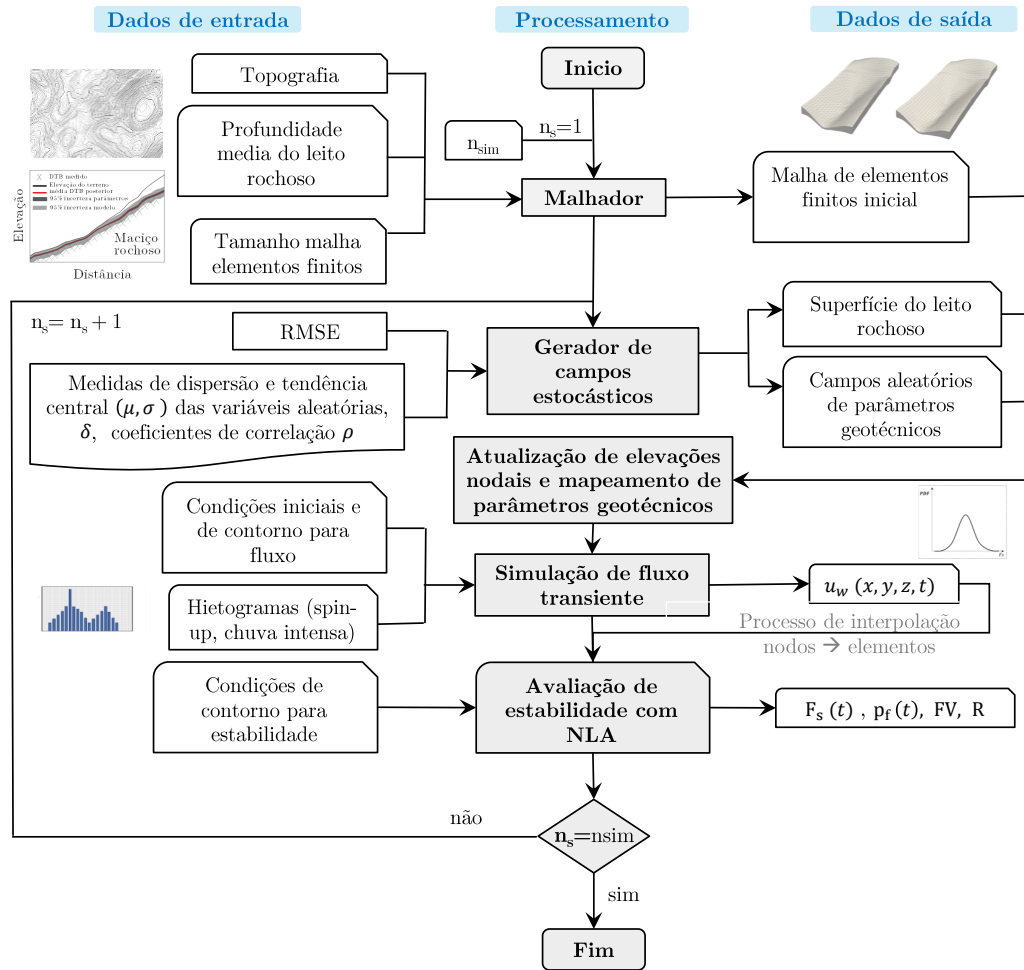


Figura 3.1: Fluxograma da metodologia probabilística implementada, composta por cinco etapas principais: (1) geração das malhas de elementos finitos, (2) geração dos campos estocásticos, (3) atualização e mapeamento dos campos estocásticos para o modelo, (4) simulação do fluxo transiente, e (5) análise de estabilidade do sistema.

simples de modificação da conectividade, é possível converter essa malha em uma malha estruturada formada por prismas, necessária para a análise de fluxo. Essas duas malhas 'gêmeas' compartilham os mesmos nós, mas possuem conectividades diferentes. Junto a esse processo, uma classificação e identificação dos elementos das malhas, com base na sua posição, são feitas, o que permite uma análise mais eficiente dos resultados. Dentro da metodologia probabilística proposta, as duas malhas 'gêmeas' necessárias são geradas apenas uma vez, considerando a superfície média do leito rochoso. Posteriormente, essas malhas são ajustadas para as análises, levando em conta a variabilidade na profundidade e na forma do leito rochoso, o que contribui para melhorar a eficiência computacional nesse processo.

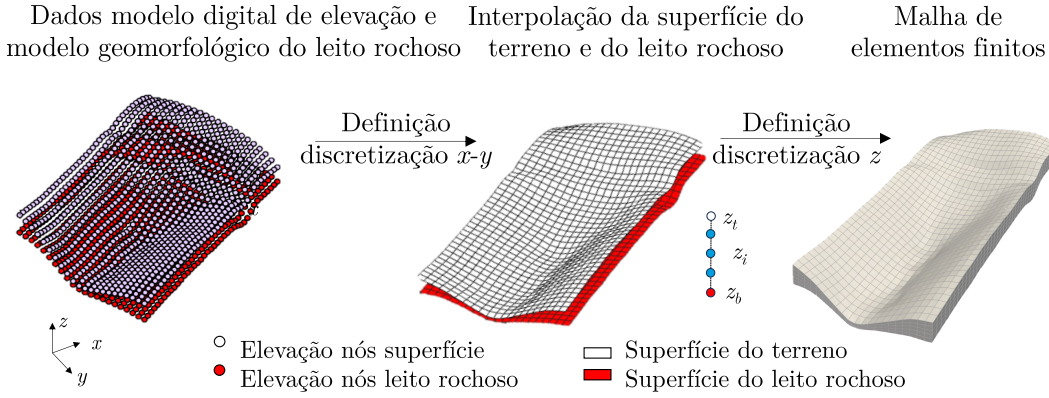


Figura 3.2: Geração da malha de elementos finitos a partir dos dados de elevação do terreno e do leito rochoso. Inicialmente, é criada a malha da superfície com os dados topográficos, e em seguida, a malha é projetada para a superfície do leito rochoso, resultando em uma malha 3D estruturada.

3.2

Modelagem da variabilidade espacial com campos estocásticos

A variabilidade espacial foi incorporada por meio de campos estocásticos, representados pela notação $\mathbf{X}(\mathbf{t})$, onde $\mathbf{t}$ é um vetor definido como $\mathbf{t} \in \mathbb{R}^d$. Nesse contexto, d corresponde ao número de dimensões contínuas ao longo das quais o campo varia, podendo incluir coordenadas espaciais (como x , y , z) ou uma combinação de coordenadas espaciais e temporais. Os campos estocásticos oferecem uma ferramenta eficaz para descrever variáveis aleatórias que apresentam variação no tempo e no espaço [53]. Para a modelagem de um campo estocástico, definem-se os parâmetros estatísticos fundamentais: a média (μ) e o desvio padrão (SD, do inglês Standard Deviation), juntamente com a escala de flutuação (δ). Essa escala reflete a distância ao longo da qual são observadas correlações significativas entre os valores dos parâmetros, sendo um indicador essencial da continuidade espacial do campo. Conforme o cenário analisado, diferentes classificações podem ser atribuídas aos campos estocásticos:

- Estacionários ou não estacionários: campos estocásticos estacionários não apresentam propriedades estatísticas que variam espacialmente ao longo de todo o domínio espacial. A covariância entre duas variáveis aleatórias em dois pontos depende apenas das distâncias absolutas entre eles, e não de suas localizações. Esse tipo de campo estocástico é amplamente utilizado. Por outro lado, os campos estocásticos não estacionários não são tão comuns, mas uma aplicação importante desse tipo de campo é na representação das características não estacionárias

da resistência ao cisalhamento não drenado do solo, como demonstrado nos trabalhos de Griffiths et al. [54] e Wu et al. [55].

- Condicionais e não condicionais: campos estocásticos não condicionais capturam a variabilidade espacial geral e os padrões dos parâmetros geotécnicos em todo o campo, sem uma condicionante específica sobre pontos observados. Quando as propriedades do material em pontos específicos são obtidas por meio de investigações no local, torna-se possível transformar os campos estocásticos não condicionais gerados anteriormente em campos estocásticos condicionais. Estudos anteriores demonstraram que a incorporação de campos estocásticos condicionais pode resultar em uma redução na variabilidade espacial e, conseqüentemente, permitir estimativas mais precisas [56, 57]
- Univariados ou multivariados: Um campo estocástico pode ser univariado ou multivariado, dependendo do número de variáveis que são dependentes da mesma coordenada $\mathbf{t}$ no espaço. Diversos estudos que consideram campos estocásticos univariados foram mencionados anteriormente, nos quais a resistência ao cisalhamento não drenado e a condutividade hidráulica saturada foram modeladas [26, 33, 58–60]. Quando mais de um parâmetro é definido simultaneamente no mesmo local, é possível estabelecer uma correlação entre eles, com base na caracterização mecânica do material obtida por meio de testes laboratoriais. Alguns exemplos de campos estocásticos multivariados com correlação cruzada entre parâmetros incluem [61–64].

Na metodologia apresentada nesta tese, foram implementados campos estocásticos multivariados, estacionários e não condicionais. Entre as técnicas populares de simulação de campos estocásticos amplamente utilizadas na engenharia geotécnica, destacam-se: a Subdivisão pela Média Local (LAS, do inglês Local Average Subdivision), a Decomposição da Matriz de Covariância (CMD, do inglês Covariance Matrix Decomposition) e a Expansão de Karhunen-Loève (K-L). Este estudo foca exclusivamente no método CMD, que tem sido aplicado com sucesso em outros trabalhos anteriormente [65–68]. O CMD convencional envolve três etapas principais para a geração de campos estocásticos multivariados com correlação cruzada: (1) definição da matriz de autocorrelação; (2) definição da matriz de correlação cruzada; e (3) decomposição de Cholesky e multiplicação de matrizes.

A matriz de autocorrelação ($\mathbf{C}$) representa a estrutura de correlação espacial de um campo estocástico. Ela fornece informações sobre o grau de similaridade entre os valores do campo estocástico em diferentes locais ou posições espaciais e é definida por meio de funções de autocorrelação (ACFs, do

inglês Auto Correlation Functions). Algumas ACFs teóricas utilizadas para caracterizar a correlação espacial de propriedades do solo são apresentadas na Tabela 3.1, incluindo a função exponencial simples, exponencial quadrática e Markov de segunda ordem. Nessas funções, Δx e Δy representam as distâncias absolutas entre as coordenadas dos pontos i e j (Figura 3.3), enquanto δx e δy correspondem às escalas de flutuação nas direções x e y , respectivamente. Essas expressões bidimensionais podem ser estendidas para modelos tridimensionais. Por exemplo, a função exponencial simples pode ser reescrita como: $\rho = \exp \left[-2 \left(\frac{\Delta x}{\delta x} + \frac{\Delta y}{\delta y} + \frac{\Delta z}{\delta z} \right) \right]$. Na geração de campos estocásticos, surgem distinções significativas ao utilizar diferentes funções de autocorrelação (ACFs). Os campos baseados nas ACFs exponenciais simples apresentam flutuações substanciais. Por outro lado, a implementação das ACFs exponencial quadrática e de Markov de segunda ordem resulta em campos consideravelmente mais suaves, proporcionando uma representação mais realista da correlação espacial das propriedades do solo [3].

Tabela 3.1: Funções de autocorrelação comuns (baseado em Li et al. [3])

Tipo	ACF
Exponencial simples	$\rho = \exp \left[-2 \left(\frac{\Delta x}{\delta x} + \frac{\Delta y}{\delta y} \right) \right]$
Exponencial quadrática	$\rho = \exp \left[-\pi \left(\frac{\Delta x^2}{\delta x^2} + \frac{\Delta y^2}{\delta y^2} \right) \right]$
Markov de segunda ordem	$\rho = \exp \left[-4 \left(\frac{\Delta x}{\delta x} + \frac{\Delta y}{\delta y} \right) \right] \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot \Delta x}{\delta x} \right) \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot \Delta y}{\delta y} \right)$

Uma vez calculado o coeficiente de autocorrelação para cada localização, a matriz simétrica de autocorrelação é definida para um total de n_g pontos como:

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} 1 & & & \text{sim} \\ \rho(\Delta x_{12}, \Delta y_{12}) & 1 & & \\ \vdots & \vdots & \ddots & \\ \rho(\Delta x_{1n_g}, \Delta y_{1n_g}) & \rho(\Delta x_{2n_g}, \Delta y_{2n_g}) & \cdots & 1 \end{bmatrix}. \quad (3-2)$$

As dimensões da matriz $\mathbf{C}$, tanto para modelos 2D quanto 3D, são $n_g \times n_g$. Isso se deve ao processo de discretização empregado, que envolve a geração direta de campos estocásticos na mesma malha utilizada para a análise de estabilidade de taludes. A discretização segue uma abordagem pelo ponto médio, em que cada realização de $\mathbf{X}$ é representada no centroide de cada elemento finito.

A matriz de correlação cruzada ($\mathbf{R}$) é uma matriz $n_p \times n_p$ que contém os coeficientes de correlação entre os n_p parâmetros considerados. Por exemplo,

ao considerar a correlação cruzada entre o ângulo de atrito (ϕ'), a coesão (c') e o peso específico (γ), sendo $n_p = 3$, é possível gerar campos estocásticos correlacionados para cada um desses parâmetros considerando a matriz simétrica $\mathbf{R}$, definida como:

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 1 & & \text{sim} \\ \rho_{c\phi} & 1 & \\ \rho_{c\gamma} & \rho_{\phi\gamma} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3-3)$$

onde $\rho_{c,\phi}$, por exemplo, é o coeficiente de correlação entre a coesão e o ângulo de atrito. O algoritmo padrão de decomposição de Cholesky é utilizado para fatorar as matrizes $\mathbf{C}$ e $\mathbf{R}$, com o objetivo de obter as matrizes triangulares inferiores $\mathbf{L}_1$ e $\mathbf{L}_2$, com dimensões $n_g \times n_g$ e $n_p \times n_p$, respectivamente:

$$\mathbf{C} = \mathbf{L}_1 \mathbf{L}_1^T, \quad (3-4)$$

$$\mathbf{R} = \mathbf{L}_2 \mathbf{L}_2^T. \quad (3-5)$$

O campo estocástico $\mathbf{X}$ com distribuição normal e correlação cruzada entre os parâmetros com variabilidade espacial é obtido como [3]:

$$\mathbf{X} = \mathbf{L}_1 \boldsymbol{\xi} \mathbf{L}_2^T, \quad (3-6)$$

onde $\boldsymbol{\xi}$ é uma matriz de amostras aleatórias com distribuição normal padrão, com dimensões $n_g \times n_p$. O campo estocástico normal padrão obtido pode ser escalado em um campo estocástico normal por meio de uma transformação linear simples, utilizando a média e o desvio padrão das distribuições marginais alvo. Alternativamente, ele pode ser transformado em um campo estocástico com outra distribuição, como lognormal, por meio de um processo de transformação isoprobabilística.

A simulação de campos estocásticos em grande escala e alta resolução pelo método CMD convencional exige recursos computacionais significativos. Para enfrentar esse desafio, este estudo adotou a abordagem "stepwise CMD" proposta por Li et al. [69]. Este método baseia-se na suposição de funções de autocorrelação separáveis:

$$\rho(\Delta x, \Delta y, \Delta z) = \rho(\Delta x) \rho(\Delta y) \rho(\Delta z). \quad (3-7)$$

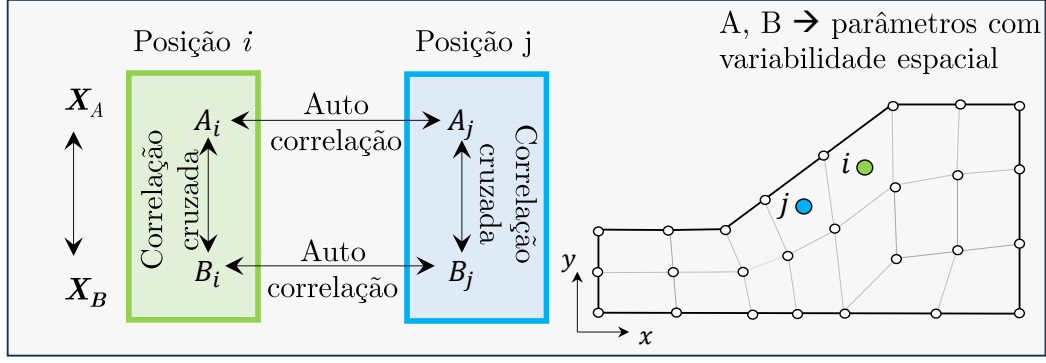


Figura 3.3: Esquema explicativo simplificado das estruturas de correlação presentes na implementação de campos estocásticos. Incluindo a autocorrelação e a correlação cruzada de parâmetros geotécnicos (A e B), aplicada a um talude simples bidimensional.

Considerando uma malha auxiliar com n_x , n_y e n_z localizações, a matriz de autocorrelação $\mathbf{C}$ é decomposta em três matrizes de autocorrelação unidimensionais, utilizando o produto de Kronecker como segue: $\mathbf{C} = \mathbf{C}_z \otimes \mathbf{C}_y \otimes \mathbf{C}_x$. Em seguida, a matriz triangular inferior correspondente à matriz de autocorrelação é obtida como $\mathbf{L}_1 = \mathbf{L}_z \otimes \mathbf{L}_y \otimes \mathbf{L}_x$, onde $\mathbf{L}_z$, $\mathbf{L}_y$ e $\mathbf{L}_x$ são as matrizes triangulares inferiores obtidas via decomposição de Cholesky das matrizes de autocorrelação unidimensionais. Um campo estocástico univariado pode ser gerado como $\mathbf{X} = (\mathbf{L}_z \otimes \mathbf{L}_y \otimes \mathbf{L}_x) \boldsymbol{\xi}$, onde $\mathbf{X}$ e $\boldsymbol{\xi}$ são vetores de dimensão $n_x n_y n_z \times 1$. A multiplicação extensa ainda envolvida é substituída por uma estratégia de multiplicação passo a passo, explicada em detalhe em Li et al. [70]. Para implementar essa estratégia, é introduzida uma operação de multiplicação denotada como $\times_i$, ao longo da i -ésima dimensão de uma matriz, para redefinir o processo de multiplicação de forma equivalente como: $\underline{\mathbf{X}} = \mathbf{L}_z \times_3 [\mathbf{L}_y \times_2 (\mathbf{L}_x \times_1 \underline{\boldsymbol{\xi}})]$, onde $\underline{\mathbf{X}}$ e $\underline{\boldsymbol{\xi}}$ são arrays de dimensão $n_x \times n_y \times n_z$ obtidos a partir da reformulação dos vetores $\mathbf{X}$ e $\boldsymbol{\xi}$. Estendendo esse processo para campos estocásticos multivariados, temos a seguinte multiplicação matricial:

$$\underline{\mathbf{X}} = \mathbf{L}_2 \times_4 \{ \mathbf{L}_z \times_3 [\mathbf{L}_y \times_2 (\mathbf{L}_x \times_1 \underline{\boldsymbol{\xi}})] \}, \quad (3-8)$$

onde $\underline{\mathbf{X}}$ e $\underline{\boldsymbol{\xi}}$ são arrays de dimensão $n_x \times n_y \times n_z \times n_p$. Em contraste com o CMD convencional, a aplicação do stepwise CMD em domínios não estruturados requer a criação de uma malha auxiliar onde é definido o campo estocástico e um processo de mapeamento para o modelo estudado.

3.2.1

Variabilidade espacial da profundidade e forma do leito rochoso

Gomes et al. [51] apresentaram um modelo geomorfológico para prever a distribuição espacial da profundidade do leito rochoso (DTB) a partir de dados topográficos de alta resolução. Os parâmetros do modelo DTB foram estimados em um contexto Bayesiano, considerando medições de profundidade do regolito distribuídas espacialmente. Essa estimativa foi realizada utilizando a simulação de cadeia de Markov Monte Carlo com o algoritmo Differential Evolution Adaptive Metropolis [71]. A estrutura proposta baseia-se na hipótese de Rempe e Dietrich [72] de que o intemperismo é mais intenso nos topos das colinas, resultando em zonas intemperizadas mais espessas nessas áreas e progressivamente mais finas nas encostas. O modelo inclui termos adicionais para considerar a dependência da inclinação e a forma do vale do leito rochoso, ampliando sua aplicabilidade para o estudo de problemas complexos. O modelo DTB captura eficazmente as profundidades observadas do regolito, apresentando um baixo Erro Quadrático Médio (RMSE) em sua simulação média a posteriori. O RMSE foi adotado como medida de desvio padrão para a geração dos campos estocásticos por representar uma estimativa da discrepância média entre os valores simulados e os observados. Essa escolha se justifica por sua capacidade de refletir a incerteza residual do modelo de forma quantitativa, permitindo que os campos estocásticos gerados expressem, de maneira compatível, o grau de dispersão observado durante o processo de calibração.

Como ilustrado na Figura 3.4, nesta pesquisa, a elevação da superfície do leito rochoso $Z(x, y)$ foi modelada combinando a superfície de estimativas médias do DTB posterior $\bar{Z}(x, y)$, com campos estocásticos $Z^{RF}(x, y)$ que levam em conta a incerteza em pequena escala do modelo:

$$Z(x, y) = \bar{Z}(x, y) + Z^{RF}(x, y). \quad (3-9)$$

O campo estocástico bidimensional univariado normal utilizado para representar essa incerteza (Z^{RF}) foi derivado como uma forma simplificada da Equação (3-8), considerando uma média de zero ($\mu = 0$) e um desvio padrão (SD) equivalente ao Erro Quadrático Médio (RMSE) obtido na validação do modelo geomorfológico.

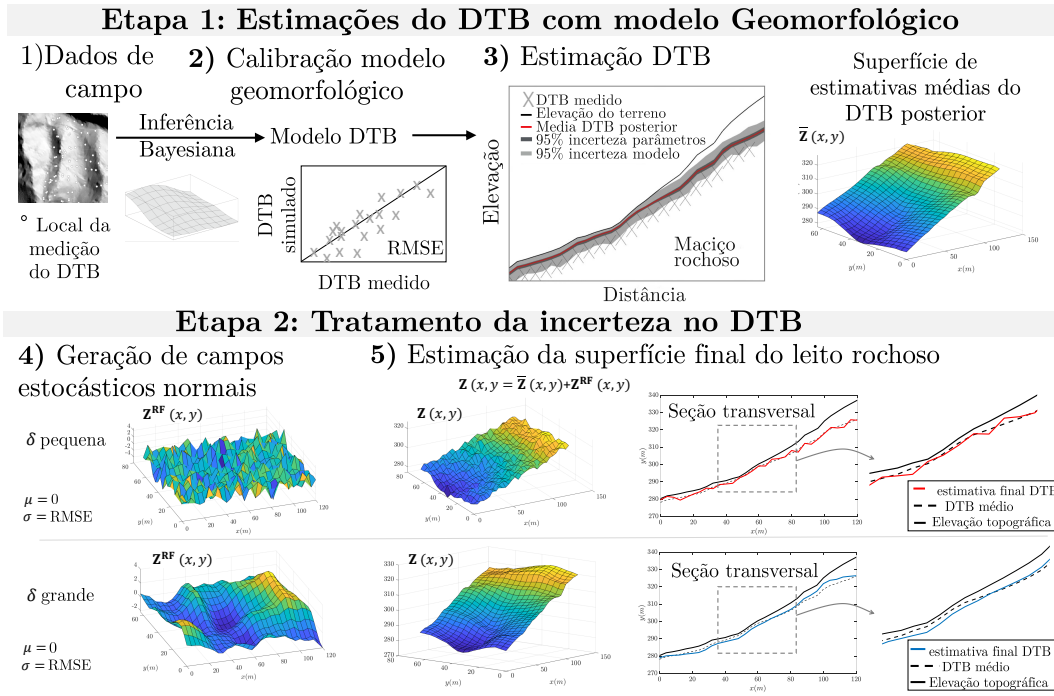


Figura 3.4: Geração de múltiplas superfícies de leito rochoso para análise de estabilidade de taludes: Primeiro, um modelo geomorfológico estima o DTB mais provável (valor médio posterior do DTB). Em seguida, múltiplos campos estocásticos normais são gerados. Cada um reflete a incerteza na estimativa do DTB, com um desvio padrão (SD) igual ao erro quadrático médio (RMSE) do modelo. A escala de flutuação controla a 'rugosidade' do campo estocástico, capturando variações em pequena escala na interface solo-rocha.

3.2.2

Variabilidade espacial dos parâmetros de fluxo e resistência ao cisalhamento

A variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento foi representada por meio de campos estocásticos multivariados 3D, gerados diretamente pela aplicação da Equação (3-8). Esses campos foram inicialmente gerados em uma malha auxiliar com estrutura em grade e resolução predefinida, suficientemente fina para capturar adequadamente as variações espaciais dos parâmetros, envolvendo todo o domínio do modelo. A geração desses campos precisa da definição de medidas de tendência central e dispersão para cada variável aleatória, bem como a especificação da correlação entre os diferentes parâmetros modelados, e a escala de flutuação para refletir as características de correlação espacial. Essa abordagem garante uma representação realista da heterogeneidade do meio.

3.3

Atualização de elevações nodais e mapeamento de parâmetros geotécnicos

Uma vez definidos os campos estocásticos que representam a elevação do leito rochoso e a distribuição espacial dos parâmetros geotécnicos, estes são integrados ao modelo numérico de forma sistemática (Figura 3.5). Cada nova superfície do leito rochoso é incorporada ao modelo por meio da atualização uniforme da elevação dos nós das malhas de elementos finitos. Essa atualização é fundamental para representar com precisão a variabilidade geomorfológica da base do modelo, garantindo sua adaptação às condições impostas pelas novas configurações.

Os parâmetros geotécnicos são mapeados com base no centroide de cada elemento finito, garantindo que os valores atribuídos a cada elemento reflitam a distribuição espacial gerada pelos campos estocásticos. Embora esse mapeamento represente uma etapa adicional no processo, ele oferece uma vantagem significativa: permite que o campo estocástico seja definido em uma malha auxiliar altamente refinada, enquanto as malhas de elementos finitos utilizadas para as simulações de fluxo e estabilidade têm um menor refinamento. Essa abordagem não apenas preserva a eficiência computacional da metodologia, mas também captura os efeitos de escalas de flutuação muito pequenas, assegurando uma representação precisa da variabilidade espacial sem comprometer o desempenho do modelo.

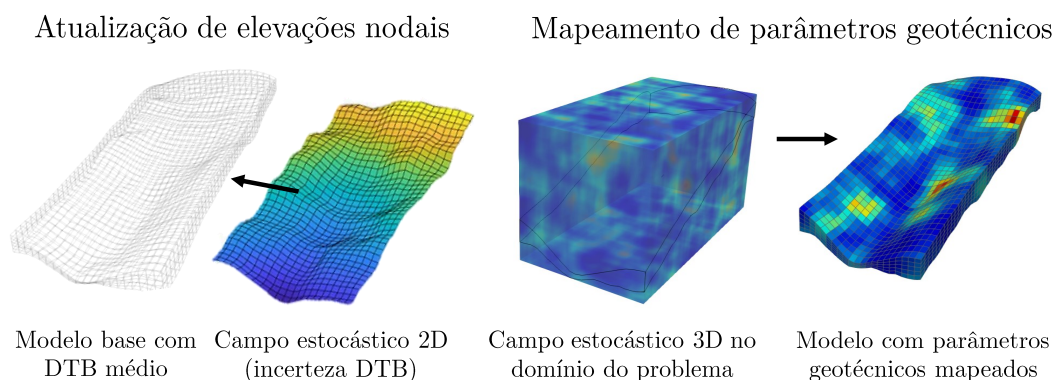


Figura 3.5: Esquema ilustrativo da incorporação dos campos estocásticos na metodologia proposta, incluindo a atualização das elevações nodais da malha de elementos finitos, construída com o DTB médio, considerando a incerteza em pequena escala. Também é mostrado o mapeamento dos parâmetros geotécnicos na malha de elementos finitos, inicialmente criada em uma malha cúbica regular que abrange o domínio do modelo, com posterior mapeamento dos valores para o centroide de cada elemento finito.

3.4

Simulação de fluxo transiente

Este estudo utilizou uma implementação numérica para simular o movimento da água no talude. Essa abordagem resolve de forma numérica a equação de Richards tridimensional, uma equação diferencial parcial que descreve o fluxo de água em meios porosos parcialmente saturados. A formulação considera os efeitos combinados da gravidade e das forças capilares que controlam o movimento da água, enquanto desconsidera o fluxo de ar [73]. A equação de Richards pode ser expressa em termos de carga de pressão (h_p) como:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[k(h_p) \frac{\partial h_p}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k(h_p) \frac{\partial h_p}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k(h_p) \frac{\partial h_p}{\partial z} + 1 \right] = \\ C(h_p) \frac{\partial h_p}{\partial t} + S_s S(h_p) \frac{\partial h_p}{\partial t}, \end{aligned} \quad (3-10)$$

onde $k(h_p)$ representa a função de condutividade hidráulica, $C(h_p)$ denota a função de capacidade de retenção específica de água no solo, t é o tempo, S_s é o armazenamento específico, e $S(h_p)$ representa a função de saturação, dependente da razão entre a umidade volumétrica $\theta(h_p)$ e a umidade volumétrica saturada θ_s . A equação de Richards é resolvida utilizando o método de elementos finitos para a discretização espacial e um esquema de diferenças finitas totalmente implícito para a discretização temporal, por meio do método quase-Newton Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS). Esse método calcula de forma eficiente a matriz jacobiana apenas uma vez em cada passo de tempo. Além disso, uma estratégia de passo de tempo variável ou dinâmico também é incorporada, baseado no número de iterações necessárias para atingir a convergência na estimativa da carga de pressão, aprimorando a eficiência computacional do programa [52]. Como resultado, a carga de pressão é estimada em diferentes momentos e locais ao longo do talude.

Em solos não saturados, a relação entre o conteúdo volumétrico de água e a condutividade hidráulica com a carga de pressão é comumente descrita por sua curva característica (SWCC, do inglês Soil Water Characteristic Curve) [9]. Foi adotada a curva característica e a função de condutividade hidráulica de van Genuchten-Mualem (VGM) [74, 75]:

$$S_e(h_p) = \frac{\theta(h_p) - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \begin{cases} (1 + |\alpha h_p|^n)^{-m} & \text{para } h_p \leq 0 \\ 1 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (3-11)$$

$$k(h_p) = k_s S_e(h_p)^L \left\{ 1 - \left[1 - S_e(h_p)^{1/m} \right]^m \right\}^2, \quad (3-12)$$

onde S_e é a saturação efetiva, θ_r é a umidade volumétrica residual, α^* está relacionado ao inverso da sucção de entrada do ar, n e m são parâmetros adimensionais, relacionados à distribuição do tamanho dos poros e geralmente ligados pela relação $m = 1 - 1/n$, k_s é a condutividade hidráulica saturada e $L = 0.5$ é um parâmetro relacionado com a conectividade dos poros.

O modelo de fluxo variavelmente saturado descrito aqui foi previamente implementado para a análise de fluxo em encostas naturais [2, 52, 76]. Para uma discussão mais detalhada sobre o modelo de fluxo utilizado nesta tese, recomendamos aos leitores a consulta dessas referências. Neste trabalho, essa implementação é utilizada para simular eventos de spin-up, períodos de chuva de grande extensão assim como chuvas intensas para cada realização da metodologia numérica.

3.5

Análise de estabilidade

A escolha do método para a avaliação da estabilidade de taludes é essencial para o desenvolvimento de uma abordagem probabilística eficaz. O Método do Equilíbrio Limite (LEM) é amplamente utilizado em análises determinísticas por sua simplicidade e baixo custo computacional. No entanto, mesmo em sua formulação tridimensional, o LEM apresenta limitações importantes quando aplicado em contextos com variabilidade espacial. Uma das principais restrições é a necessidade de pré-definir ou limitar a geometria da superfície de ruptura, o que dificulta a representação de mecanismos de falha que emergem de distribuições heterogêneas de propriedades do solo. Essa limitação compromete a capacidade do modelo de capturar rupturas localizadas ou múltiplas, comuns em encostas com comportamento espacialmente complexo. Além disso, a integração com modelos de fluxo é frequentemente simplificada, recorrendo a distribuições idealizadas de pressões de poro, o que reduz a fidelidade na simulação de processos hidromecânicos induzidos por infiltração em meios não homogêneos [77–79].

Por outro lado, o Método dos Elementos Finitos (FEM) é mais adequado para problemas com geometrias e condições de contorno complexas. Ele permite modelar a superfície de falha sem suposições prévias e simula tensões e deformações no solo. No entanto, o FEM é computacionalmente mais intensivo e não fornece diretamente o fator de segurança, necessitando do Método

de Redução de Resistência (SRM) [80, 81]. Uma alternativa emergente é a Análise Limite Numérica (NLA), que combina a teoria da plasticidade com métodos numéricos, como o FEM, e otimização em grande escala. A NLA não depende de suposições sobre a forma ou localização da superfície de falha, proporcionando estimativas mais precisas da carga de colapso tendo uma maior eficiência computacional, especialmente notável em simulações 3D. No entanto, a NLA não permite a estimação de deformações, limita-se na análise do Estado Limite Último de estruturas e não considera o estado de tensão inicial ou resistência residual, o que pode ser uma desvantagem em contextos de análise de falhas pós-colapso e construção em estágios.

Na metodologia proposta nesta tese, a avaliação da estabilidade de taludes é realizada com NLA. A escolha da NLA em detrimento do FEM ou LEM fundamenta-se principalmente em dois aspectos essenciais: sua aplicabilidade e eficiência na análise de problemas 3D, e a capacidade de implementar elementos finitos para discretização do contínuo. Essa abordagem é particularmente vantajosa em problemas que envolvem a variabilidade espacial de parâmetros geotécnicos, permitindo a identificação de mecanismos de colapso irregulares que emergem naturalmente, sem a necessidade de suposições sobre sua forma ou localização. Esses fatores tornam a NLA a metodologia mais adequada, especialmente em um contexto probabilístico, onde é requerida um processo de avaliação da estabilidade eficiente e preciso.

O código NLA utilizado neste estudo foi desenvolvido para uso eficiente em análises probabilísticas. Neste estudo, nossa implementação emprega uma malha convencional de elementos finitos e uma abordagem de interpolação mista para tensões (σ) e velocidades $\dot{v}$. Funções de interpolação linear são usadas para as velocidades, enquanto as tensões são assumidas como constantes dentro de cada elemento. Embora esta formulação "mista-fraca" da NLA priorize a eficiência computacional em vez de garantir um limite superior ou inferior rigoroso para a carga de colapso, ou estabelecer um intervalo dentro do qual ficaria a carga de colapso teórica, ela tem se mostrado precisa e eficiente para avaliar a estabilidade de diversas estruturas geotécnicas [2, 82–88].

O problema de estabilidade é formulado como um problema de otimização convexa, o que garante uma solução ótima única no mínimo global. Para uma malha de elementos finitos com n_e elementos, n_s componentes de tensão e n_r componentes de velocidade, o problema é estabelecido da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \text{minimizar} \quad & -\lambda \\ \text{sujeito a:} \quad & \mathbf{G} \boldsymbol{\sigma} = \lambda \mathbf{f}_f + \mathbf{f}_v \\ & F(\boldsymbol{\sigma}) \leq 0, \end{aligned} \tag{3-13}$$

onde λ é o fator de colapso, um multiplicador escalar aplicado às cargas que induzem o colapso estrutural, $\mathbf{G}$ é a matriz de equilíbrio $n_r \times n_s$, $\boldsymbol{\sigma}$ é o vetor de componentes de tensão $n_s \times 1$, $\mathbf{f}_f$ é um vetor de forças fictícias $n_r \times 1$, incorporado para melhorar a estabilidade do problema de otimização [85], e $\mathbf{f}_v$ é um vetor $n_r \times 1$ que contém o peso próprio da estrutura. $F(\boldsymbol{\sigma})$ é a função do critério de resistência. Neste trabalho, utilizamos o critério de resistência de Drucker-Prager (D-P) devido à sua maior eficiência computacional no tratamento de problemas tridimensionais de grande escala dentro de metodologias probabilísticas. Quando implementado com programação cônica de segunda ordem (SOCP, do inglês Second Order Cone Programming), ele oferece um equilíbrio entre precisão e eficiência, produzindo resultados comparáveis aos obtidos pela aplicação direta do critério de Mohr-Coulomb em 3D utilizando Programação Semidefinida (SDP, do inglês Semidefinite Programming), que requer um tempo computacional significativamente maior, conforme relatado em [87, 88]. Este critério, em termos de invariantes de tensão e considerando uma convenção onde o sinal negativo é atribuído às tensões de compressão, pode ser escrito como:

$$\sqrt{J_2} + \alpha I_1 - \kappa \leq 0, \quad (3-14)$$

onde J_2 e I_1 são, respectivamente, o segundo invariante do tensor desvio de tensões e o primeiro invariante principal de tensões, e α e κ são os parâmetros do material no critério de Drucker-Prager (D-P). O critério de D-P foi utilizado como uma aproximação suave ao critério de Mohr-Coulomb (M-C), pelo meridiano de extensão, considerando:

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi'}{\sqrt{3} (3 + \sin \phi')}, \quad \kappa = \frac{2\sqrt{3} c' \cos \phi'}{3 + \sin \phi'}, \quad (3-15)$$

onde c' (coesão efetiva) e ϕ' (ângulo de atrito efetivo) são os parâmetros do modelo M-C. A transformação do problema de otimização convexa em SOCP pode ser realizada substituindo, na Eq.(3-13), o vetor de componentes de tensão $\boldsymbol{\sigma}$ por um vetor auxiliar $\boldsymbol{\rho}$, cujos componentes pertencem ao cone de segunda ordem $\mathcal{K}_q$. Esse processo é conduzido transformando e, posteriormente, acoplando cada vetor elementar $\boldsymbol{\sigma}_e = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}\}^T$, conforme segue: $\boldsymbol{\sigma}_e = \mathbf{D}^{-1} \boldsymbol{\rho}_e - \mathbf{D}^{-1} \mathbf{d}$, onde $\mathbf{D}$ e $\mathbf{d}$ são matrizes que possibilitam a transformação do critério de D-P para o espaço cônico, definidas para um problema tridimensional [89]:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} -\alpha & -\alpha & -\alpha & 0 & 0 & 0 \\ 1/2 & 0 & -1/2 & 0 & 0 & 0 \\ -\sqrt{3}/6 & 2\sqrt{3}/6 & -\sqrt{3}/6 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{d} = \begin{Bmatrix} \kappa^* \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}, \quad (3-16)$$

onde $\kappa^* = \kappa + 3\alpha u_w$ incorpora o efeito das poropressões (u_w) em solos saturados. Para solos não saturados, adotamos a abordagem de tensões efetivas sugerida por [9], incluindo o efeito da coesão aparente (c_{ap}) na resistência ao cisalhamento. A coesão total resultante é adotada nesta tese como:

$$c = c' + (u_a - u_w) \tan \phi_b = c' + c_{ap}, \quad (3-17)$$

onde $(u_a - u_w)$ representa a sucção matricial, que denota a diferença entre a pressão de ar nos poros (u_a) e a pressão de água nos poros (u_w). O ângulo ϕ_b reflete a taxa de aumento da resistência do solo não saturado em resposta à sucção matricial. Para incluir o efeito da sucção na resistência ao cisalhamento do solo, o parâmetro κ do critério de D-P é calculado considerando o valor da coesão total (c), e na Eq.(3-16), $\kappa^* = \kappa$ é designado. Incorporando essas modificações ao problema de otimização primal original da Eq.(3-13), ele é reformulado como um problema de otimização cônico de segunda ordem:

$$\begin{aligned} &\text{minimizar} && -\lambda \\ &\text{sujeito a:} && \mathbf{G} (\mathbf{D}^{-1} \boldsymbol{\rho} - \mathbf{D}^{-1} \mathbf{d}) = \lambda \mathbf{f}_f + \mathbf{f}_v. \\ &&& \boldsymbol{\rho} \in \mathcal{K}_q \end{aligned} \quad (3-18)$$

Para resolver o problema de otimização, foi utilizado o otimizador Mosek ApS [90]. A solução resultante fornece o fator de colapso e as tensões do modelo. O fator de segurança é obtido de forma indireta por meio da incorporação da técnica de redução de resistência [80] dentro de uma metodologia de otimização de Newton-Raphson [85]. Além disso, a partir do problema dual associado, um conjunto de velocidades nodais ($\dot{\mathbf{v}}$) é estimado, permitindo a identificação do mecanismo de ruptura do talude. Esse mecanismo surge de forma natural, sem a imposição de uma direção de ruptura predefinida e sem suposições prévias sobre a forma ou a localização da zona do deslizamento.

3.5.1

Velocidades normalizadas, estimativa da localização e volume do deslizamento.

Para avaliar as possíveis consequências de deslizamentos, é essencial quantificar tanto a localização quanto o volume da zona do deslizamento prevista. Neste estudo, introduzimos os "pontos auxiliares", que utilizam os resultados do modelo de fluxo e da NLA para delimitar a zona do deslizamento e quantificar o volume associado à ruptura, bem como as poropressões envolvidas. Considerando que os cálculos de volume no código NLA são realizados para cada elemento finito, as estimativas do volume de ruptura tornam-se altamente dependentes do tamanho da malha, frequentemente exigindo malhas mais refinadas para resultados precisos. A introdução de pontos auxiliares busca melhorar a resolução e a precisão na localização das zonas de ruptura e na determinação de seus volumes. O algoritmo 1 descreve o "gerador de pontos auxiliares", uma implementação que cria pontos auxiliares dentro do domínio do modelo, com base na malha de elementos finitos hexaédricos lineares utilizada na avaliação de estabilidade.

Inicialmente, as matrizes contendo as coordenadas nodais dos elementos finitos ($\mathbf{M}_t$) e a conectividade elemental ($\mathbf{M}_c$) são importadas. A distribuição dos pontos auxiliares é executada uniformemente em todos os elementos finitos, dependendo do número de pontos auxiliares definidos por elemento (n_{ap}^e). Além disso, são necessárias as distribuições do campo de velocidades e das poropressões (u_w). O campo de velocidades adquirido permite a identificação qualitativa do mecanismo de falha. No entanto, essas velocidades apresentam magnitudes que não possuem significado físico, e por essa razão optamos por normalizar seus valores ($\mathbf{n}\dot{\mathbf{v}}$). A partir do modelo de fluxo variavelmente saturado, define-se um vetor de poropressões nodais ($\mathbf{u}_w$) para diferentes tempos de avaliação. Adicionalmente, a partir da formulação NLA, obtém-se um vetor delineando o volume de cada elemento finito ($\mathbf{v}_e$). Este vetor é calculado previamente dentro do processo de acoplamento da restrição de igualdade da Eq.(3-13), por meio do determinante de Jacobiano.

Uma vez definidos todos os inputs necessários, o número total de pontos auxiliares é calculado considerando o número total de elementos, e o número de pontos auxiliares definidos por elemento ($n_{ap} = n_e \times n_{ap}^e$). Com base no número total de pontos auxiliares calculado, a matriz de pontos auxiliares ($\mathbf{M}_{ap}$) é inicializada. Em seguida, as coordenadas naturais dos pontos auxiliares (ξ, η, ζ) que variam de -1 a 1, são especificadas. As funções de interpolação, para o elemento hexaédrico linear, são estabelecidas da seguinte forma:

$$N_k(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{8}(1 + \xi\xi_k)(1 + \eta\eta_k)(1 + \zeta\zeta_k) \quad k = 1, 2, 3, \dots, 8. \quad (3-19)$$

Em seguida, a posição real dos pontos auxiliares é calculada como:

$$x^{ap} = \sum_{k=1}^8 N_k \cdot x_k, \quad y^{ap} = \sum_{k=1}^8 N_k \cdot y_k, \quad z^{ap} = \sum_{k=1}^8 N_k \cdot z_k. \quad (3-20)$$

Da mesma forma, as velocidades nodais normalizadas e as poropressões nodais são interpoladas para cada ponto auxiliar:

$$n\dot{v}^{ap} = \sum_{k=1}^8 N_k \cdot n\dot{v}_k, \quad u_w^{ap} = \sum_{k=1}^8 N_k \cdot u_{w_k}. \quad (3-21)$$

Por fim, o volume de cada ponto auxiliar é estimado como uma fração do volume elemental, e a matriz $\mathbf{M}_{ap}$ armazena os dados dos pontos auxiliares.

Algoritmo 1: Gerador de pontos auxiliares

- 1: Definir entradas $\mathbf{M}_t$, $\mathbf{M}_c$, $n\dot{\mathbf{v}}$, $\mathbf{u}_w$, $\mathbf{v}_e$, n_{ap}^e
 - 2: Calcular n_e e n_{ap}
 - 3: Inicializar a matriz de pontos auxiliares $\mathbf{M}_{ap}$
 - 4: Definir as coordenadas naturais dos pontos auxiliares (ξ, η, ζ) e as funções de interpolação $N(\xi, \eta, \zeta)$
 - 5: **para** $j \leftarrow 1$ até n_e **faça**
 - 6: Obter os nós do j -ésimo elemento de $\mathbf{M}_c$
 - 7: Obter $\mathbf{M}_t(j)$, $n\dot{\mathbf{v}}(j)$, $\mathbf{u}_w(j)$, $\mathbf{v}_e(j)$
 - 8: **para** $i \leftarrow 1$ até n_{ap}^e **faça**
 - 9: Avaliar $N_k(\xi, \eta, \zeta)$ na localização do ponto auxiliar, usando Eq.(3-19)
 - 10: Calcular $x^{ap}(i)$, $y^{ap}(i)$ e $z^{ap}(i)$, usando Eq.(3-20)
 - 11: Interpolar $n\dot{v}^{ap}(i)$ e $u_w^{ap}(i)$, usando Eq.(3-21)
 - 12: Calcular $\mathbf{v}^{ap}(i)$
 - 13: Armazenar $x^{ap}(i)$, $y^{ap}(i)$, $z^{ap}(i)$, $n\dot{v}^{ap}(i)$, $u_w^{ap}(i)$ e $\mathbf{v}^{ap}(i)$ em $\mathbf{M}_{ap}$
 - 14: **fim para**
 - 15: **fim para**
 - 16: **retornar** $\mathbf{M}_{ap}$
-

Um algoritmo adicional é necessário para localizar a zona do deslizamento e quantificar seu volume. O Algoritmo 2 utiliza a matriz $\mathbf{M}_{ap}$, obtida a partir do gerador de pontos auxiliares, juntamente com uma velocidade normalizada crítica pré-definida $n\dot{v}_{crit}$ para delinear a zona do deslizamento. Essa velocidade normalizada crítica distingue os pontos auxiliares dentro da zona do deslizamento daqueles que permanecem na zona estável. Para cada ponto

auxiliar, o algoritmo avalia sua velocidade normalizada em relação ao valor crítico. Os pontos auxiliares com uma velocidade normalizada que atende ou excede a velocidade normalizada crítica são registrados na matriz $\mathbf{M}_{fap}$, que é então utilizada para delimitar a zona do deslizamento. Os volumes correspondentes são subsequentemente acumulados na variável previamente inicializada v_{fail} , cujo valor final determina o volume do material deslizado.

Algoritmo 2: Estimativa da localização e volume do deslizamento

- 1: Definir entradas $\mathbf{M}_{ap}$, $n\dot{v}_{crit}$, n_{ap}
 - 2: Inicializar a matriz de pontos auxiliares no deslizamento $\mathbf{M}_{fap}$
 - 3: Inicializar a variável de volume de deslizamento v_{fail}
 - 4: **para** $i \leftarrow 1$ até n_{ap} **faça**
 - 5: Obter $n\dot{v}^{ap}(i)$ de $\mathbf{M}_{ap}$
 - 6: **se** $n\dot{v}^{ap}(i) \geq n\dot{v}_{crit}$ **então**
 - 7: Armazenar $x^{ap}(i)$, $y^{ap}(i)$, $z^{ap}(i)$, $n\dot{v}^{ap}(i)$, $u_w^{ap}(i)$ e $v^{ap}(i)$ em $\mathbf{M}_{fap}$
 - 8: Calcular $v_{fail} = v_{fail} + v^{ap}(i)$
 - 9: **se não**
 - 10: **fim se**
 - 11: **fim para**
 - 12: **retornar** $\mathbf{M}_{fap}$, v_{fail}
-

Para validar essas implementações, um modelo simples de estabilidade de talude em 3D foi analisado. A Figura 3.6(a) ilustra a configuração de pontos auxiliares implementada, composta por 9 pontos auxiliares por elemento ($n_{ap}^e = 9$), distribuídos uniformemente no elemento finito, com as coordenadas naturais especificadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Coordenadas naturais adotadas para os pontos auxiliares

Ponto auxiliar	1	2	3	4	5	6	7	8	9
ξ	0.5	0.5	-0.5	-0.5	0	0.5	0.5	-0.5	-0.5
η	-0.5	0.5	0.5	-0.5	0	-0.5	0.5	0.5	-0.5
ζ	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5	0	0.5	0.5	0.5	0.5

Neste modelo, as condições de contorno foram configuradas para simular um estado de deformação plana. As fronteiras em $x = 0$ m, $x = 10$ m e $z = 0$ m restringem as velocidades nas direções x , y e z , enquanto as faces laterais em $y = 0$ m e $y = 5$ m restringem as velocidades na direção y . A velocidade crítica normalizada foi adotada como $n\dot{v}_{crit} = 0.10$. A Figura 3.6(b) ilustra o mecanismo de falha identificado pelo código NLA através do campo de velocidades normalizadas, enquanto a Figura 3.6(c) mostra os pontos auxiliares dentro do modelo NLA e a Figura 3.6(d) apresenta a zona de falha tanto em

vista lateral quanto superior. O volume de falha estimado por aproximação manual foi de 16.7 m^3 , enquanto o volume de falha calculado utilizando o esquema de pontos auxiliares foi de 16.4 m^3 , refletindo uma diferença de menos de 2%. Esta figura demonstra a eficácia do uso de pontos auxiliares dentro de um modelo 3D de estabilidade de taludes avaliado por meio do NLA.

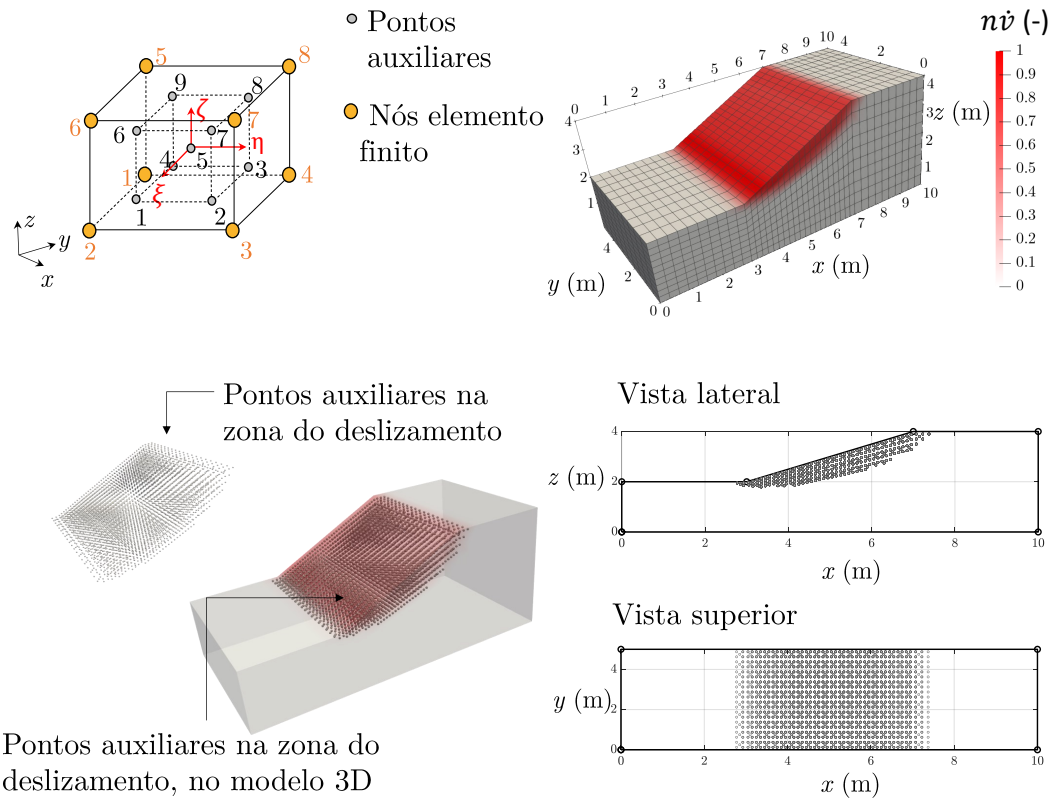


Figura 3.6: Validação da implementação de pontos auxiliares na análise de estabilidade de taludes 3D. (a) Distribuição dos pontos auxiliares: Círculos cinzas representam os pontos auxiliares estrategicamente posicionados (total de 9). Círculos laranjas representam os nós dos elementos finitos da malha. (b) Mecanismo de falha identificado com NLA: O campo de velocidades normalizadas ajuda a visualizar a zona de falha identificada dentro do talude. (c) Pontos auxiliares capturando a zona de falha: Esta imagem destaca como os pontos auxiliares (círculos cinzas) estão localizados dentro do volume de falha identificado (zona vermelha). (d) Vistas detalhadas da zona de falha: Vistas superior e lateral da zona de falha identificada são apresentadas. Os círculos cinzas novamente indicam os pontos auxiliares que capturam efetivamente o mecanismo crítico de falha.

3.6

Estimativa da probabilidade de falha e do risco associado

A probabilidade de falha foi calculada, considerando o número total de simulações (n_{sim}), para o tempo de avaliação (t) da seguinte forma:

$$Pf(t) = \frac{1}{n_{sim}} \sum_{i=1}^{n_{sim}} I_i[Fs(t)], \quad (3-22)$$

onde a função indicadora ($I_i[\cdot]$) foi definida para assumir o valor 1 quando a estimativa de Fs para a i -ésima simulação fosse igual ou inferior a 1, e 0 caso contrário. Alternativamente a análise limite permite definir a função de falha diretamente considerando o fator de colapso (Equação(3-18)), resultado direto do processo de otimização, reescrevendo a função de falha em termos do fator de colapso tem-se:

$$Pf(t) = \frac{1}{n_{sim}} \sum_{i=1}^{n_{sim}} I_i[\lambda(t)], \quad (3-23)$$

onde a função indicadora ($I_i[\cdot]$) foi definida para assumir o valor 1 quando a estimativa de λ para a i -ésima simulação fosse igual ou inferior a 0, e 0 caso contrário. Dada a presença de múltiplos mecanismos de falha identificados quando é incorporada a variabilidade espacial, as consequências necessárias para estimar o risco associado foram avaliadas individualmente para cada j -ésima falha. Essa abordagem segue o procedimento de avaliação quantitativa de risco proposto por Huang et al. [91], no qual o risco (R) é estimado como:

$$R(t) = \frac{1}{n_{sim}} \sum_{j=1}^{n_f} C_j^*(t), \quad (3-24)$$

onde n_f representa o número total de falhas de talude, e C_j^* denota a consequência associada à j -ésima falha. A adoção de campos estocásticos para representar a variabilidade espacial dos parâmetros geotécnicos permite que diferentes mecanismos de instabilidade se manifestem de forma distribuída no espaço, inclusive sob a forma de pequenas rupturas localizadas, essa estratégia proporciona uma estimativa de risco mais robusta. Devido à complexidade de quantificar as consequências, que são influenciadas por uma variedade de fatores dependendo da área circundante à falha, incluindo esforços de reparo e limpeza, compensações e fatalidades, adotamos uma abordagem simplificada. Cada consequência foi quantificada multiplicando o volume de falha associado (FV_j) pelo custo por metro cúbico de material deslocado (C^*_{unit}), conforme mostrado abaixo:

$$C_j^*(t) = FV_j(t) \times C^*_{unit}. \quad (3-25)$$

Um custo unitário de $C^*_{unit} = 50$ USD foi adotado de forma arbitrária. Os volumes de falha foram quantificados utilizando o esquema de pontos auxiliares

proposto e validado na secção 3.5.1, considerando uma velocidade crítica normalizada $n\dot{v}_{crit} = 0.10$. Os pontos auxiliares também foram empregados para identificar zonas de deslizamento e acompanhar sua evolução temporal, a qual foi visualizada por meio de gráficos 2D em vista superior dos taludes.

3.7

Estrutura geral do código

O código para a análise probabilística foi implementado em MATLAB com uma estrutura modular, seguindo a metodologia descrita anteriormente. A seguir, são apresentados os principais aspectos da implementação.

3.7.1

Estrutura geral

A implementação segue uma estrutura lógica definida em quatro módulos principais:

- **Criação de malhas:** inclui funções para refinamento, geração da malha básica de prismas e reestruturação da malha em hexaedros lineares.
- **Geração de campos estocásticos:** contém funções para a geração de campos estocásticos dos parâmetros com variabilidade espacial, incluindo tanto o método convencional quanto o método stepwise, considerando a escala de flutuação e as distribuições adotadas para os parâmetros. Adicionalmente, são incluídas funções para o mapeamento dos valores obtidos em uma malha auxiliar refinada à geometria do modelo.
- **Simulação de fluxo:** incorpora funções para a execução automatizada do programa FMNS (Fluxo em Meios Não Saturados) [52]. O processo inclui a geração do arquivo de entrada no formato neutro (*.nf) e a leitura automatizada dos resultados [2].
- **Análise de estabilidade:** inclui funções para a montagem das matrizes e vetores da equação de equilíbrio de estruturas geotécnicas, além da otimização do problema para sua resolução por meio do código de Análise Limite Numérica. Foram incorporadas rotinas para a imposição automática de condições de contorno, a montagem independente da matriz de equilíbrio e dos vetores de forças, a interpolação das poro pressões do nível nodal para o nível elementar e a otimização do problema utilizando programação cônica.

3.7.2

Implementação orientada a funções

O código foi estruturado utilizando uma abordagem modular baseada em funções, garantindo eficiência e reutilização. Cada módulo contém suas funções específicas, organizadas da seguinte forma:

- **Malha:** funções para refinamento, geração e reestruturação da malha.
- **Campos Estocásticos:** funções para mapeamento e definição dos coeficientes de autocorrelação com base na escala de flutuação e as funções de autocorrelação implementadas.
- **Fluxo:** funções para execução do software FMNS, criação do arquivo de entrada e leitura dos resultados.
- **Análise de Estabilidade:** funções para montagem das matrizes e vetores da equação de equilíbrio, imposição de condições de contorno e otimização cônica.

3.7.3

Entrada de dados (Input)

Os dados de entrada do programa incluem:

- Modelo digital de elevação e profundidade média do leito rochoso, importados como lista de pontos e posteriormente mapeados na estrutura necessária do código.
- Parâmetros de fluxo e resistência, definidos por valores médios e desvio padrão, juntamente com a escala de flutuação.
- Eventos de chuva, com definição das taxas de precipitação e dos tempos específicos para a avaliação.

3.7.4

Saída de dados (Output)

Os principais resultados do código são armazenados em arquivos MATLAB (*.mat), incluindo:

- Campos de poro pressão.
- Campos estocásticos.
- Fatores de segurança.
- Campos de velocidades.

3.7.5

Pós-Processamento

O código gera automaticamente uma série de visualizações em formato *.vtk compatíveis com visualizadores científicos como ParaView. Além disso, foram desenvolvidas diversas implementações para facilitar a interpretação dos dados, incluindo:

- Mapas de calor.
- Histogramas.
- Diagramas de caixa (boxplots).
- Gráficos de dispersão com intervalos de confiança.

O esquema de pontos auxiliares apresentado permitiu a quantificação dos volumes de ruptura e, adicionalmente, a localização das rupturas. Além disso, a geração de vídeos possibilitou uma melhor compreensão dos eventos envolvidos nos processos de ruptura.

4

Aplicações da metodologia proposta

Esta seção apresenta a validação e aplicação da metodologia probabilística proposta, juntamente com os códigos implementados. Inicialmente, foi conduzido um processo de validação utilizando a análise probabilística de estabilidade de taludes em um problema bidimensional. Em seguida, analisou-se um talude tridimensional regular de grande extensão. Posteriormente foi avaliado qualitativamente o efeito da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos no avanço da frente de umedecimento. Por fim, foi examinado um caso prático envolvendo uma encosta natural localizada no estado do Rio de Janeiro. As simulações foram realizadas em um processador Intel i9-12900-CPU @ 2.40 GHz. Detalham-se, a seguir, os parâmetros implementados, as condições de contorno e iniciais, além da análise dos resultados obtidos.

4.1

Análise da estabilidade de um talude simples bidimensional

Com o objetivo de validar os códigos implementados, foi analisado um problema bidimensional de estabilidade de taludes previamente estudado por Cho [6] utilizando o método de Equilíbrio Limite Aleatório (RLEM), um método que probabilístico que considera a variabilidade espacial mediante campos estocásticos e utiliza o equilíbrio limite para avaliar a estabilidade. A comparação entre os resultados obtidos foi estabelecida em função das estimativas da probabilidade de falha, exclusivamente.

A Figura 4.1 apresenta a geometria e a malha de elementos finitos utilizada na análise, composta por 7,826 elementos quadrilaterais bilineares e 8,038 nós, com tamanho médio de elemento igual a 0.20 m. As duas bordas do modelo, em $y = 0$ m e $x = 0$ m e $x = 30$ m, tiveram suas velocidades restringidas nas direções x e y . Neste exemplo, a coesão e o ângulo de atrito interno foram representados por campos estocásticos correlacionados cujos parâmetros são especificado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros de resistência ao cisalhamento.

Parâmetro	Unidades	μ	SD	Matriz de correlação cruzada	
				c'	ϕ'
c'	kPa	10.00	3.00	1.00	sim
ϕ'	°	30.00	6.00	-0.50	1.00

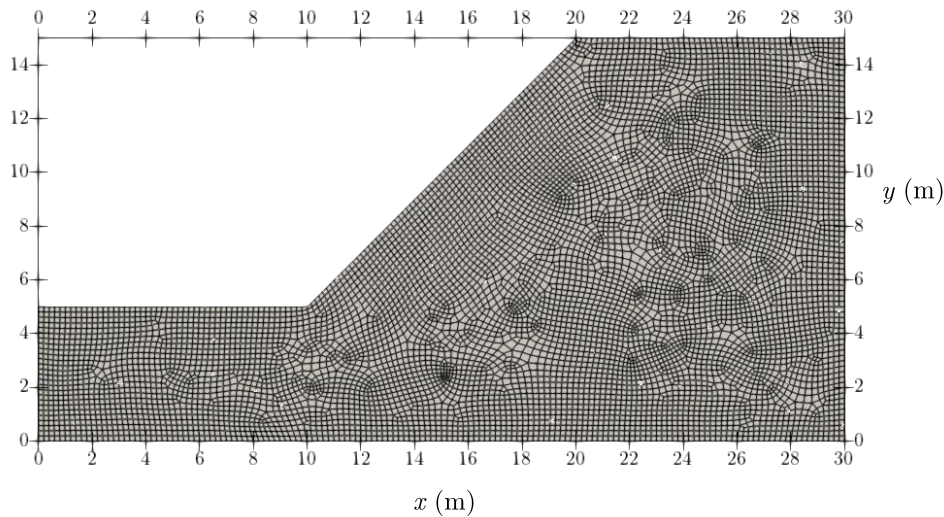


Figura 4.1: Malha de elementos finitos conformada por 7,826 elementos quadriláteros bilineares.

O peso específico foi assumido como um valor constante de $\gamma = 20$ kN/m³. Para a geração dos campos estocásticos, foi utilizada uma função de autocorrelação exponencial simples (Tabela 3.1) com escala de flutuação horizontal $\delta_x = 40$ m e vertical $\delta_y = 4$ m. Foram realizadas 5000 simulações de Monte Carlo (MCS), e os resultados obtidos são apresentados na Tabela 2. Nas análises realizadas por Cho, foram empregados dois métodos de equilíbrio limite: o primeiro busca determinar a superfície de deslizamento crítica, enquanto o segundo realiza a análise considerando uma superfície de deslizamento previamente definida.

Os resultados do NLA 2D foram obtidos por meio do cálculo da probabilidade de falha utilizando MCS, considerando uma função de falha baseada na estimativa do fator de segurança (Equação 3-22) e do fator de colapso (Equação 3-23), empregando tanto o CMD convencional quanto o stepwise CMD. No CMD convencional, os campos foram discretizados no centroide de cada elemento finito, garantindo que a relação entre o tamanho do elemento e a escala de flutuação fosse pequena o suficiente para capturar a variabilidade espacial. Para o stepwise CMD, foi criada uma malha auxiliar com elementos de tamanho 0.20 metros.

Os valores médios do fator de segurança e seu desvio padrão, conforme estimados por Cho utilizando o RLEM, tanto na abordagem de busca pela superfície crítica de deslizamento quanto na abordagem com superfície crítica fixa, apresentam uma notável consistência com aqueles obtidos neste estudo com NLA 2D. Em relação à probabilidade de falha, os resultados do NLA 2D encontram-se dentro da faixa de valores de P_f obtidos pelo RLEM. Além disso, os valores de probabilidade de falha estimados pelo stepwise CMD foram

Tabela 4.2: Resultados das análises probabilísticas considerando a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência em um talude bidimensional.

Análise	Método	Simulações	Pf	Fs/ λ médio	Fs/ λ SD	t (h)
Cho [6]	RLEM método 1	50.000	0,017	1,20	0,10	-
Cho [6]	RLEM método 2	50.000	0,014	1,21	0,11	-
NLA 2D	Fs convencional CMD	5.000	0,014	1,19	0,10	8,12
NLA 2D	Fs stepwise CMD	5.000	0,016	1,19	0,10	6,01
NLA 2D	λ convencional CMD	5.000	0,014	1,86	0,76	3,82
NLA 2D	λ stepwise CMD	5.000	0,016	1,87	0,81	0,92

ligeiramente superiores aos obtidos pelo CMD convencional.

A análise com NLA 2D, considerando uma função de falha baseada no fator de colapso e gerando campos estocásticos com o método stepwise CMD, proporcionou uma boa estimativa da probabilidade de falha em um tempo reduzido: foram realizadas 5000 simulações MCS em menos de uma hora. A Figura 4.2 apresenta os gráficos de convergência da probabilidade de falha para as metodologias implementadas e os resultados do RLEM, como é possível observar a partir das 1,000 simulações os resultados das diferentes metodologias apresentam uma diferença baixa.

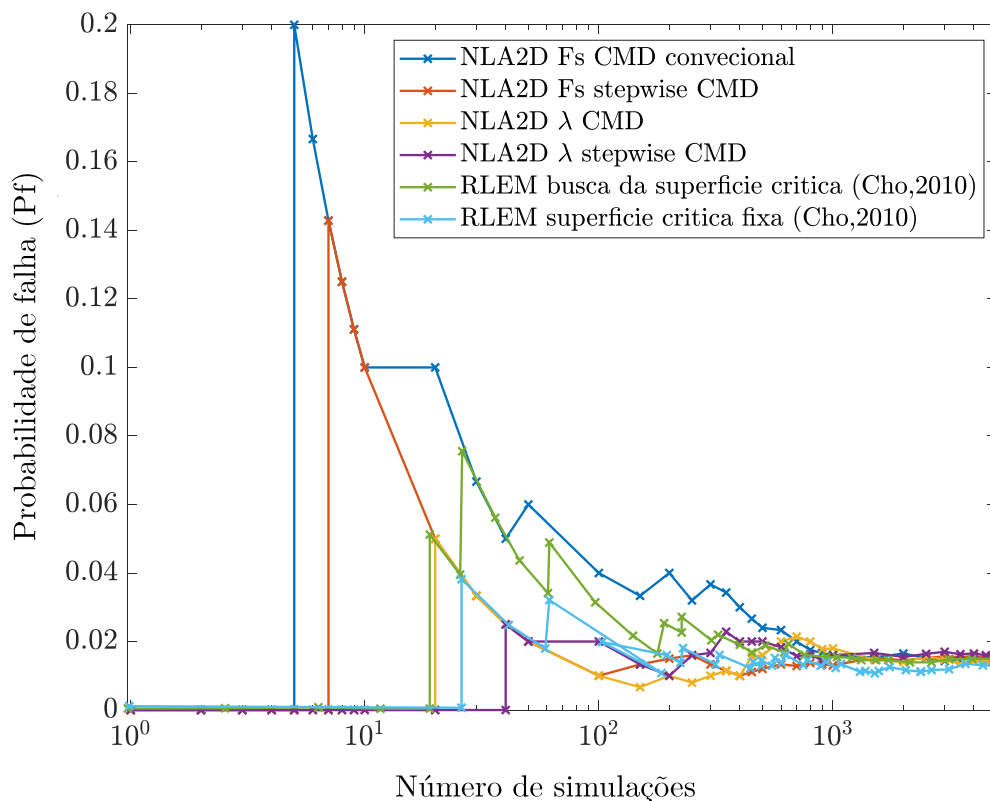


Figura 4.2: Gráficos de convergência da probabilidade de falha (Pf) para o talude bidimensional estudado. É possível identificar uma diferença pequena nas estimativas de Pf a partir das 1,000 simulações.

Já a Figura 4.3 exibe dois resultados típicos de simulação com NLA-

2D, incluindo os campos estocásticos de coesão e ângulo de atrito, bem como suas respectivas superfícies de deslizamento. Foram identificadas superfícies de deslizamento com formas irregulares, que diferem das superfícies tipicamente circulares assumidas no RLEM.

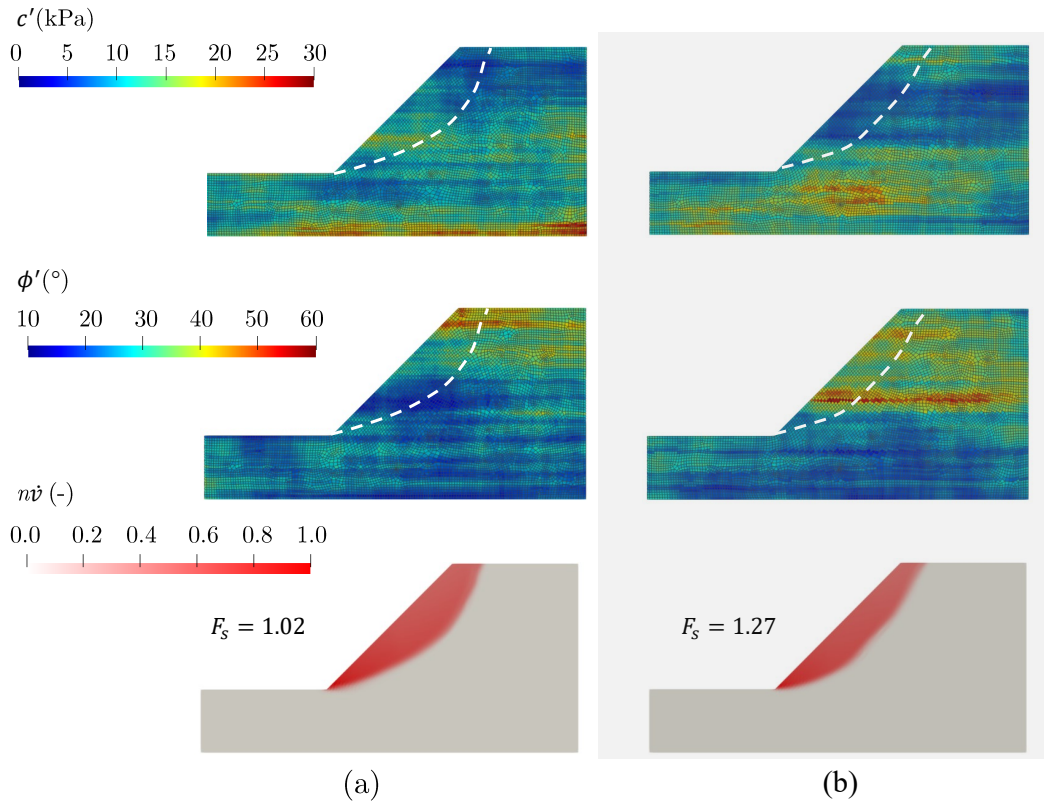


Figura 4.3: Realizações típicas de campos estocásticos correlacionados e seus mecanismos de colapso obtidos no código NLA 2D. (a) $F_s = 1.02$, CMD convencional (b) $F_s = 1.27$, stepwise CMD .

4.2

Análise de estabilidade de um talude regular 3D de grande extensão

Nesta seção, a estabilidade de um talude tridimensional de grande extensão foi estudada, utilizando um modelo baseado em estudos anteriores de Hicks e Spencer [44] e Varkey et al. [92]. Neste caso o objetivo foi analisar o efeito da magnitude da escala de flutuação horizontal e a correlação entre os parâmetros geotécnicos, nas estimativas do fator de segurança. A análise foi realizada por meio do código NLA 3D, com os campos estocásticos gerados através do método stepwise CMD. A Figura 4.4 ilustra a geometria do modelo atingindo uma extensão no eixo y de 50 metros. A malha de elementos finitos utilizada foi conformada por 7,550 elementos hexaédricos lineares e 9,129 nós. Os campos foram gerados utilizando uma malha auxiliar com tamanho de 0.50 m. As laterais em $x=0$ m, $y=0$ m, $y=50$ m e $z=0$ m tiveram suas velocidades

restritas nas direções x , y e z . A coesão e o ângulo de atrito foram representados por meio de campos correlacionados, a Tabela 4.3 apresenta as medias e desvios padrão utilizados nas simulações. O peso específico foi considerado como um valor constante de $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$. Para a geração dos campos, foi empregada uma função de autocorrelação de Markov de segunda ordem (3.1). Para avaliar a influência de diferentes escalas de flutuação horizontal ($\delta_h = \delta_x = \delta_y$), foi introduzido o valor do grau de anisotropia da heterogeneidade (A_r), representando a razão entre a escala horizontal e a vertical ($\delta_v = \delta_z$). A escala vertical foi fixada em $\delta_v = 2 \text{ m}$, enquanto escalas horizontais de 2 m, 20 m e 100 m foram avaliadas, correspondendo a $A_r=1$, $A_r=10$ e $A_r=50$, respectivamente. Três valores do coeficiente de correlação cruzada entre coesão e ângulo de atrito $\rho_{c\phi}$ foram considerados na análise: $\rho_{c\phi}=-0.5$, $\rho_{c\phi}=0$ e $\rho_{c\phi}=0.5$.

Tabela 4.3: Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros de resistência ao cisalhamento, talude 3D.

Parâmetro	Unidades	μ	SD	Matriz de correlação cruzada	
				c'	ϕ'
c'	kPa	5.00	1.00	1.00	sim
ϕ'	°	30.00	6.00	$\rho_{c\phi} = \{-0.5, 0, 0.5\}$	

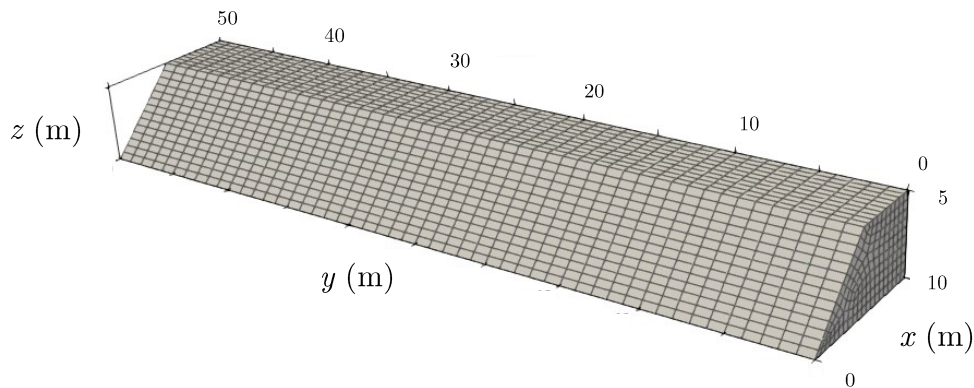


Figura 4.4: Configuração geométrica e malha de elementos finitos utilizadas na análise probabilística de estabilidade de taludes em 3D, conformada por 7,550 elementos hexaédricos lineares e 9,129 nós.

Grupos de 1000 simulações foram realizados para cada combinação de A_r e $\rho_{c\phi}$, sendo que cada simulação teve uma duração aproximada de 17 segundos. A distribuição de probabilidade do fator de segurança obtida para cada caso é apresentada na Figura 4.5. Para os casos em que um valor positivo de $\rho_{c\phi}$ foi considerado, as distribuições resultantes apresentaram menores valores médios do fator de segurança. Em contraste, quando um valor negativo de $\rho_{c\phi}$ foi

adotado, observou-se o efeito oposto, com um aumento nos valores médios do fator de segurança.

A magnitude de A_r , e consequentemente a escala horizontal de flutuação, teve um impacto significativo na dispersão da distribuição do fator de segurança. O coeficiente de variação estimado para essas distribuições variou de 1.5% a 7.9% ao considerar $A_r = 1$ e $A_r = 100$, respectivamente, mantendo-se $\rho_{c\phi} = -0.5$. Esse comportamento indica que maiores escalas de flutuação horizontal amplificam o efeito da variabilidade espacial na estabilidade do modelo, resultando em uma distribuição mais dispersa dos fatores de segurança.

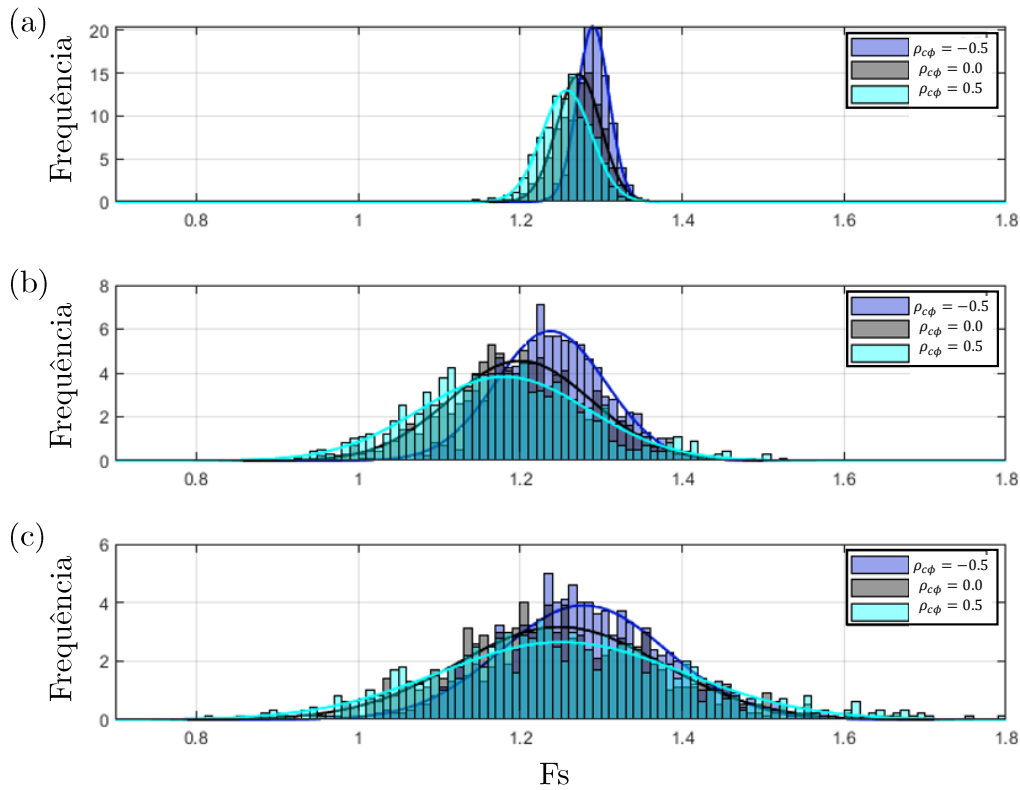


Figura 4.5: Distribuições de probabilidade do fator de segurança obtidas para cada caso, considerando diferentes graus de anisotropia da heterogeneidade: (a) $A_r = 1$, (b) $A_r = 10$ e (c) $A_r = 50$.

A Figura 4.6 apresenta dois resultados típicos obtidos com o NLA 3D. Esses resultados incluem os campos estocásticos de coesão e ângulo de atrito, juntamente com suas respectivas superfícies de deslizamento. Rupturas discretas foram identificadas em diversas zonas do talude, com suas posições fortemente influenciadas pela distribuição espacial das propriedades geotécnicas geradas nos campos. A correlação espacial dos parâmetros geotécnicos desempenhou um papel essencial na definição das zonas de instabilidade, sugerindo que a consideração adequada da variabilidade espacial é fundamental para pre-

visões realistas da estabilidade de taludes. A probabilidade máxima de falha, estimada para $A_r = 50$ e $\rho_{c\phi} = 0.5$ foi de 3,9%.

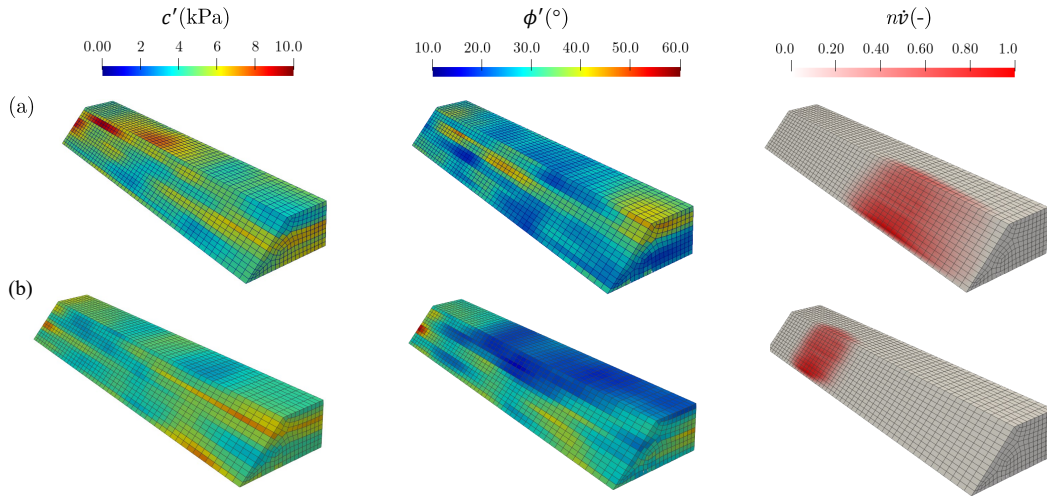


Figura 4.6: Realizações típicas de campos estocásticos correlacionados e os mecanismos de colapso obtidos no código NLA 3D. (a) $A_r = 10$, $\rho_{c\phi} = -0.5$, $F_s=1.17$; (b) $A_r = 10$, $\rho_{c\phi} = 0.5$, $F_s=1.15$.

Embora o talude em questão apresente uma geometria que, à primeira vista, poderia sugerir a adoção de um modelo bidimensional, a presença de variabilidade espacial acentuada e de escalas de flutuação inferiores à sua extensão torna necessária a utilização de uma abordagem tridimensional. A modelagem 3D permitiu capturar a ocorrência de rupturas discretas e localizadas, frequentemente observadas na prática geotécnica, mas que dificilmente seriam identificadas em análises mais simplificadas.

4.3

Análise do efeito da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos no avanço da frente de umedecimento

O avanço da frente de umedecimento é um fator crítico na estabilidade de encostas, pois influencia diretamente a geração de poro pressões e a resistência ao cisalhamento do solo. Durante eventos de precipitação, a infiltração de água modifica a distribuição da sucção matricial e pode levar à perda de estabilidade do talude. Para avaliar o impacto da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos na dinâmica da infiltração, aplicamos uma parte da metodologia proposta a um caso simples, no qual consideramos exclusivamente a heterogeneidade desses parâmetros.

Nesta aplicação, simulamos um evento de chuva constante com intensidade de 5 mm/h ao longo de 12 dias, imposto aos nós superiores de um cubo simples (Figura 4.7(a)), analisando como a distribuição espacial dos parâmetros hidráulicos influencia o avanço da frente de umedecimento. Nos outros

contornos do modelo foi imposta uma condição de fronteira impermeável. A modelagem foi realizada utilizando campos estocásticos para representar a variabilidade dos parâmetros de fluxo, permitindo uma avaliação dos padrões de infiltração. Os parâmetros hidráulicos utilizados nesta modelagem são apresentados na tabela 4.4. Considerando uma escala de flutuação isotrópica de $\delta = 1$ m e utilizando o método stepwise CMD, foram gerados campos estocásticos dos parâmetros hidráulicos com o uso de uma malha auxiliar com discretização de 5 cm. As distribuições desses parâmetros para uma realização aleatória dos campos são apresentadas na Figura 4.7(b-f).

Parâmetro	Unidades	μ	SD
θ_r		0.06	0.02
θ_s		0.43	0.02
$\ln(\alpha)$	m^{-1}	0.64	0.17
$\ln(n)$		0.50	0.03
$\ln(k_s)$	m/h	4.46	0.70

Tabela 4.4: Parâmetros hidráulicos utilizados na modelagem, incluindo a media (μ) e o desvio padrão (SD).

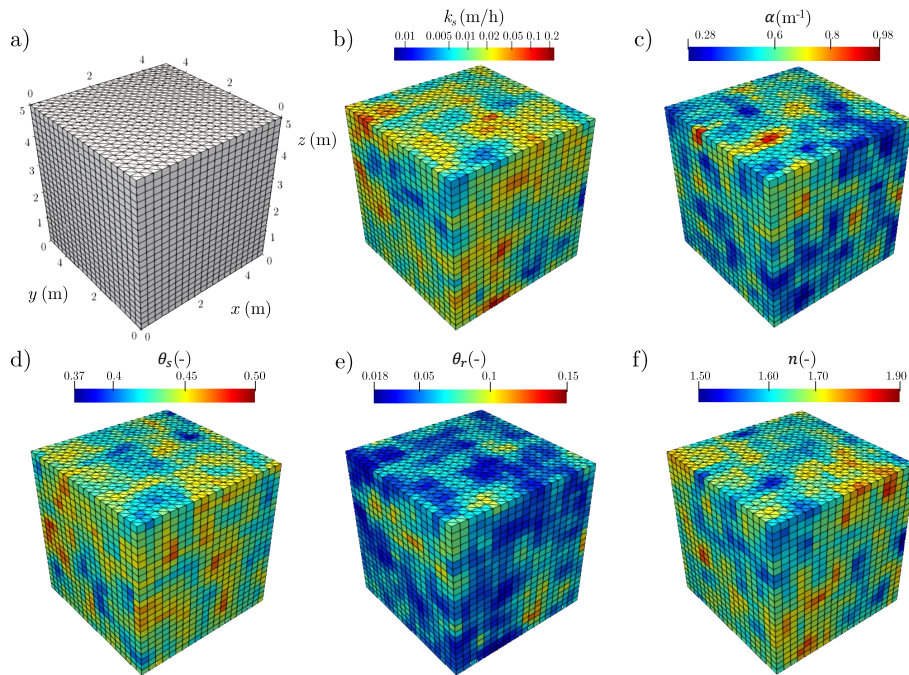


Figura 4.7: Geometria do modelo simples proposto discretizado composta de 19,200 elementos finitos prismáticos lineares e 11,025 nós (a). Adicionalmente foi incluída uma realização dos campos estocásticos (b-f) incluindo a condutividade hidráulica saturada, os coeficientes de ajuste do modelo VGM e as unidades volumétricas.

A Figura 4.8 apresenta as distribuições de pressão de poro obtidas ao longo de 1, 4, 8 e 10 dias para dois casos: (a) uma simulação de fluxo consi-

derando parâmetros médios e (b) uma simulação considerando a variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos.

A análise comparativa entre os dois cenários evidencia o impacto significativo da variabilidade espacial na evolução da frente de umedecimento. No caso homogêneo (Figura 4.8a), a frente de umedecimento avança de maneira regular e previsível, com um gradiente de transição bem definido entre as zonas saturadas e não saturadas. Em contraste, na simulação com variabilidade espacial (Figura 4.8b), observa-se um avanço mais irregular da frente de umedecimento, caracterizado por regiões onde a pressão de poro negativa persiste por períodos mais longos, especialmente no tempo de 8 dias.

Esse comportamento é particularmente relevante na análise da estabilidade de encostas, uma vez que regiões com pressões de poro negativas podem gerar tensões de sucção temporárias, contribuindo para o aumento da resistência ao cisalhamento do solo. No entanto, à medida que a frente de umedecimento avança, a dissipação dessas tensões pode provocar uma redução abrupta da resistência, favorecendo a ocorrência de instabilidades. Além disso, a distribuição heterogênea dos parâmetros do solo pode resultar na formação de caminhos preferenciais de fluxo, os quais aceleram a infiltração de água em zonas específicas do modelo. Um aspecto notável observado já no dia 1 da simulação com variabilidade espacial é o surgimento de pequenas regiões com coloração amarela, indicando a presença incipiente de pressões de poro positivas nas camadas mais superficiais. Esse fenômeno é relevante, pois, no contexto da análise de encostas, pode representar um gatilho importante para a deflagração de deslizamentos rasos.

4.4

Análise de estabilidade de uma encosta natural, estudo do efeito da incerteza na profundidade e forma do leito rochoso.

Uma encosta natural dentro da bacia do Rio Papagaio, localizada no Maciço da Tijuca, na região oeste do Rio de Janeiro, Brasil, foi analisada. Esse caso foi previamente estudado por Gomes et al [2], considerando a variabilidade da profundidade do leito rochoso e dos parâmetros hidráulicos, mas sem incorporar explicitamente a variabilidade espacial por meio de estruturas de autocorrelação. Nessa região, predominam perfis de intemperismo de solos residuais originados de rochas pré-cambrianas, especialmente granitos e gnaisses [93, 94]. Após centenas de deslizamentos de terra provocados por intensas chuvas em fevereiro de 1996, a área foi amplamente estudada, e uma descrição detalhada da região pode ser encontrada em estudos anteriores [8, 94–96]. Nesta aplicação a metodologia proposta para a geração de múltiplas superfí-

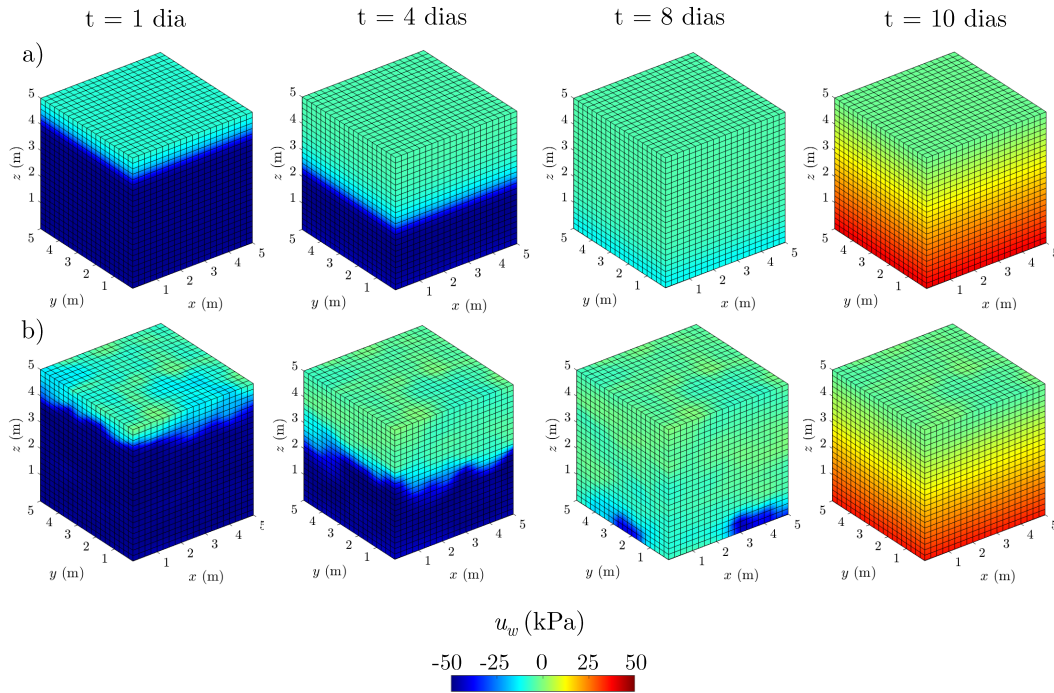


Figura 4.8: Avanço da frente de umedecimento para um modelo simples considerando (a) material homogêneo (b) material com variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos

cies do leito rochoso (secção 3.2.1) foi estudada em detalhe, avaliando tanto qualitativamente quanto quantitativamente o efeito da magnitude da escala de flutuação do DTB implementada na geração de perfis do leito rochoso e a influência na resposta do sistema na geração de poro pressões e na estabilidade.

4.4.1

Descrição do modelo

O modelo do talude abrange uma área de 7.680 m^2 , com uma diferença de elevação entre a parte mais baixa e a mais alta de aproximadamente 58 m, e com inclinações topográficas variando de 15% a 147%. A discretização espacial foi conduzida seguindo o procedimento descrito na secção 3.1. Assumiu-se uma estratigrafia homogênea do solo, uma vez que não foi encontrada uma estratigrafia bem definida em múltiplas camadas na região [2]. A Figura 4.9 mostra as duas malhas básicas de elementos finitos implementadas para a metodologia probabilística, criadas considerando a topografia e a superfície média posterior do DTB.

Para a análise de fluxo transiente saturado-não saturado foi utilizada uma malha de elementos prismáticos lineares, conforme ilustrado na Figura 4.9(a). Essa malha era composta por 3.840 elementos e 2.635 nós. As taxas de precipitação foram aplicadas nos nós localizados na superfície do solo,

assumindo-se uma equivalência entre o fluxo de infiltração e as taxas de chuva. Quando pressões positivas de água no poro foram estimadas nesses nós, seus valores foram redefinidos para zero, simulando o escoamento superficial. Além disso, foi imposta uma condição de contorno impermeável nos nós na base, na face superior ($x = 120$ m) e ao longo das faces laterais ($y = 0$ m e $y = 64$ m). Para os nós localizados na face inferior do modelo ($x = 0$ m), foi aplicada uma condição de contorno de face de infiltração (seepage face).

Adicionalmente, na malha do modelo para a análise de estabilidade mostrada na Figura 4.9(b), a fim de evitar movimentos rígidos na nossa formulação de NLA mista, os nós localizados na base, nas faces superior ($x = 120$ m), inferior ($x = 0$ m) e nas faces laterais ($y = 0$ m e $y = 64$ m) tiveram suas velocidades restritas nas direções x , y e z . As duas malhas básicas implementadas para a análise de fluxo e estabilidade foram construídas somente uma vez e posteriormente atualizadas para representar a elevação e forma do leito rochoso como foi explicado na secção 3.1.

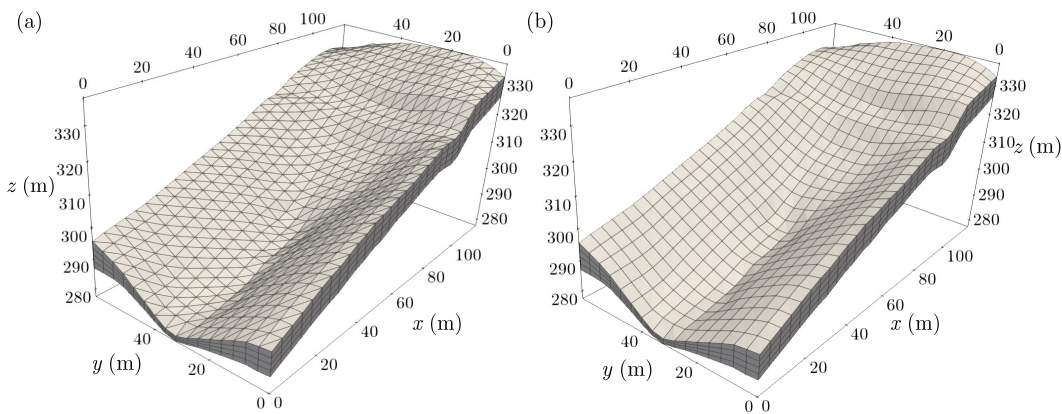


Figura 4.9: Malhas de elementos finitos criadas considerando a superfície média posterior do DTB para (a) a análise de fluxo transiente saturado-não saturado composta por 3,840 elementos prismáticos lineares e 2,635 nós, e (b) a análise de estabilidade de talude, composta por 1,920 elementos hexaédricos lineares e 2,635 nós.

As simulações de fluxo e as análises de estabilidade foram realizadas utilizando os parâmetros geotécnicos constantes apresentados na Tabela 4.5. Para a definição do vetor de peso próprio $\mathbf{f}_v$, conforme previamente definido na Equação (3-18), foram empregados os pesos específicos naturais (γ_{nat}) e saturados (γ_{sat}), dependendo do grau de saturação estimado para cada elemento finito. O peso específico da água (γ_w) foi utilizado para transformar as pressões nodais (h_p), obtidas a partir da solução numérica da equação de Richards, em poro pressões (u_w). Assumindo homogeneidade espacial, a variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento

foi desconsiderada para simplificar a análise e focar no efeito da superfície do leito rochoso na estabilidade global.

Tabela 4.5: Parâmetros geotécnicos constantes utilizados nas simulações numéricas

Tipo	Parâmetro	Valor	Unidade
Propriedades da água e do solo	γ_w	9.81	kN/m ³
	γ_{nat}	18	kN/m ³
	γ_{sat}	20	kN/m ³
Parâmetros hidráulicos VGM	k_s	0.01	m/h
	θ_s	0.43	m ³ m ⁻³
	θ_r	0.06	m ³ m ⁻³
	α	0.55	m ⁻¹
	n	1.64	—
Parâmetros de resistência ao cisalhamento	c'	5	kPa
	ϕ'	30	°
	ϕ_b	15	°

4.4.2

Eventos de chuva

Dada a importância dos eventos de chuva como fatores desencadeantes de deslizamentos e sua influência nos deslizamentos anteriores documentados no local de estudo, nosso modelo de fluxo incorpora os hietogramas mostrados na Figura 4.10, obtidos de uma estação meteorológica local. Inicialmente, foi conduzido um período de spin-up utilizando uma poro pressão inicial uniformemente distribuída de 49 kPa e o registro anual das taxas de chuva diária medidas mostradas na Figura 4.10(a). De forma semelhante a [76], as distribuições de poro pressão obtidas ao final do período de spin-up foram então utilizadas como condição inicial para simulações subsequentes dos eventos de chuva intensa representados na Figura 4.10(b). Como a condutividade hidráulica saturada do solo ($K_s = 0,01$ m/h ou 10 mm/h) é superior à intensidade da chuva (8 mm/h), espera-se que toda a água da precipitação consiga infiltrar no solo, sem a geração de escoamento superficial imediato. Quando pressões positivas de água nos poros se desenvolviam nos nós da superfície do solo, elas eram redefinidas para zero para simular o escoamento superficial. O hietograma de chuva intensa apresenta três eventos de tempestade bem definidos ao longo de um período de 22 dias, com o terceiro e último evento exibindo a maior taxa de precipitação.

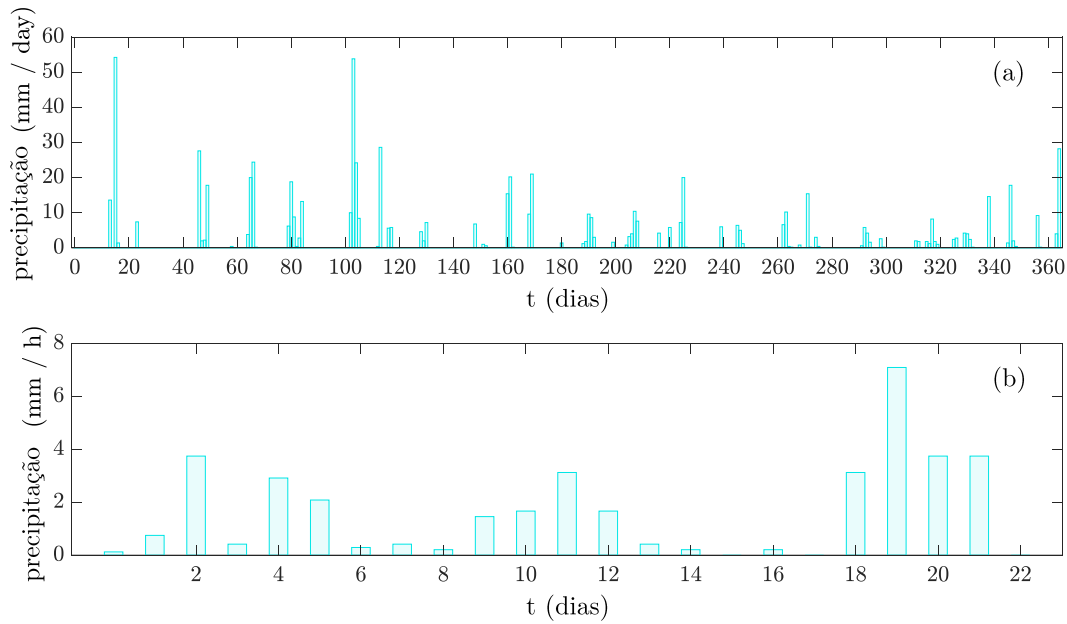


Figura 4.10: Hietogramas de chuva mostrando as taxas de precipitação para (a) o período de spin-up e (b) os eventos de chuva intensa.

4.4.3

Influência da escala de flutuação da profundidade do leito rochoso na estabilidade do modelo

Nesta seção é estudada a influência da escala de flutuação, utilizada na para a geração de múltiplas superfícies do leito rochoso (Z^{RF}) no acúmulo de poro pressões e seu potencial impacto na ocorrência de deslizamentos. Apresentamos visualizações de duas simulações: uma com uma escala de flutuação menor ($\delta = 5$ m) e outra com uma escala de flutuação maior ($\delta = 50$ m). Essas visualizações incluem vistas em 3D e 2D para proporcionar uma compreensão abrangente dos resultados. Além disso, foram incluídas representações visuais da inclinação média considerando as superfícies da topografia e do leito rochoso além de gráficos da espessura de solo, permitindo uma exploração mais aprofundada dos possíveis fatores que contribuem para os mecanismos de ruptura observados.

A Figura 4.11 ilustra os resultados de uma simulação individual com uma menor escala de flutuação, avaliada após 13 dias de chuva extrema. Essa simulação resultou em um fator de segurança de 0,99, indicando um talude marginalmente estável. A zona de ruptura potencial (linha branca contínua) está localizada em um vale na metade da encosta, com um volume de ruptura de 832 m^3 , conforme mostrado na Figura 4.11(a).

A Figura 4.11(b) mostra a distribuição da pressão da água nos poros. Enquanto as pressões mais altas (em torno de 60 kPa) são encontradas em pequenas zonas côncavas e em algumas zonas de transição côncavo-convexas

no leito rochoso, áreas adjacentes mais elevadas também apresentam pressões elevadas. Isso sugere que a pressão da água nos poros pode não ser o único fator desencadeante de deslizamentos. A Figura 4.11(c) exibe a inclinação média combinada da topografia e do leito rochoso. Curiosamente, a zona do deslizamento atinge uma inclinação principal mais acentuada (cerca de 122%) em comparação com outras áreas que apresentam altas pressões da água nos poros. Isso sugere que inclinação topográfica e do leito rochoso pode ser outro fator determinante. Por fim, a Figura 4.11(d) mostra a espessura da camada de solo. A zona de ruptura possui uma camada de solo mais fina (entre 0,4 e 4 m). Sugerindo que a presença de camadas de menor espessura também pode desempenhar um papel importante na instabilidade de as zonas mais críticas.

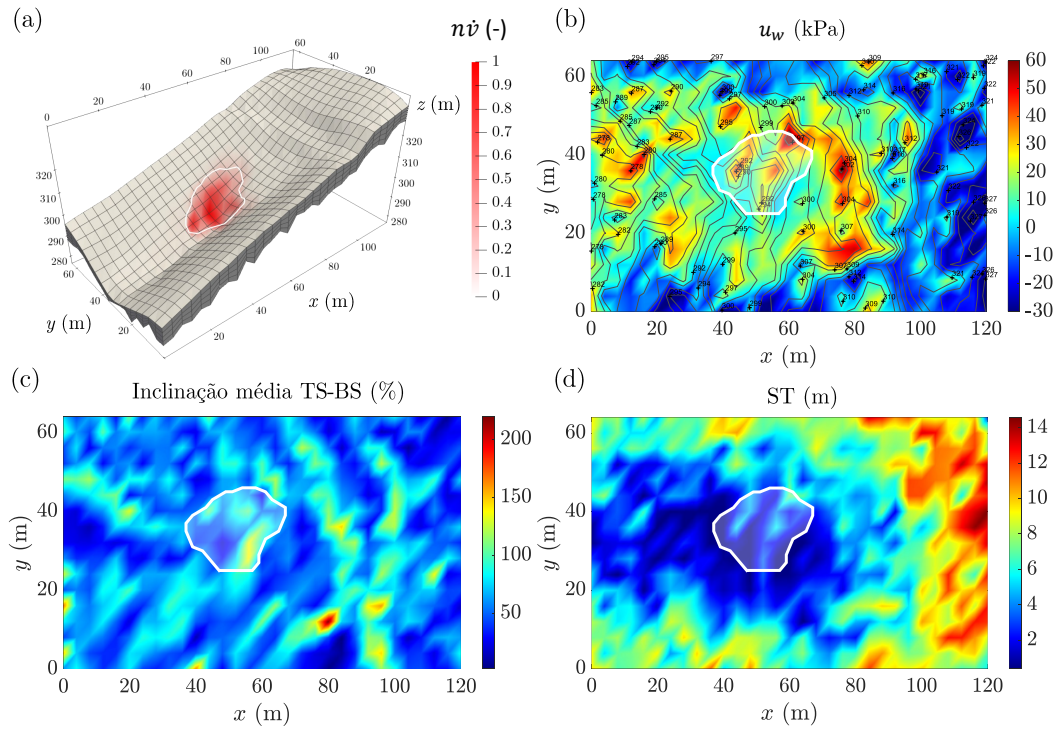


Figura 4.11: Resultados da simulação ($n_s=3$, $\delta = 5$ m, 13 dias de chuva intensa): Escala de flutuação pequena. (a) A visualização 3D mostra a zona do deslizamento identificada (delimitada por uma linha branca contínua) com base no campo de velocidades normalizadas. (b) O gráfico 2D exibe a distribuição da pressão da água nos poros na interface solo-rocha. Uma convenção de sinais negativos indica pressões de sucção. As linhas de contorno pretas contínuas representam a elevação ou depressão da rocha. (c) A vista superior 2D mostra a distribuição da inclinação combinada média da topografia (TS) e do leito rochoso (BS). (d) A vista superior 2D ilustra a distribuição da espessura da camada de solo (ST).

A simulação com uma escala maior de flutuação ($\delta = 50$ m), mostrada na Figura 4.12, exibe transições mais suaves da rocha em comparação com o

cenário de escala menor. O perfil do leito rochoso mais suave não apresenta as drásticas transições côncavo-convexas observadas anteriormente. A distribuição da poro pressão (Figura 4.12(b)) mostra pressões elevadas concentradas no vale inferior e próximo à crista da encosta. Essas pressões são geralmente menores em magnitude (atingindo 30 kPa) em comparação com a simulação de escala menor, onde as pressões atingiram 60 kPa em áreas côncavas. O deslizamento previsto, com um fator de segurança de 1.00, está localizado próximo à crista da encosta (Figura 4.12(a)) e possui um volume de material deslizado maior de $1,384 \text{ m}^3$. Essa área apresenta pressões positivas da água nos poros variando de 10 kPa a 30 kPa. A inclinação principal nesta área é mais suave, variando entre 30% e 90%. Além disso, a espessura da camada de solo varia entre 0.4 e 6 metros.

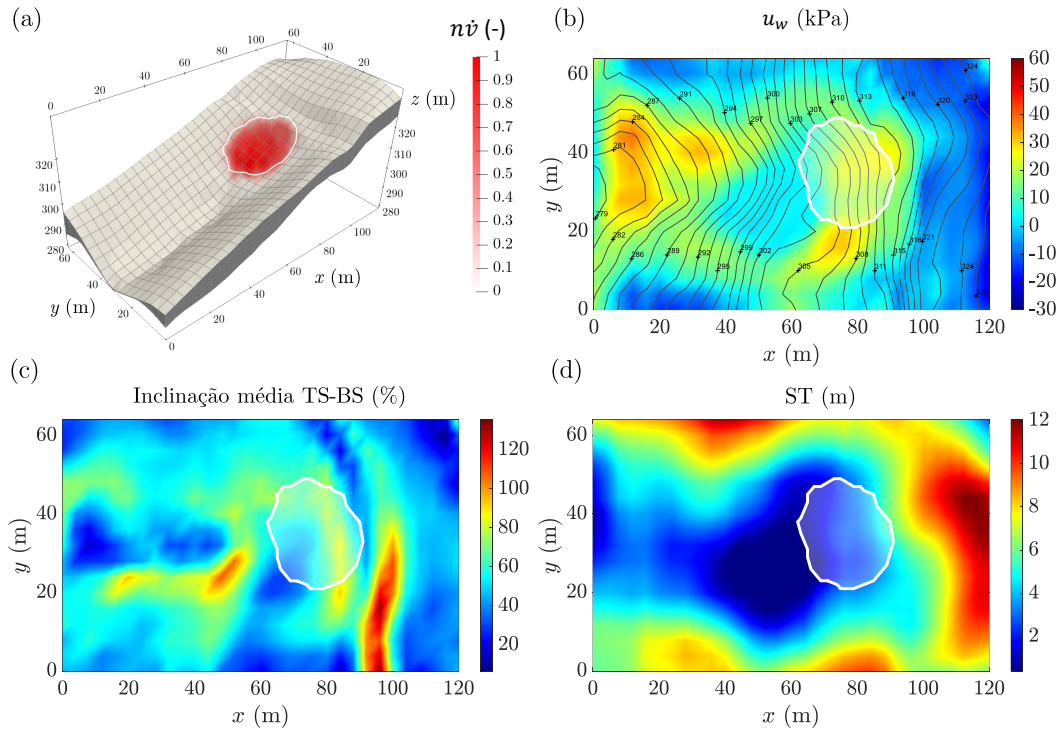


Figura 4.12: Resultados da simulação ($n_s=75$, $\delta = 50$ m, 13 dias de chuva intensa): Escala de flutuação maior. (a) A visualização 3D mostra a zona de falha identificada (delimitada por uma linha branca contínua) com base no campo de velocidades normalizadas. (b) O gráfico 2D exhibe a distribuição da poro pressão na interface solo-rocha. Uma convenção de sinais negativos indica pressões de sucção. As linhas de contorno pretas contínuas representam a elevação ou depressão da rocha. (c) A vista superior 2D mostra a distribuição da inclinação média topográfica da rocha. (d) A vista superior 2D ilustra a distribuição da espessura da camada de solo.

Os resultados das duas simulações apresentadas anteriormente demonstram a importância da magnitude da escala de flutuação em nossa metodologia. Esse fator influencia significativamente a morfologia do leito rochoso,

impactando, por sua vez, a magnitude e a distribuição das poro pressões. A Figura 4.13 apresenta secções transversais de simulações com diferentes escalas de flutuação (δ) avaliados após um evento de chuva intensa de 11 dias. Essas secções ilustram como a escala de flutuação afeta a "rugosidade" do perfil do leito rochoso na metodologia implementada.

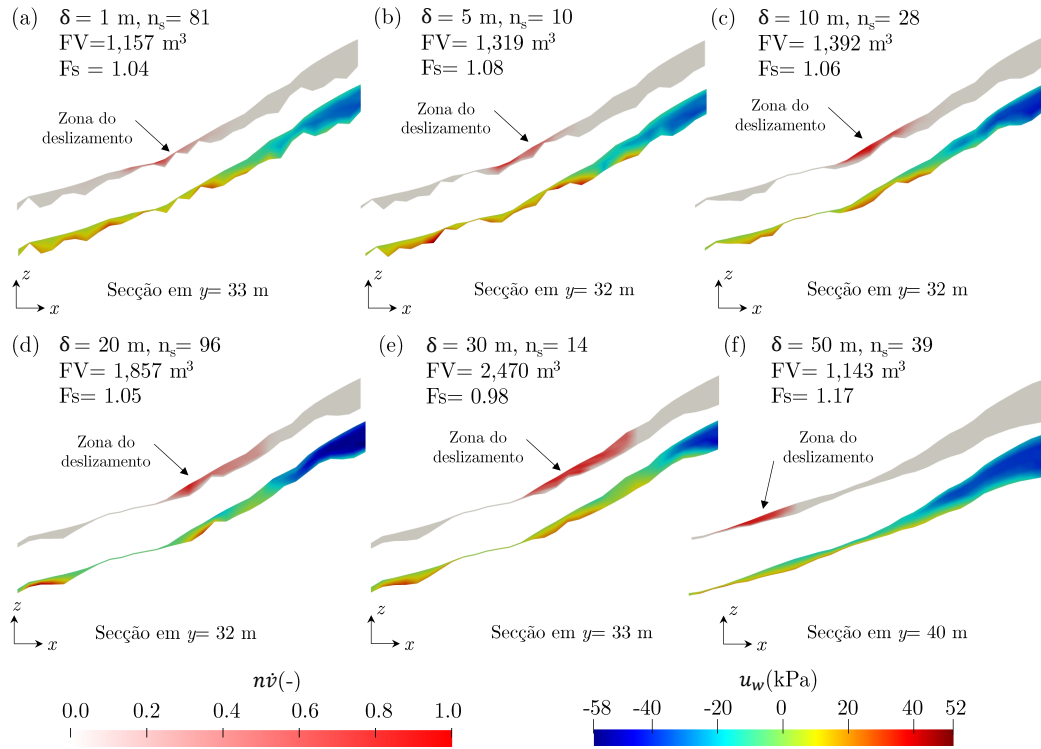


Figura 4.13: Secções transversais de simulações com diferentes escalas de flutuação (δ) avaliados após um evento de chuva intensa de 11 dias. Cada gráfico exibe os resultados de uma única simulação (n_s) e inclui o fator de segurança (Fs) e o volume do deslizamento (FV) mostrados na parte superior de cada gráfico. O mecanismo de colapso é visualizado na parte superior usando o campo de velocidades normalizadas (vermelho indica velocidades mais altas). A distribuição da poro pressão é mostrada na parte inferior. Um sinal negativo indica pressão de sucção.

A Figura 4.13(a) exibe um perfil de rocha rugoso com altas poro pressões concentradas em zonas côncavas e de transição. Isso se deve à correlação mínima entre os valores definidos para DTB em pontos adjacentes. Contrariamente aos resultados reportados por [2], a Figura 4.13(f) mostra um perfil de rocha mais suave com pressões da água nos poros significativamente menores. A ausência de vales acentuados (causados por mudanças drásticas no DTB) reduz o acúmulo de pressão da água nos poros. Em todas as simulações (Figuras 4.13(a-f)), as zonas de alta pressão da água nos poros são um fator crítico que influencia a localização e o tamanho dos deslizamentos. No entanto, o mecanismo de colapso específico é determinado por uma combinação de fatores,

exigindo análise individual para cada simulação.

4.4.4

Fator de segurança e probabilidade de falha

A estabilidade geral do modelo ao longo do tempo foi avaliada com base nas estimativas do fator de segurança. Os gráficos de caixa (box plots) na Figura 4.14 ilustram a evolução temporal das distribuições do fator de segurança durante os três eventos de chuva intensa, considerando diferentes magnitudes de δ . Esses gráficos fornecem uma visualização dos intervalos dos resultados obtidos.

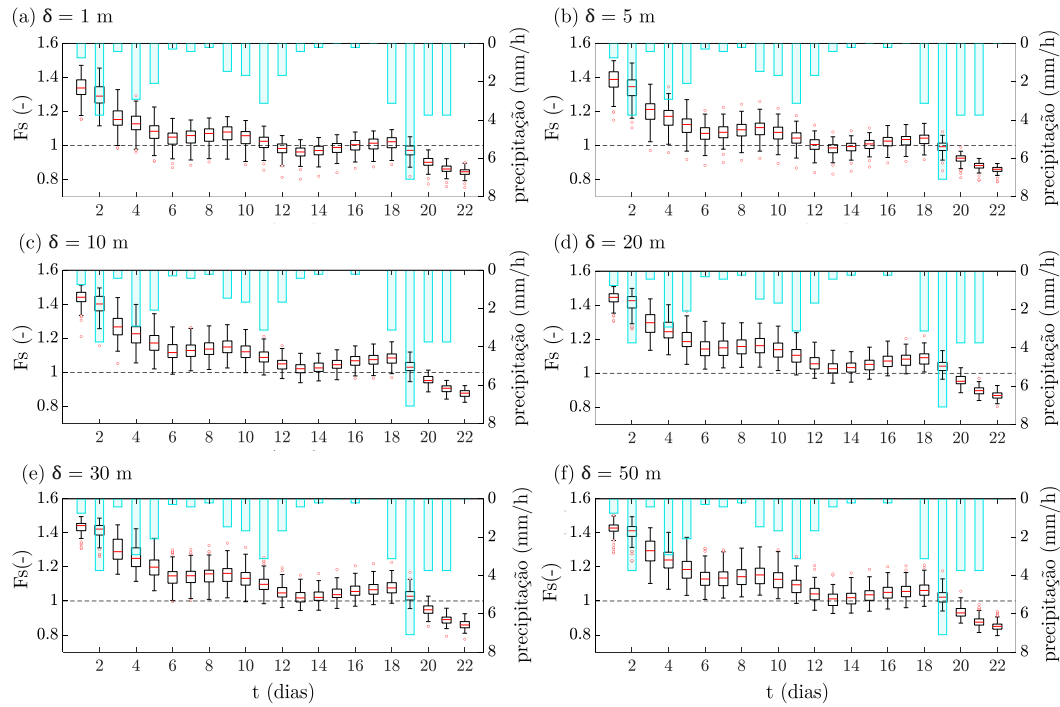


Figura 4.14: Gráficos de caixa representando a evolução temporal das distribuições do fator de segurança para diferentes magnitudes da escala de flutuação. A distribuição do fator de segurança é segmentada em quartis, cada um contendo aproximadamente 25% dos resultados. A mediana do F_s é representada pela linha horizontal vermelha, enquanto os bigodes se estendem até os valores máximos e mínimos calculados de F_s . Os círculos vermelhos indicam valores discrepantes (outliers). A linha preta tracejada representa $F_s = 1$. O eixo direito invertido representa as taxas de precipitação, com as barras do histograma exibidas em azul.

A tendência geral da resposta do modelo indica uma transição de um estado estável, conforme evidenciado pelas avaliações ao final do período de spin-up, para um estado instável, caracterizado por estimativas do fator de segurança se aproximando ou caindo abaixo de 1 após os eventos de precipitação subsequentes. Esse comportamento ressalta a sensibilidade da estabilidade

de taludes às mudanças nas condições hidrológicas. Além disso, em concordância com [2], o modelo demonstra períodos de recuperação da estabilidade nos intervalos entre esses eventos de precipitação. Esse comportamento cíclico destaca a importância do monitoramento tanto dos padrões de precipitação quanto das flutuações da pressão de poros para avaliar e prever com precisão a estabilidade de taludes ao longo do tempo.

A influência da magnitude da escala de flutuação sobre os intervalos e a distribuição do fator de segurança é evidente. Para $\delta = 1$ m, aproximadamente 25% das simulações apresentam fatores de segurança inferiores a 1 após o primeiro evento de precipitação, aos 6 dias (Figura 4.14(a)). Por outro lado, para $\delta = 50$ m, o fator de segurança mínimo estimado após esse evento de precipitação mal se aproxima de 1 (Figura 4.14(f)). A resposta do modelo ao segundo evento de precipitação, aos 14 dias, também reflete diferenças nas distribuições do fator de segurança. Para $\delta = 1$ m, aproximadamente 75% das estimativas do fator de segurança são inferiores a 1, enquanto para $\delta = 50$ m, menos de 50% das estimativas do fator de segurança caem abaixo de 1.

Para facilitar a comparação do efeito da magnitude de δ nas estimativas do fator de segurança, a Figura 4.15(a) apresenta a mediana do fator de segurança para diferentes valores de δ . As simulações realizadas com $\delta = 1$ m e 5 m exibiram os menores valores medianos de F_s ao longo de todas as simulações de precipitação. No início do período de precipitação intensa, houve uma diferença de 8% nas estimativas medianas de F_s entre as análises considerando os menores e maiores valores de δ . Essa diferença foi gradualmente reduzida durante os eventos de precipitação intensa. Ao final do terceiro e último evento de precipitação, a disparidade na mediana de F_s diminuiu para 2%. As análises realizadas com magnitudes de δ superiores a 5 m resultaram em valores medianos de F_s mais próximos ao longo de todos os eventos de precipitação intensa.

Dada a natureza probabilística da metodologia implementada, o gráfico da probabilidade de falha na Figura 4.15(b) oferece uma visão mais clara sobre o impacto da escala de flutuação na estabilidade do talude. No início da simulação de precipitação intensa, foi estimada uma baixa probabilidade de falha (P_f) para todos os valores de δ . No entanto, quando o primeiro evento extremo de precipitação começou, observou-se um aumento notável na P_f de 20% e 4% para δ de 1 m e 5 m, respectivamente. Após a conclusão do primeiro evento de precipitação, a P_f estimada diminuiu em 12% para $\delta = 1$ m e cerca de 3% para $\delta = 5$ m. Durante o segundo evento extremo de precipitação, as análises com magnitudes menores de δ mostraram um aumento significativo na P_f . Para $\delta = 1$ m, a P_f estimada aumentou para 87%, e para $\delta = 5$ m,

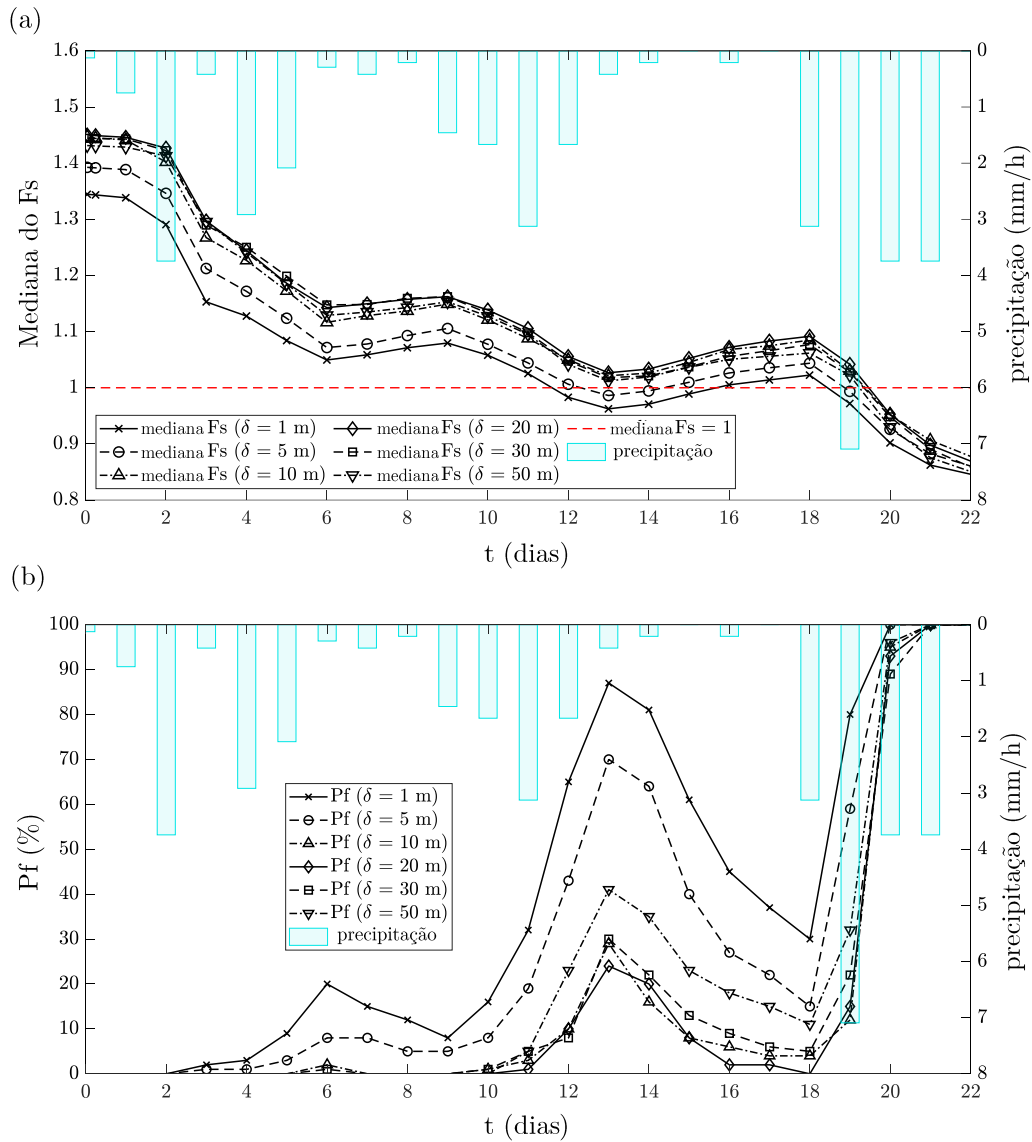


Figura 4.15: Progressão temporal de (a) mediana do fator de segurança e (b) probabilidade de falha para diferentes magnitudes da escala de flutuação. A linha vermelha tracejada indica $F_s = 1$. O eixo direito invertido representa as taxas de precipitação, com as barras do histograma exibidas em azul.

a P_f estimada atingiu cerca de 70%, enquanto as simulações com valores de δ maiores apresentaram um aumento moderado na P_f , variando entre 24% e 42%. Após o segundo evento de precipitação, as estimativas de P_f diminuíram novamente, em 57% para $\delta = 1$ m e 54% para $\delta = 5$ m, com uma redução menor de cerca de 24% nas simulações com magnitudes maiores de δ . Durante o último evento extremo de precipitação, todas as simulações atingiram uma P_f de 100%, com as análises utilizando magnitudes menores de δ atingindo esse valor em um tempo mais curto.

Embora estudos anteriores tenham sugerido a viabilidade de modelos simples de profundidade de solo para avaliações de suscetibilidade a desliza-

mentos em escala regional [76], nossos resultados indicam que essa abordagem pode não ser adequada para análises de estabilidade em escala local (escala do talude). Isso ocorre porque pequenas variações na profundidade da camada de solo (DTB) na escala do talude podem impactar significativamente a probabilidade de falha.

4.4.5

Evolução das zonas mais suscetíveis a deslizamentos e volumes de material deslizado.

Utilizando o esquema de pontos auxiliares apresentado na seção 3.5.1, para delimitar as zonas do deslizamento identificadas em diferentes momentos de avaliação, cada superfície de falha detectada foi sobreposta e apresentada em um gráfico bidimensional em vista superior. As regiões mais escuras em nosso gráfico representam as zonas mais críticas e suscetíveis a deslizamentos. A Figura 4.16 apresenta um conjunto de gráficos de múltiplos deslizamentos, ilustrando a evolução da falha durante o evento extremo de precipitação, para diferentes magnitudes de δ . Somente as superfícies de falha obtidas com fator de segurança inferior a 1 foram incluídas. Esses gráficos ajudam a compreender as mudanças na forma, tamanho e posição das zonas de falha. Além disso, as medianas dos volumes de solo envolvidos nos potenciais deslizamentos foram especificados, fornecendo informações sobre as possíveis consequências, que são fundamentais para a avaliação dos riscos associados.

Ao longo do segundo evento de chuva intensa, durante um período de 11 dias de precipitação, as simulações conduzidas com $\delta = 1, 5, 10$ m identificaram consistentemente uma zona de falha predominante, central e de menor dimensão. No entanto, para magnitudes de δ mais elevadas, foram observadas zonas de falha adicionais, estendendo-se em direção ao topo do talude.

Ao final do segundo evento de chuva intensa, observou-se uma diferença notável nos mecanismos de colapso identificados entre as simulações com magnitudes menores e maiores de δ . Enquanto as simulações com $\delta = 1, 5, 10$ m apresentaram predominantemente zonas de falha centrais, aquelas com $\delta = 20, 30, 50$ m revelaram mecanismos de colapso que incluíam tanto o topo quanto os flancos inferiores do talude. Os deslizamentos potenciais detectados no topo e nos flancos exibiram uma maior espessura do solo, resultando em estimativas de volume de falha mais elevadas. Por exemplo, as simulações com $\delta = 1$ m produziram uma mediana do volume deslizado de 953 m^3 , enquanto aquelas com $\delta = 30$ m resultaram em uma mediana de $1,921^3$.

Durante o último evento de chuva intensa, com duração de um período de

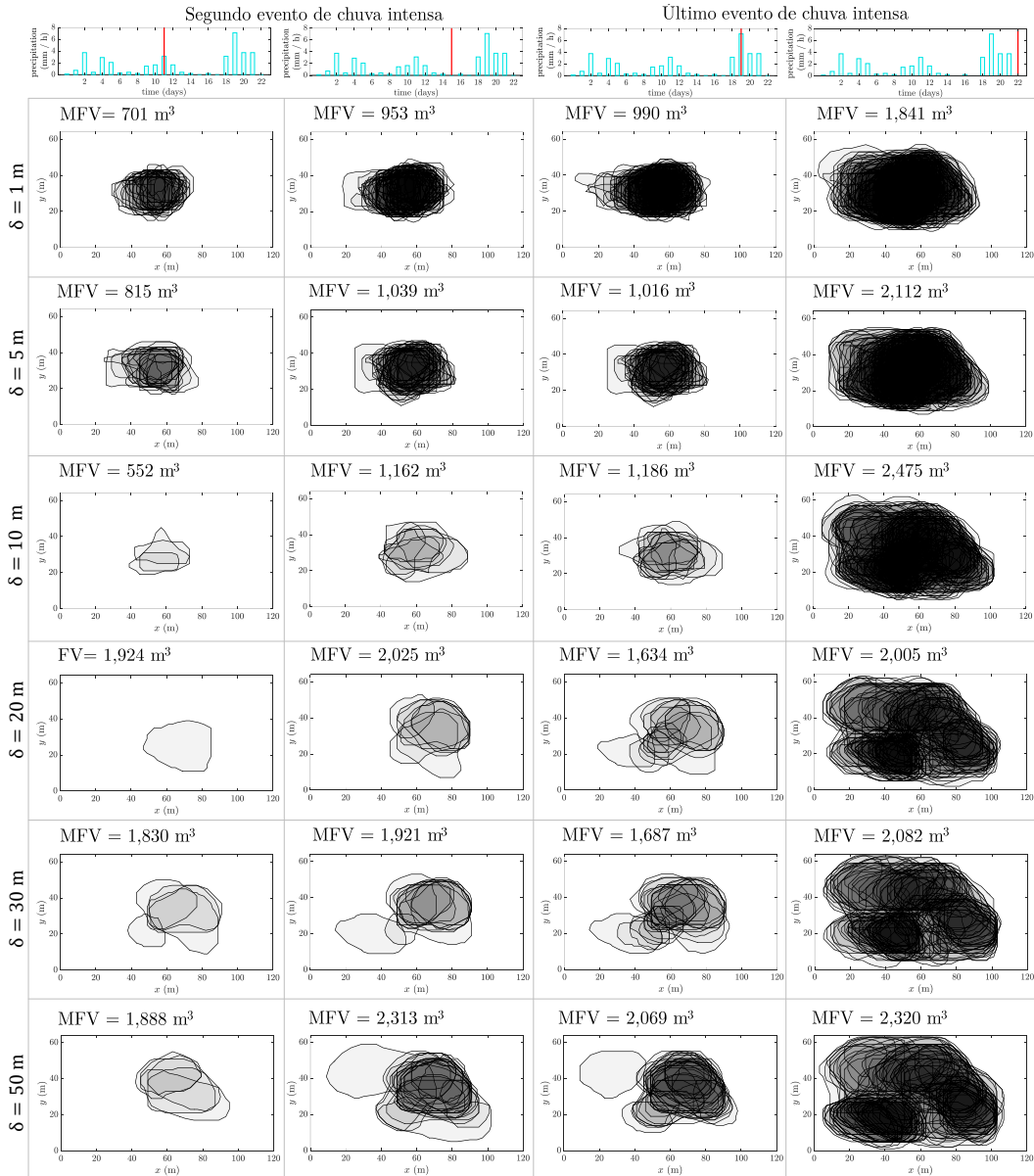


Figura 4.16: Gráficos de múltiplos deslizamentos ilustrando a evolução da falha e a mediana do volume associado (MFV) para diferentes tempos de avaliação. Cada coluna representa um tempo diferente: a primeira e a segunda colunas correspondem ao segundo evento de precipitação intensa, e a terceira e a quarta colunas correspondem ao último evento de precipitação intensa. Cada linha apresenta os resultados temporais para diferentes magnitudes da escala de flutuação.

avaliação de 19 dias, as discrepâncias entre os resultados obtidos com valores menores e maiores de δ persistiram, seguindo a mesma tendência observada nas análises anteriores. Especificamente, as análises realizadas com menores magnitudes de δ subestimaram consistentemente os volumes potenciais de falha em aproximadamente $1,000\text{ m}^3$ e identificaram um único mecanismo de colapso concentrado no centro do talude.

À medida que os eventos de chuva extrema avançaram, todas as simula-

ções apresentaram um aumento nos volumes de falha. Ao final desses eventos, as diferenças nos volumes de falha calculados para diferentes magnitudes de escala de flutuação haviam diminuído, e as zonas de falha estimadas cobriam uma área maior do talude. No entanto, apenas as simulações realizadas com magnitudes de δ superiores a 10 m demarcaram claramente mecanismos de colapso distintos.

4.4.6

Evolução da estabilidade e geração de poro pressões para uma simulação

Com base nas medições de DTB obtidas a partir de 135 sondagens com penetrômetro dinâmico leve realizadas na área de estudo por [51], uma escala preliminar de magnitude de flutuação de 36 m foi estimada utilizando um variograma isotrópico ajustado com um modelo exponencial. A magnitude de δ foi determinada considerando o alcance de influência calculado a partir do variograma, conforme explicado em [97]. A resposta do modelo utilizando essa escala de flutuação, em termos de fatores de segurança, probabilidade de falha, volumes de falha e evolução da falha, foi similar à obtida para escalas moderadas de flutuação ($\delta = 20$ m e $\delta = 30$ m). Após o segundo evento extremo de chuva, a probabilidade de falha foi de 22%, enquanto para a escala de flutuação menor ($\delta = 1$ m) ela alcançou 87%. Além disso, uma discrepância significativa de aproximadamente 1,000 m³ nas estimativas de volume de falha foi observada durante o primeiro e segundo eventos de chuva extrema, com os volumes de falha sendo subestimados quando utilizando $\delta = 1$ m.

A Figura 4.17 apresenta os resultados detalhados da evolução temporal da estabilidade do talude para uma realização do leito rochoso utilizando a escala de flutuação estimada. À medida que o período de chuva avançava, o modelo transitou de um estado de estabilidade marginal, com fatores de segurança de 1.18 e 1.01 após o primeiro e segundo eventos de chuva, respectivamente, para um estado instável após o terceiro evento extremo de chuva, com um fator de segurança de 0.90.

Durante um período de avaliação de 3 dias, conforme apresentado na Figura 4.17(a), foi prevista uma pequena e rasa falha potencial em um vale de meio talude. Esta zona apresentou pressões de poro variando de 10 a 30 kPa, um gradiente médio da inclinação entre 60% e 80%, e uma espessura do solo variando de 1.6 m a 3.6 m.

À medida que o período de avaliação se estendeu para 13 dias, conforme ilustrado na Figura 4.17(b), as dimensões da falha potencial prevista aumentaram. A zona de falha deslocou-se para uma encosta mais íngreme, atingindo um gradiente médio de inclinação de 100% e mostrando um aumento na espessura

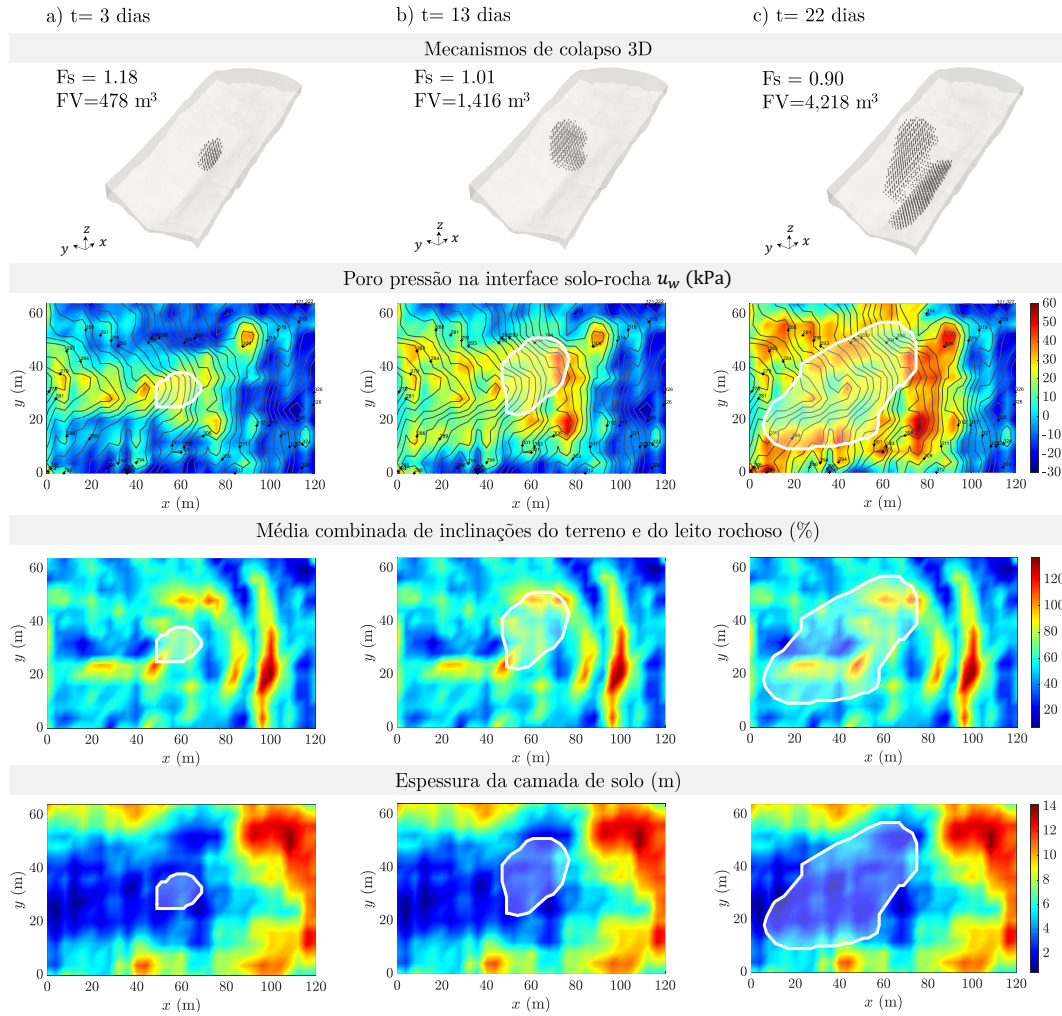


Figura 4.17: Resultados de uma simulação única ($n_s = 1$) com uma escala de flutuação moderada ($\delta = 36 \text{ m}$) avaliada sob condições de chuvas intensas por 22 dias. As colunas representam diferentes instantes de tempo (3, 13 e 22 dias). A primeira linha mostra os mecanismos de colapso 3D (pontos cinzas), fatores de segurança (F_s) e volumes de falha (FV). A segunda linha visualiza a distribuição da pressão de poro (com a zona de falha delineada) e a morfologia do leito rochoso. A terceira linha ilustra a média combinada da inclinação do terreno e do leito rochoso. A quarta linha apresenta a distribuição da espessura do solo.

do solo. Embora a espessura predominante do solo tenha sido aproximadamente 3 metros, ela chegou a até 5 metros em áreas específicas. Consequentemente, o volume de falha aumentou significativamente para $1,416 \text{ m}^3$. As poro pressões na parte superior da zona do deslizamento subiram para 40 kPa.

No evento final de chuva, a falha potencial se estende por uma área maior do modelo, conectando as zonas nos dois flancos do talude. Ela abrange algumas áreas com gradientes de inclinação mais acentuados, superiores a 100%, com poro pressões variando de 0 a 50 kPa. A área apresenta predominantemente camadas de solo mais finas, embora algumas zonas envolvidas exibam

uma maior espessura de solo, cerca de 6 metros. Consequentemente, a massa de solo da falha aumenta para $4,218 \text{ m}^3$.

4.5

Análise da estabilidade de um encosta natural considerando a variabilidade do leito rochoso, parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento.

Na aplicação anterior, a metodologia proposta foi utilizada para avaliar o efeito individual da profundidade e da forma do leito rochoso, incorporando estruturas de correlação espacial na definição do DTB. Nessa abordagem, assumiu-se homogeneidade, considerando os parâmetros de fluxo e de resistência ao cisalhamento como constantes, com foco na influência da escala de flutuação na geração de perfis do leito rochoso com variações de elevação mais acentuadas ou suaves. Nesta aplicação, a escala de flutuação para a geração do leito rochoso foi fixada em 36 m, com base em dados de campo, e a variabilidade espacial dos parâmetros do solo foi incorporada, avaliando seu impacto individual e conjunto no modelo.

O caso de estudo selecionado foi o mesmo analisado na seção anterior, nesta aplicação para a discretização espacial do modelo, foram utilizadas um par de malhas mais refinadas. A malha de fluxo é constituída por 8,400 prismas lineares (Figura 4.18(a)), e a malha de avaliação de estabilidade, por 4,200 hexaedros lineares (Figura 4.18(b)), ambas compostas por 5,412 nós.

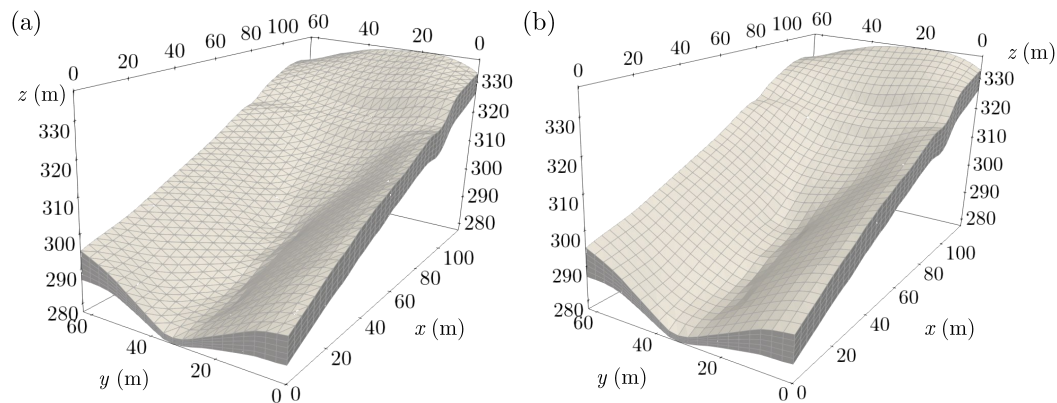


Figura 4.18: Malhas de elementos finitos geradas com base na superfície do leito rochoso proposta por [2] para: (a) análise de fluxo variavelmente saturado, composta por 8,400 elementos prismáticos lineares e 5,412 nós; (b) Análise Numérica de Limite, composta por 4,200 elementos hexaédricos lineares e 5,412 nós.

A Figura 4.10 apresentada previamente indica as taxas de precipitação aplicadas aos nós da superfície do solo no modelo de fluxo. A condição de contorno inicial consistiu em uma carga de pressão uniformemente distribuída de -5 m , seguida por um período de spin-up, que nesta aplicação foi reduzida

à metade (os primeiros 180 dias da Figura 4.10(a)). Em seguida, foi aplicada uma sequência final de eventos de chuva extrema, apresentada na Figura 4.10(b), tendo como carga de pressão inicial o valor obtido ao final do período de spin-up. As condições de contorno de fluxo e as adotadas para a análise de estabilidade foram similares às apresentadas na anterior secção. A variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento foi representada por meio de campos estocásticos multivariados tridimensionais gerados aplicando diretamente a Equação (3-8).

Inicialmente, esses campos foram gerados em uma malha auxiliar com estrutura de grade e resolução de 0.50 m, cobrindo todo o domínio do modelo, e posteriormente mapeados para os centroides dos elementos finitos. Adotou-se uma escala de flutuação de magnitude de $\delta = 20$ m nas direções x , y e z para representar a variabilidade espacial errática e isotrópica comumente observada em solos residuais derivados da decomposição de rochas graníticas [98]. Essa escala foi aplicada consistentemente a todos os parâmetros espacialmente variáveis, que foram assumidos como seguindo uma distribuição log-normal.

Na ausência de uma base de dados de campo e laboratório para a estimativa dos parâmetros hidráulicos, o programa Rosetta [99] foi utilizado para prever esses parâmetros, quantificar suas incertezas associadas e analisar seus coeficientes de correlação cruzada. Este software foi alimentado com os dados texturais coletados durante uma extensa campanha de campo realizada por Gomes et al. [51] no local de estudo. Utilizando essas entradas, os parâmetros da curva de retenção de água no solo (SWCC) e a função de condutividade hidráulica foram estimados por meio de funções pedotransferência, seguindo a metodologia proposta por Scharnagl et al. [100] e implementada anteriormente por Gomes et al. [2]. Os dados de textura do solo foram utilizados para calcular a textura média e a matriz de covariância, caracterizando a variabilidade do solo.

Uma distribuição normal multivariada foi empregada para gerar texturas de solo sintéticas. Essas texturas sintéticas foram posteriormente avaliadas utilizando o modelo de pedotransferência Rosetta para derivar um conjunto de realizações dos parâmetros hidráulicos para o modelo VGM. A partir desse conjunto, foram calculados os valores médios, desvios padrão e coeficientes de correlação cruzada, conforme apresentado na Tabela 4.6, onde α , n e k_s estão em formas logarítmicas (ou seja, $\ln(\alpha)$, $\ln(n)$ e $\ln(k_s)$). As correlações fracas obtidas para os pares $\ln(\theta_s)$ - $\ln(\theta_r)$ e $\ln(\alpha)$ - $\ln(k_s)$, juntamente com a forte correlação negativa entre $\ln(\alpha)$ e $\ln(n)$, estão alinhadas com resultados de pesquisas anteriores. As Figuras 4.19(b) e (d) ilustram os intervalos de confiança do 95% para as funções de retenção de água no solo e condutividade

hidráulica, respectivamente. Esses intervalos foram derivados a partir de uma amostra de 100 realizações de RF utilizando a estrutura proposta. Como cada elemento finito é atribuído a um conjunto de parâmetros VGM, os gráficos abrangem um total de 840,000 combinações de parâmetros.

Para os parâmetros de resistência ao cisalhamento, foram atribuídos valores médios com base nos utilizados por Gomes et al. [2] para o mesmo local de estudo. Para considerar a variabilidade, os desvios padrão desses parâmetros foram determinados de acordo com as recomendações de Phoon e Kulhawy [101], que fornecem valores de referência para os coeficientes de variação. Neste estudo, adotou-se um CV de 0.4 para a coesão efetiva (c') e 0.10 para o ângulo de atrito efetivo (ϕ'), a partir dos quais os desvios padrão correspondentes foram derivados e apresentados na Tabela 4.6. Além disso, foi adotado um coeficiente de correlação cruzada negativo típico entre a coesão efetiva e o ângulo de atrito, refletindo a relação inversa amplamente observada e documentada entre esses parâmetros.

A Figura 4.19(c) apresenta os intervalos de confiança do 95% para os envoltórias de resistência ao cisalhamento de Mohr-Coulomb ($s = c' + \sigma' \tan \phi'$), considerando tensões normais efetivas (σ') e uma condição saturada. Esses intervalos foram derivados de 420,000 pares de valores de coesão e ângulo de atrito, estimados em 100 realizações de campos estocásticos.

Tabela 4.6: Valores médios (μ), desvios padrão (SD) e coeficientes de correlação cruzada dos parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento variáveis espacialmente implementados neste estudo.

Parâmetro	Unidades	μ	SD	Matriz de correlação cruzada						
				θ_r	θ_s	$\ln(\alpha)$	$\ln(n)$	$\ln(k_s)$	c'	ϕ'
θ_r	-	0.06	0.02	1.00						sym
θ_s	-	0.43	0.02	0.10	1.00					
$\ln(\alpha)$	m^{-1}	-0.64	0.17	0.14	0.28	1.00				
$\ln(n)$	-	0.50	0.03	-0.58	-0.08	-0.86	1.00			
$\ln(k_s)$	m/h	-4.46	0.70	-0.97	0.10	-0.09	0.56	1.00		
c'	kPa	5.00	2.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	1.00	
ϕ'	°	30.00	3.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.50	1.00

Nesta aplicação o peso específico do solo (γ) utilizado na estimativa do vetor de forças de peso proprio da estrutura ($\mathbf{f}_v$) da Eq.(3-13) foi calculado para cada elemento finito como função do conteúdo volumétrico de água (θ), conforme descrito por Tsai et al. [102]:

$$\gamma = [G_s (1 - \theta_s) + \theta] \gamma_w, \quad (4-1)$$

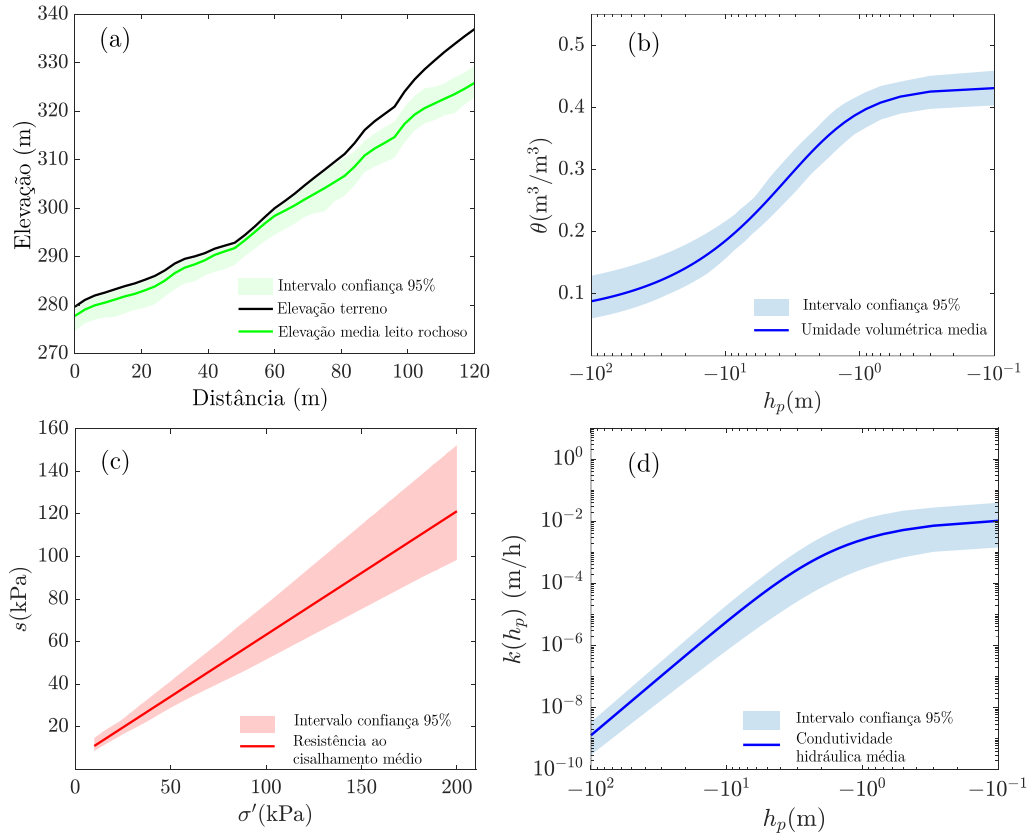


Figura 4.19: Amostra de perfis estimados do leito rochoso (a), funções de retenção de água no solo (b), envoltórias de resistência ao cisalhamento (c) e funções de condutividade hidráulica (d) implementadas na metodologia probabilística. Os gráficos incluem valores médios (linhas contínuas) e intervalos de confiança do 95%, derivados da geração de campos estocásticos para profundidade até o leito rochoso (verde), parâmetros hidráulicos (azul) e de resistência ao cisalhamento (vermelho).

onde G_s é a gravidade específica dos sólidos, assumida como $G_s = 2.70$. Indiretamente, o peso específico também foi representado por um campo estocástico, com variabilidade espaço-temporal associada à definição elementar da umidade volumétrica. Um campo estocástico normal padrão multivariado foi gerado usando o método stepwise CMD para cada simulação de Monte Carlo, garantindo a incorporação de estruturas de autocorrelação e correlação cruzada. O campo estocástico foi então transformado para corresponder às distribuições marginais especificadas dos parâmetros por meio de uma transformação isoprobabilística e, finalmente, mapeado nas malhas de elementos finitos utilizadas para a análise de fluxo não saturado e avaliação da estabilidade de taludes. A Figura 4.20 apresenta uma amostra de campos estocásticos 3D obtidos ao empregar a metodologia proposta.

A Tabela 4.7 apresenta uma visão geral dos quatro estudos de caso analisados, categorizados de acordo com o tipo de tratamento da incerteza

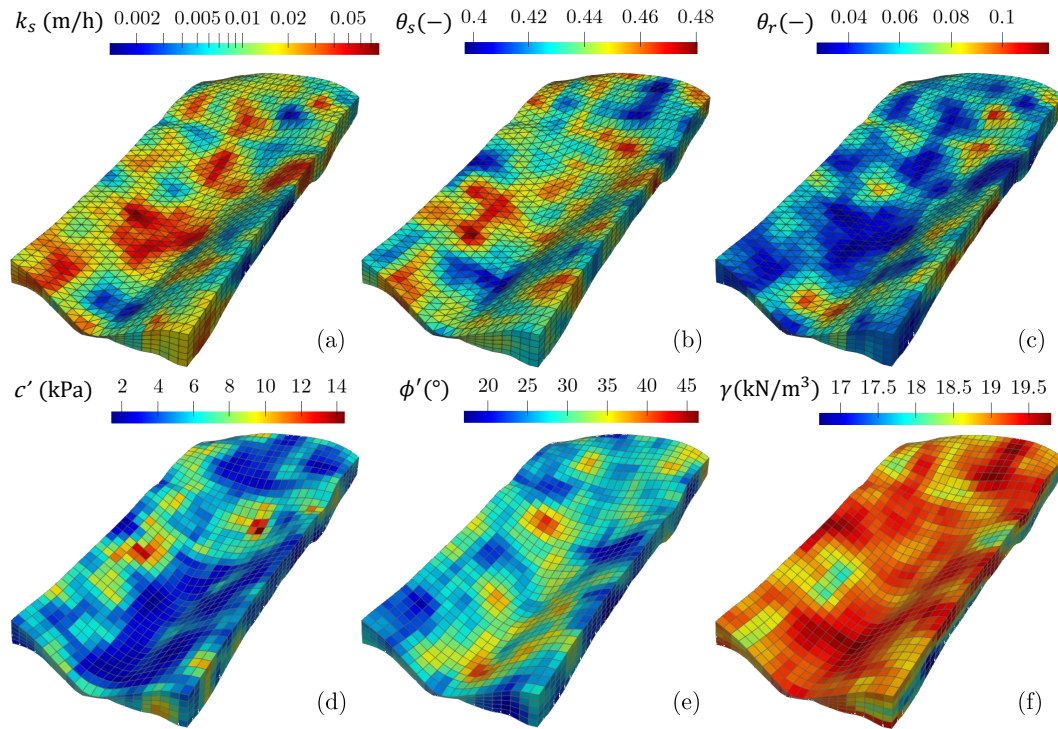


Figura 4.20: Exemplo de campos estocásticos tridimensionais para alguns parâmetros hidráulicos (a, b, c), parâmetros de resistência ao cisalhamento (d, e) e peso específico (f), mapeados em malhas de elementos finitos utilizadas para análises de fluxo e estabilidade. Essas amostras também levam em consideração a variabilidade espacial da superfície do leito rochoso. O campo estocástico para o peso específico (γ) reflete as condições ao final de eventos de chuva extrema.

adotado. Os Casos 1, 2 e 3 avaliam, respectivamente, os efeitos individuais da variabilidade espacial na superfície do leito rochoso, nos parâmetros hidráulicos e nos parâmetros de resistência ao cisalhamento, considerando os valores médios das distribuições marginais para os demais parâmetros. O quarto estudo de caso examina os efeitos combinados desses fatores. Como resultados da metodologia proposta, os fatores de segurança, a probabilidade de falha e os riscos quantitativos associados foram avaliados em diferentes intervalos de tempo durante os eventos de chuva extrema, utilizando um esquema de Monte Carlo.

4.5.1

Análise e interpretação de resultados em algumas simulações representativas

Algumas simulações representativas foram selecionadas para uma análise individual detalhada. Essa abordagem foi motivada pela observação de que pequenas variações em determinadas variáveis podem impactar significativamente os resultados, tornando as visualizações baseadas em valores médios de

Tabela 4.7: Tratamento da incerteza proposto para diferentes estudos de caso.

Incorporação da variabilidade espacial	Caso			
	1	2	3	4
Profundidade e forma do leito rochoso	✓			✓
Parâmetros hidráulicos		✓		✓
Parâmetros resistência ao cisalhamento			✓	✓

difícil interpretação. Para a seleção dessas realizações representativas, vídeos das simulações foram analisados minuciosamente, garantindo uma representação abrangente dos quatro cenários em estudo.

As simulações do Caso 1, que consideram exclusivamente a variabilidade espacial da superfície do leito rochoso, mantendo todos os demais parâmetros constantes, demonstram uma influência significativa na distribuição da poro pressão. Em alinhamento com os resultados da aplicação apresentada anteriormente, essas simulações revelam aumentos localizados na pressão de poros em pontos específicos ao longo da interface solo-rocha. A influência combinada da inclinação da superfície do leito rochoso e da inclinação topográfica do terreno impacta de maneira marcante a distribuição da pressão de poros. Isso, juntamente com a presença de camadas de solo mais finas, determinaram para a maioria das simulações a localização e a extensão das zonas mais propensas a deslizamentos.

A Figura 4.21, obtida ao final dos eventos de chuva extrema, apresenta os resultados de uma realização típica deste caso. Os gráficos 3D ilustram como o campo de pressão de poros se aproxima de zero próximo à superfície do terreno do talude no momento da avaliação. O mecanismo de colapso identificado, que abrange um volume de falha de $3,596 \text{ m}^3$, se estende desde perto da crista, em uma das encostas do talude, até o meio do vale. Um fator de segurança derivado de 0.86 indica que a falha é esperada sob as condições fornecidas. A região de falha é caracterizada por picos de pressão de poros positiva em torno de 60 kPa, inclinações do leito rochoso próximas a 200% e conexões com áreas de inclinação topográfica significativa, cerca de 150%. A espessura do solo varia predominantemente de 2 a 4 metros, com uma zona central mais espessa que se estende até 6 metros, onde ocorre a maior acumulação de poro pressão.

Esta simulação ilustra claramente a interação sinérgica entre a pressão positiva de poros, altas inclinações do leito rochoso, inclinação do terreno, e camadas de solo mais finas no controle da distribuição espacial e morfologia das falhas de talude. Embora as poro pressões elevadas sejam um fator significativo no mecanismo de colapso, elas não são o único fator envolvido.

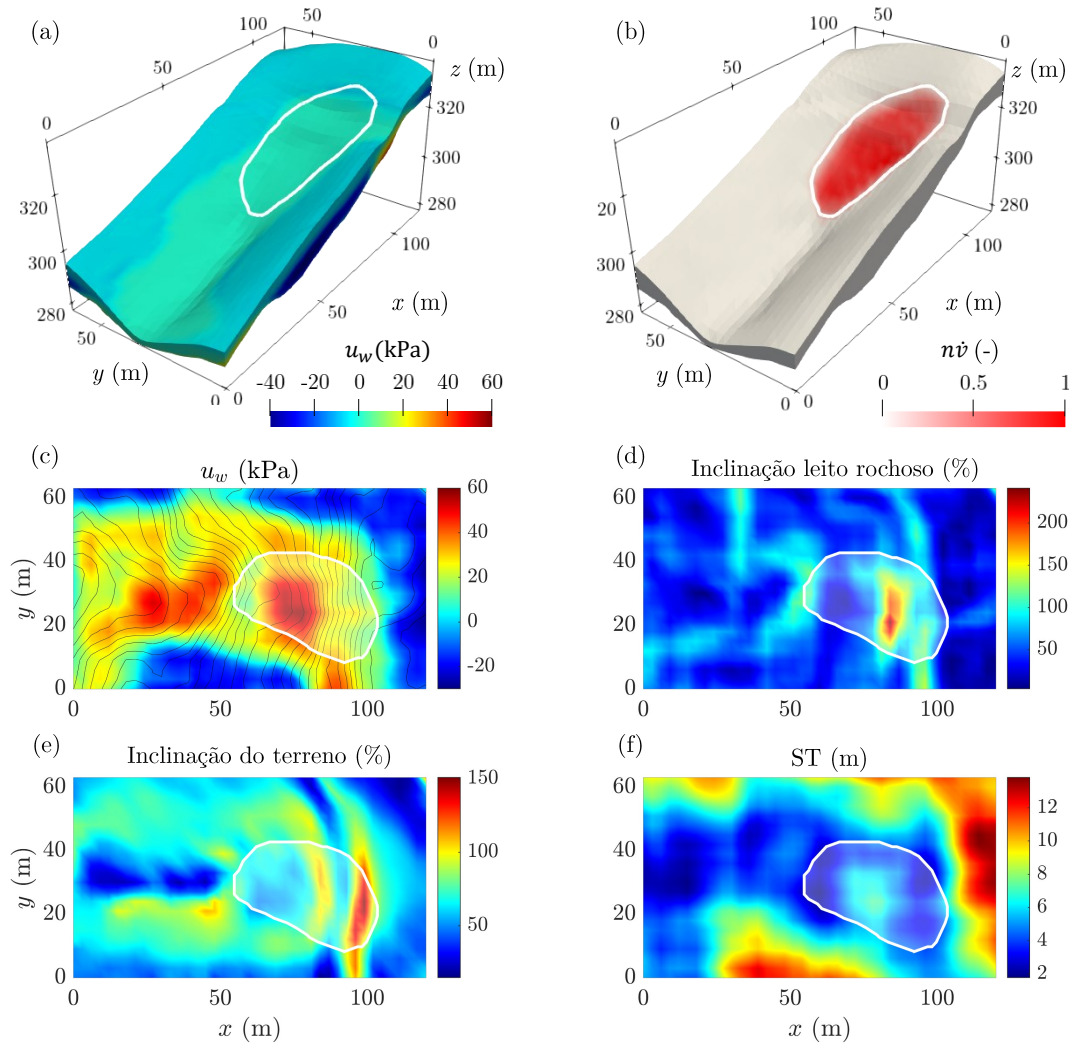


Figura 4.21: Resultados da Simulação 1, Caso 1 (após 22 dias de chuva intensa). A primeira linha apresenta visualizações 3D do campo de poro pressão (a) e o mecanismo de colapso delineado por uma linha branca contínua, representado por meio de velocidades normalizadas (b). As poro pressões negativas correspondem à valores de sucção matricial. A segunda linha ilustra as poro pressões na interface solo-leito rochoso (c) e a inclinação do leito rochoso (d). A terceira linha mostra a inclinação topográfica (e) e a distribuição da espessura do solo (ST) dentro do modelo (f).

Por exemplo, embora as poro pressões elevadas estejam concentradas no vale inferior do talude, essa região, apesar de ter camadas de solo mais finas, apresenta inclinações do leito rochoso e topográficas mais baixas, o que reduz sua suscetibilidade à falha. A falha ocorre a partir da interação desses fatores, que pode ser efetivamente capturada ao abordar a incerteza na superfície do leito rochoso. A presença de múltiplas superfícies do leito rochoso, com zonas côncavas e convexas, juntamente com a espessura do solo espacialmente variável, afeta ainda mais a dinâmica do fluxo subterrâneo [103]. Ao incorporar campos estocásticos 2D para modificar a superfície média posterior do DTB no

modelo 3D do talude, sua capacidade de capturar com precisão essas dinâmicas é aprimorada [104].

No Caso 2, foi realizada uma análise detalhada sobre como as diferenças espaciais nas propriedades hidráulicas do solo afetam os resultados. A análise revelou que o padrão geral de fluxo, governado principalmente pela geometria do modelo e pelas condições de contorno aplicadas, é moderadamente influenciado pela distribuição espacial desses parâmetros. Uma revisão de diversas simulações em vídeo destaca o papel das transições entre zonas com diferentes condutividades hidráulicas, que atuam como barreiras e moldam os caminhos preferenciais de fluxo. Esse comportamento é consistente com os achados de [33] e [35], que analisaram um modelo de talude infinito que incorporava variabilidade 1D na condutividade hidráulica saturada. O estudo deles identificou picos na pressão de poros nas interfaces entre zonas de condutividade hidráulica contrastante. De forma semelhante, o presente estudo observou padrões comparáveis dentro do contexto de um modelo 3D. Essas transições não apenas estabelecem caminhos preferenciais de fluxo, mas também levam à formação de zonas localizadas de acúmulo de pressão de poros, enquanto outras regiões experimentam dissipação rápida. Esse comportamento complexo é efetivamente capturado por meio da implementação de campos estocásticos simulando explicitamente a variabilidade espacial.

Os resultados de uma simulação representativa após os eventos de chuva intensa, mostrados na Figura 4.22, revelam um deslizamento, caracterizado por um volume de $3,217 \text{ m}^3$ e um fator de segurança de 0.87, indicando uma condição instável. A comparação das pressões de poros na superfície do solo neste caso com as do Caso 1 revela irregularidades na distribuição, atribuídas à variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos, com pequenas zonas onde valores de pressão de poros em torno de $u_w = -40 \text{ kPa}$ persistem dentro da distribuição (veja a Figura 4.22 (a)).

O deslizamento se desenvolveu principalmente sobre uma ampla área onde as pressões na interface solo-leito rochoso variaram de 0 a 50 kPa. Pressões de poros elevadas foram observadas próximas ao topo do talude, enquanto valores reduzidos foram encontrados na seção inferior da zona de falha, localizada na parte central do vale. Esses valores mais altos de pressão de poros estavam associados a regiões de menor condutividade hidráulica (aproximadamente 10^{-3} m/h) e maior umidade volumétrica residual (com um máximo de 0.1). Em contraste, a influência de outros parâmetros hidráulicos foi menos evidente, pois tanto valores altos quanto baixos foram observados dentro da zona de falha, dificultando a avaliação de seu papel na iniciação da falha. Por exemplo, os valores de α variaram de 0.4 a 0.7 m^{-1} , θ_s oscilou

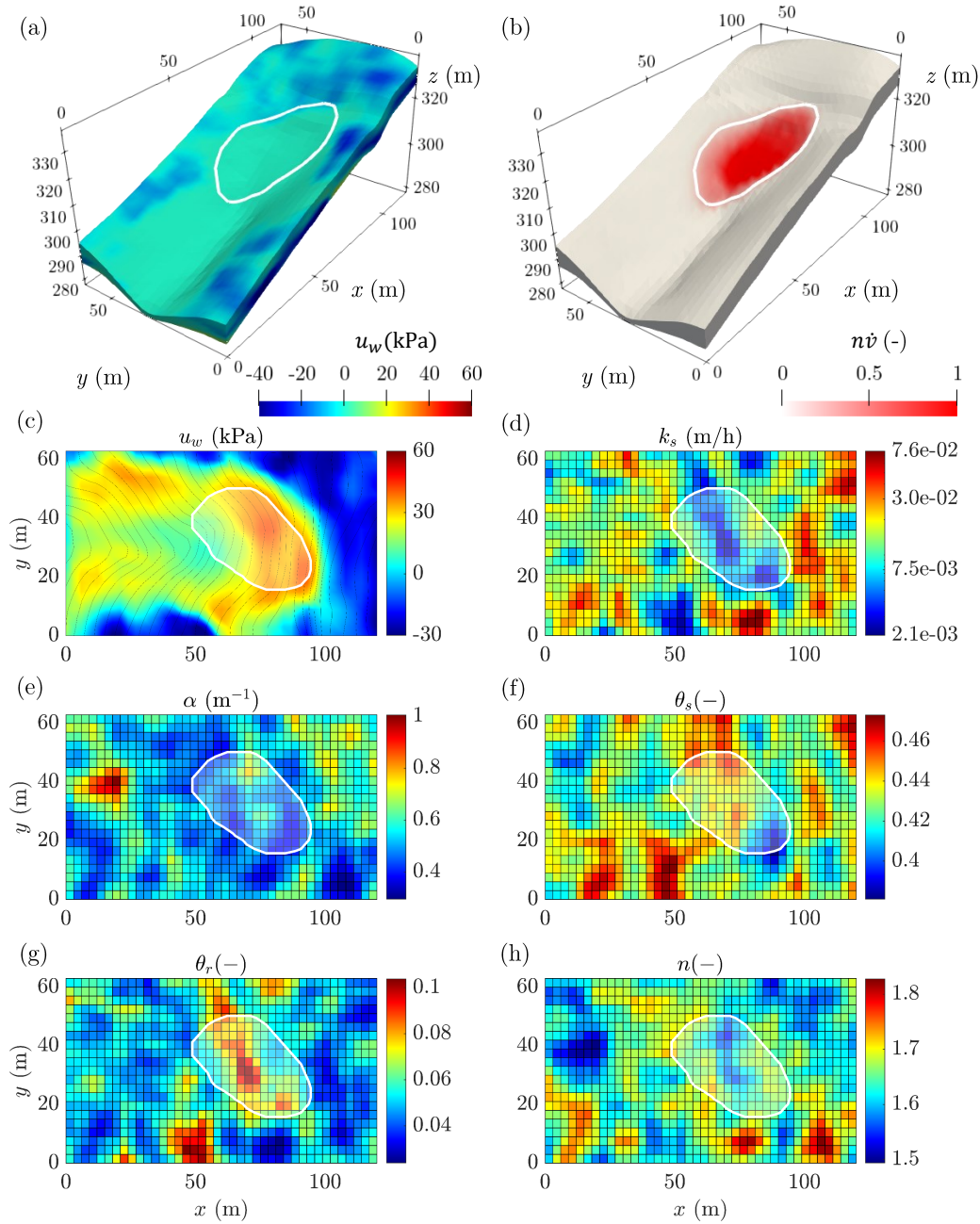


Figura 4.22: Resultados da simulação 100, Caso 2 (após 22 dias de chuva): A primeira linha ilustra visualizações 3D do campo de pressão de poros (a) e do mecanismo de colapso (b), com a zona de falha delimitada por uma linha branca contínua e representada por velocidades normalizadas. Observe que pressões de poros negativas correspondem à sucção matricial. A segunda linha apresenta a distribuição da pressão de poros na interface solo-leito rochoso (c) e a variabilidade espacial da condutividade hidráulica saturada RF (d). A terceira linha mostra as distribuições espaciais dos parâmetros VGM: α (e) e umidade volumétrica saturada (f). A quarta linha destaca a variabilidade espacial da umidade volumétrica residual (g) e do parâmetro n (h). A variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos do solo é representada por visualizações 2D extraídas dos campos estocásticos 3D na interface solo-leito rochoso.

entre 0.4 e 0.46, e o parâmetro n variou de 1.5 a 1.7. Após a análise de várias simulações, o comportamento predominante em relação à localização das falhas foi observado em áreas com baixa condutividade hidráulica saturada ou em zonas de transição de alta para baixa condutividade, geralmente associadas a valores elevados de teor de água volumétrico residual. Esse resultado pode ser atribuído ao coeficiente de correlação negativa adotado entre esses dois parâmetros, conforme mostrado na Tabela 4.6.

Nas simulações do Caso 3, que consideram exclusivamente a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento de Mohr-Coulomb, foi observada uma forte correlação entre as localizações das falhas e as seguintes características: (i) baixa coesão efetiva e ângulos de atrito moderados; (ii) valores baixos a moderados tanto para a coesão quanto para o ângulo de atrito, considerando a correlação negativa moderada adotada entre esses parâmetros. Além disso, as falhas ocorreram predominantemente em zonas com maior peso específico, atribuído aos níveis elevados de saturação nessas áreas. Essa saturação não apenas aumenta o peso do modelo, mas também reduz a sucção matricial, comprometendo ainda mais a estabilidade do talude.

Um deslizamento representativo associado a este caso é ilustrado na Figura 4.23. A zona do deslizamento apresenta uma forma irregular, conforme indicado pelo campo de velocidade normalizada, e está localizada ao longo de um dos flancos do talude. A distribuição da poro pressão tanto na superfície do solo quanto na interface solo-leito rochoso não apresenta contrastes ou padrões localizados, típicos dos casos em que a variabilidade espacial da superfície do leito rochoso ou dos parâmetros hidráulicos é incorporada.

O fator de segurança calculado, de 0.82, indica um estado instável, associado a um volume de deslizamento de $1,427 \text{ m}^3$. A zona de falha é caracterizada por uma distribuição de pressão de poros com valores mais elevados nas regiões superiores, atingindo aproximadamente 30 kPa, e decrescendo para valores próximos de zero nas regiões inferiores. Por outro lado, a coesão efetiva dentro dessa zona é significativamente reduzida, com valores inferiores a 7 kPa. O ângulo de atrito apresenta valores moderados, variando entre 23° e 34° . Além disso, o peso específico na zona de falha é o mais alto observado na distribuição (cerca de 20 kN/m^3), uma vez que a falha se desenvolve principalmente em áreas saturadas.

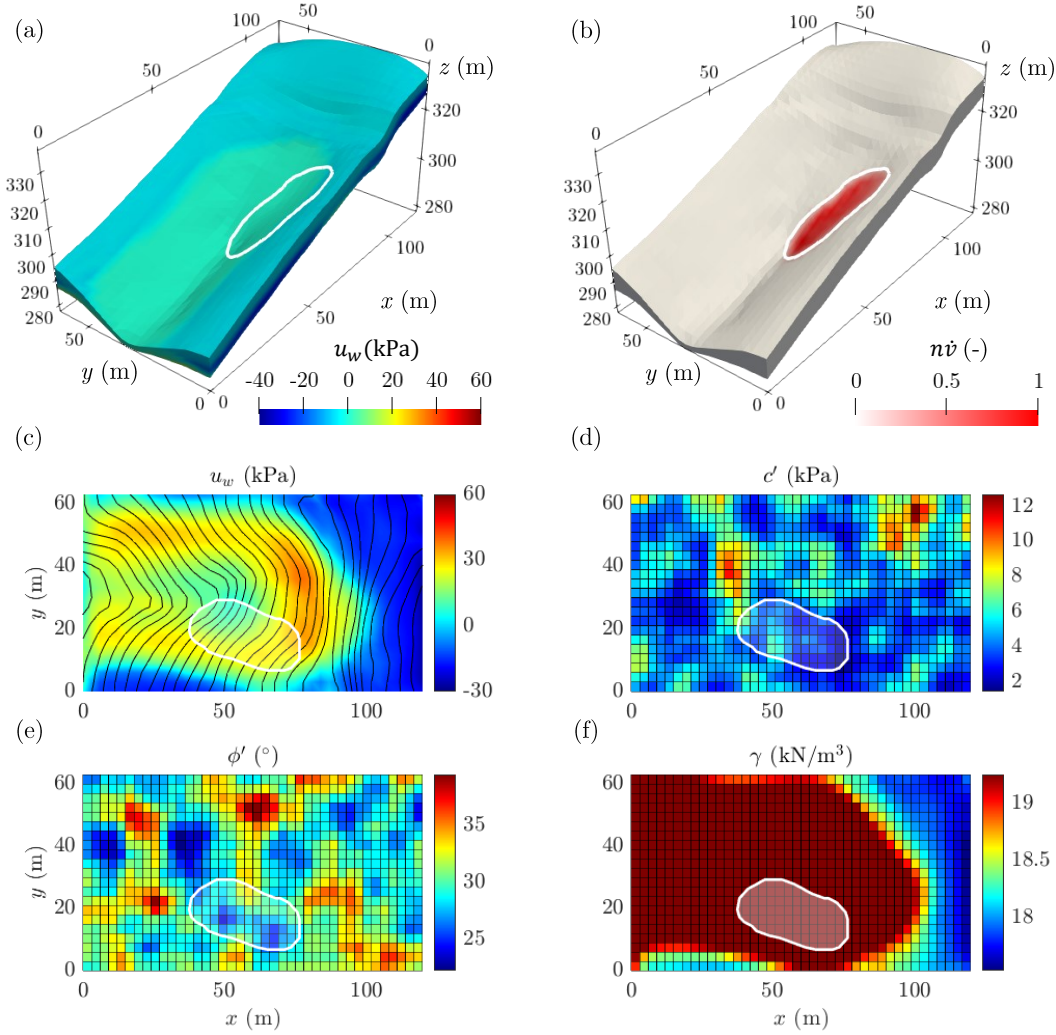


Figura 4.23: Resultados da simulação 64, Caso 3 (após 22 dias de chuva intensa): A primeira linha ilustra visualizações 3D do campo de poro pressões (a) e do mecanismo de colapso (b), com a zona do deslizamento delimitada por uma linha branca contínua e representada por velocidades normalizadas. Observe que poro pressões negativas correspondem à sucção matricial. A segunda linha apresenta a distribuição da pressão de poros na interface solo-leito rochoso (c) e a variabilidade espacial da coesão efetiva (d). A última linha ilustra as distribuições espaciais do ângulo de atrito efetivo (e) e do peso específico do solo (f). A variabilidade dos parâmetros de resistência ao cisalhamento é representada por visualizações 2D extraídas dos campos aleatórios 3D na interface solo-leito rochoso.

4.5.2

Impacto da variabilidade espacial da superfície do leito rochoso e dos parâmetros hidráulicos do solo na geração da poro pressão

A influência da variabilidade espacial da superfície do leito rochoso e dos parâmetros hidráulicos na geração de poro pressões foi avaliada por meio da análise e comparação de dados de vários pontos de controle. Esses pontos, correspondentes a nós da malha localizados em diferentes posições no modelo de talude, foram utilizados para monitorar sistematicamente as mudanças na poro pressão ao longo do tempo. A Figura 4.24 ilustra a localização de três pontos de controle selecionados e apresenta gráficos mostrando os intervalos de confiança do 95% para a variação da poro pressão registrada em cada nó durante eventos de chuva, a diferentes elevações.

A análise dos gráficos indicou que ambos os tipos de variabilidade no Caso 1 e no Caso 2 influenciaram significativamente os níveis de poro pressão. No mesmo local e tempo, as estimativas de poro pressão diferiram em mais de 25 kPa em certos casos. No Caso 2, os intervalos de confiança do 95% na maioria dos pontos de controle apresentaram uma distribuição relativamente uniforme ao longo dos eventos de chuva, mantendo um padrão consistente de dispersão em torno do valor mediano. Observou-se um aumento moderado na dispersão após os picos de cada um dos três eventos de chuva, particularmente após o segundo evento. Em contraste, os intervalos de confiança do 95% para o Caso 1 apresentaram uma dispersão mais irregular, com variações maiores nas estimativas de poro pressão ocorrendo após os picos de precipitação.

Uma comparação dos valores medianos, representados por linhas contínuas nos gráficos, para o Caso 1 e o Caso 2 com os do Caso 3, onde a variabilidade espacial que influencia os resultados do fluxo não saturado está ausente, revela diferenças notáveis. A poro pressão mediana para o Caso 2 segue uma tendência similar à do caso de controle. A linha mediana para o Caso 1, em contraste, apresenta um comportamento mais distinto, especialmente no ponto de controle 3, indicando uma influência mais forte na geração da poro pressão. Essa variabilidade impacta diretamente as áreas de acumulação de poro pressão, definindo transições entre formas convexas e côncavas, bem como variações na espessura do solo. Esses achados sugerem que a superfície do leito rochoso e a profundidade até o leito rochoso têm uma influência mais substancial nos padrões de acúmulo de poro pressão do que os parâmetros hidráulicos durante eventos de chuva.

Para a maioria dos nós localizados mais próximos à superfície, a influência exercida pela variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos foi maior, com algumas exceções observadas em nós situados em camadas de solo de baixa

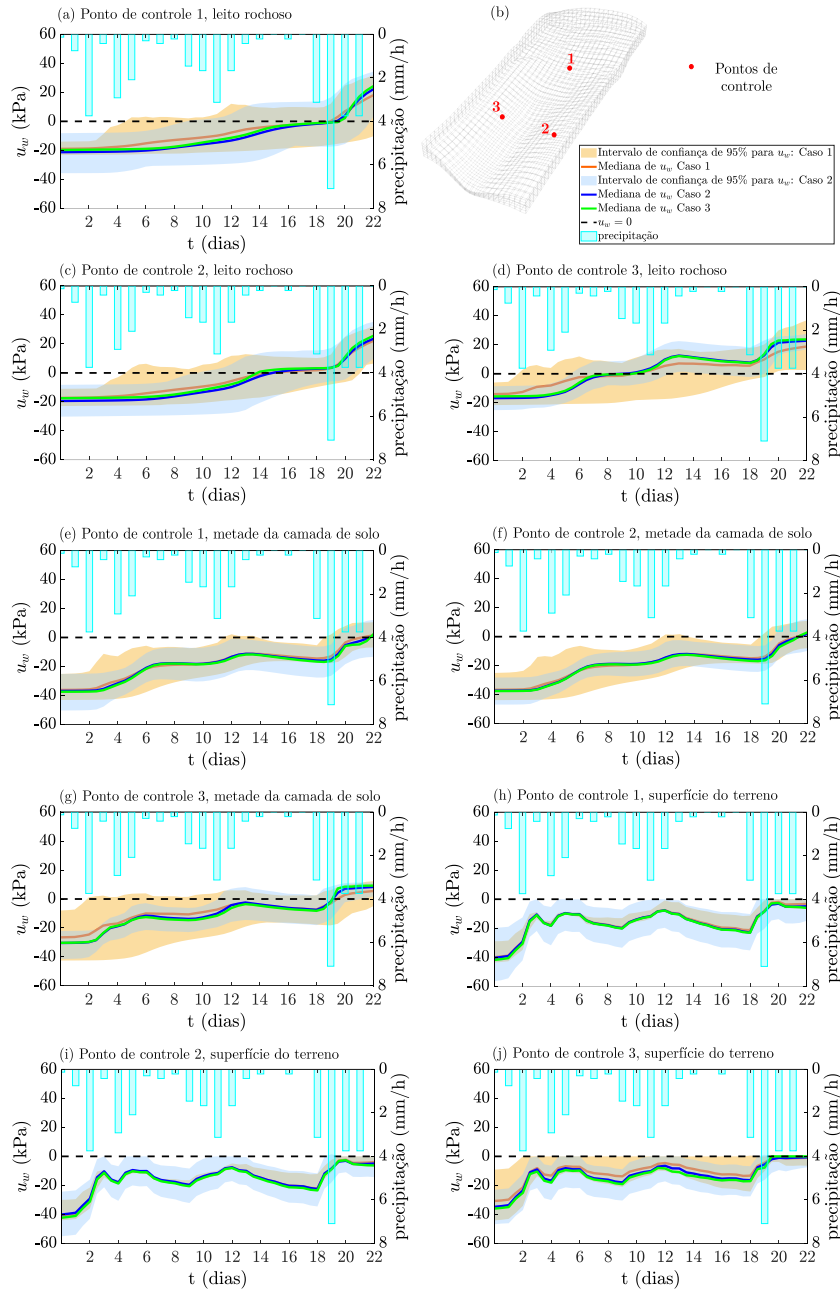


Figura 4.24: Evolução da poro pressão nos pontos de controle selecionados posicionados. O ponto de controle 1 (a,e,h) está localizado próximo à crista na parte central do talude, enquanto os pontos de controle 2 (c,f,i) e 3 (d,g,j) estão situados nas laterais do talude, conforme ilustrado em (b). Para cada ponto de controle, são apresentados três gráficos (superfície, metade da camada e leito rochoso) ilustrando a evolução da poro pressão durante eventos de chuva. Os intervalos de confiança do 95% para as estimativas de poro pressão são mostrados como faixas sombreadas, com os valores medianos representados por linhas contínuas. A linha preta tracejada indica o limite entre as condições saturadas e não saturadas.

espessura. Por outro lado, os nós localizados na metade da camada de solo e na interface solo-rocha foram notavelmente afetados pela variabilidade do leito

rochoso.

4.5.3

Varição espaço-temporal da coesão total

A coesão total, conforme definida neste estudo, é a soma da coesão efetiva e da contribuição da sucção matricial. Esta variável é representada implicitamente por um campo estocástico, que leva em consideração a variabilidade espacial e temporal da coesão ao longo da área de estudo. As variações temporais são impulsionadas pela distribuição das propriedades hidráulicas, a geometria do modelo e os eventos de precipitação. Os efeitos transitórios resultantes da interação desses fatores são ilustrados na Figura 4.25, que mostra a evolução da coesão total durante eventos de precipitação e sua influência nas avaliações de estabilidade para a simulação 50 do Caso 3.

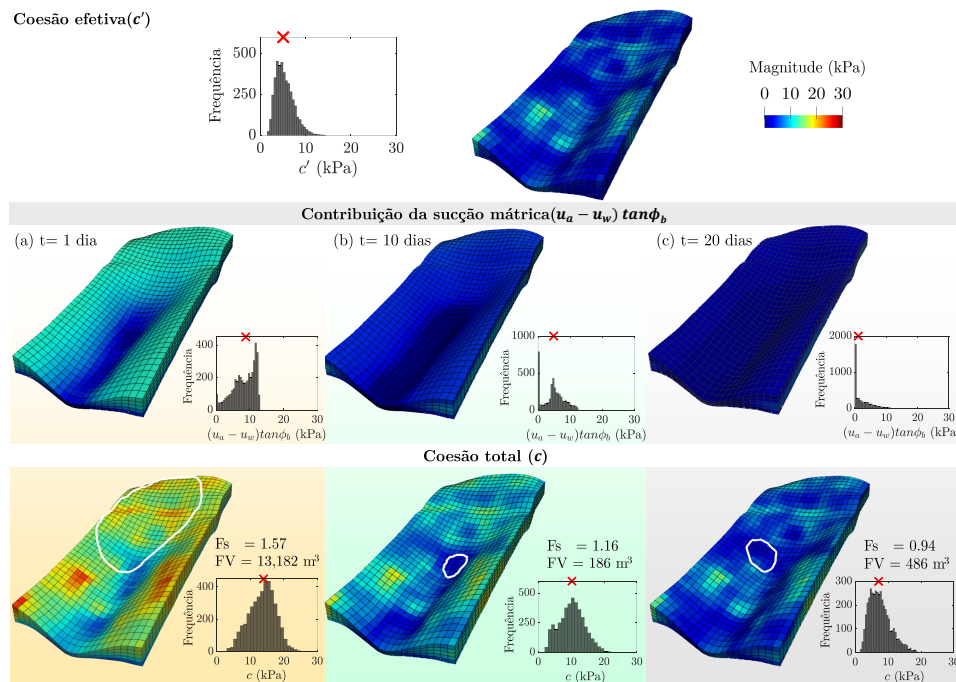


Figura 4.25: Evolução da coesão total para a simulação 50, Caso 3. É apresentado o campo aleatório da coesão efetiva, seguido pela contribuição da sucção na segunda linha. Na terceira linha, é exibido o campo aleatório da coesão total, com uma linha branca contínua delimitando a zona crítica de falha identificada na avaliação de estabilidade. A contribuição da sucção e a evolução da coesão total durante os eventos de precipitação são apresentadas para 1 dia (a), 10 dias (b) e 20 dias (c). O fator de segurança (Fs) e o volume do material deslizado (FV) correspondentes também são incluídos. Um histograma que mostra a distribuição da magnitude de cada campo aleatório é fornecido ao lado, com uma cruz vermelha na parte superior indicando a mediana.

Nesta simulação, a contribuição da sucção inicialmente atinge um pico de aproximadamente 12 kPa no início dos eventos de precipitação, mas diminui

gradualmente para níveis negligenciáveis até o final dos eventos de chuva, com apenas algumas zonas no modelo mantendo valores de sucção. A coesão total, que inicialmente segue uma distribuição normal com valores de até 25 kPa, passa por uma modificação notável ao longo do tempo. À medida que a infiltração da precipitação avança e a saturação aumenta, a contribuição da sucção matricial desaparece, e a distribuição da coesão se desloca para alinhar-se mais estreitamente com a da coesão efetiva. As zonas críticas de estabilidade identificadas na avaliação de estabilidade mostram uma forte relação com a coesão total, com sua magnitude e distribuição influenciando sua localização e tamanho.

Para um período de avaliação de 1 dia, a zona crítica identificada abrange uma grande parte da geometria, incluindo quase toda a crista do talude e áreas com altos valores de sucção matricial. No entanto, o fator de segurança permanece suficientemente alto para garantir a estabilidade para este cenário hipotético de colapso. À medida que os eventos de precipitação avançam durante um período de avaliação de 10 dias, com as contribuições da sucção significativamente reduzidas, a zona crítica diminui de tamanho e desloca-se para o vale central, onde a sucção é completamente perdida e a coesão efetiva é mais baixa. Neste cenário, a estabilidade marginal é indicada por um fator de segurança próximo de 1. Ao final do período de avaliação de 22 dias, a zona de falha potencial aumenta de tamanho e desloca-se para uma das flancos do talude, localizada na região com a menor coesão efetiva. A avaliação de estabilidade para este cenário indica uma colapso iminente.

4.5.4

Evolução das zonas mais suscetíveis a deslizamento e volumes de material deslizado.

De maneira análoga ao procedimento adotado na seção 4.4.5, os gráficos de múltiplos deslizamentos, apresentados na Figura 4.26, foram empregados para delimitar as zonas de maior suscetibilidade a deslizamentos em cada caso, levando em consideração as variações em suas dimensões, localizações e volume de material deslizado. Foram considerados apenas os mecanismos de colapso com fator de segurança inferior a 1.

Os resultados apresentados incluem os potenciais deslizamentos identificados nos quatro casos em três diferentes momentos de avaliação, ocorrendo durante o segundo e o terceiro eventos de precipitação. Após 13 dias de chuvas intensas, no Caso 1, deslizamentos de tamanho moderado foram identificadas nas encostas e na parte central do talude. No Caso 2, foi encontrada apenas uma única ruptura em uma das encostas. No Caso 3, as rupturas apresentaram

uma redução considerável de tamanho e se concentraram no vale central do talude. No Caso 4, múltiplos deslizamentos foram observados, afetando ambas as encostas do talude e envolvendo parcialmente a crista.

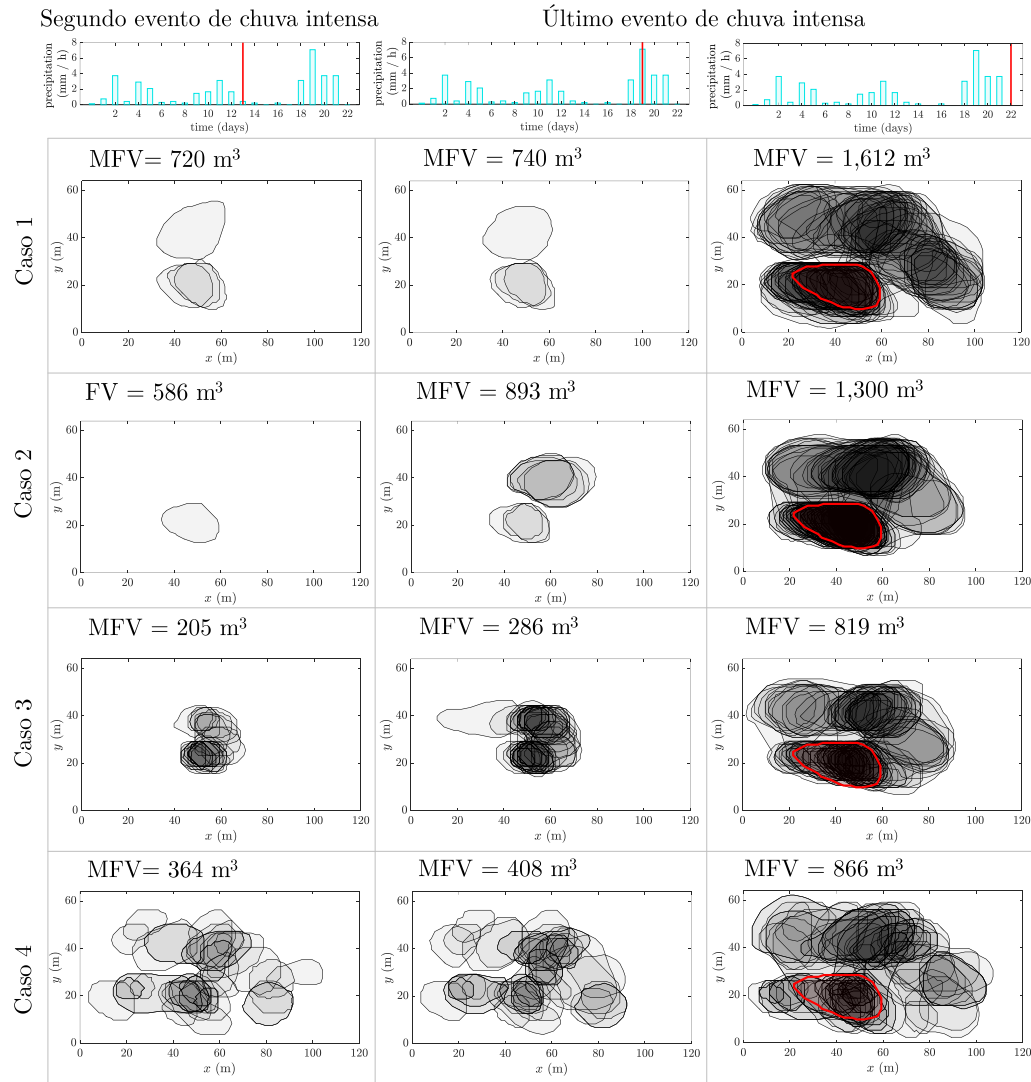


Figura 4.26: Gráficos de múltiplos deslizamentos representando a evolução e a mediana do volume de material (MFV) dos deslizamentos potenciais em diferentes instantes de avaliação. Os padrões de precipitação são exibidos na parte superior da figura, com uma linha vermelha contínua indicando o tempo específico de avaliação. As linhas apresentam os resultados para cada um dos casos analisados. Na última coluna, o contorno vermelho representa a superfície de deslizamento identificada por meio da abordagem determinística.

No pico do terceiro evento de precipitação, após 19 dias consecutivos de chuvas intensas e coincidindo com a maior taxa registrada no hietograma, foram observados distintos mecanismos de colapso nos casos analisados. No Caso 1, as localizações e distribuições dos deslizamentos apresentaram uma tendência semelhante às observações anteriores. No Caso 2, observou-se um aumento no número de zonas críticas no lado oposto da encosta. No Caso

3, os deslizamentos estavam principalmente concentradas na zona central, com ocorrências adicionais se estendendo em direção às encostas inferiores do talude. Para o Caso 4, os deslizamentos observados seguiram um padrão consistente com aquelas registradas após 13 dias de precipitação. De maneira geral, as médias dos volumes de deslizamento estimados aumentaram em todos os casos durante esse período, refletindo o impacto cumulativo das chuvas prolongadas.

Após a finalização dos eventos de precipitação, observou-se um aumento substancial no volume do deslizamento. Em comparação com a avaliação realizada no evento de precipitação de 19 dias, o volume final do deslizamento apresentou um aumento aproximado de 70%. Embora as zonas de estabilidade crítica identificadas em todos os casos abrangessem os flancos e partes da crista do talude, os mecanismos de colapso observados nos Casos 1 e 2 apresentaram menor variabilidade em forma e tamanho em comparação com os dos Casos 3 e 4. De fato, as estimativas do tamanho e volume do material deslizado para os Casos 1 e 2 diferiram em mais de 40% em relação aos Casos 3 e 4, evidenciando a influência significativa da variabilidade espacial da resistência ao cisalhamento tanto na localização quanto nas dimensões dos mecanismos de colapso.

O contorno vermelho ilustrado nos gráficos de múltiplos deslizamentos na última coluna representa o resultado de uma análise determinística, que integra a superfície média do leito rochoso com os parâmetros médios de resistência hidráulica e de cisalhamento. Esta análise identifica uma superfície de deslizamento ao final do evento de precipitação, localizada em um dos flancos do talude, onde as representações de múltiplos deslizamentos em todos os casos evidenciam uma zona mais escura. Em contraposição, a metodologia probabilística adotada oferece uma análise mais abrangente e dinâmica, capturando uma gama mais extensa de zonas de falha potenciais e proporcionando uma compreensão mais profunda sobre a variabilidade espacial da estabilidade do talude. Esta abordagem possibilita a identificação de mecanismos de falha que o modelo determinístico, limitado por suas suposições, não é capaz de prever. Todos os tipos de incerteza abordados neste estudo, por meio dos campos estocásticos, exercem uma influência substancial sobre a variabilidade dos mecanismos de falha identificados.

4.5.5

Fator de segurança, probabilidade de falha e quantificação do risco associado

Uma avaliação detalhada do fator de segurança foi realizada para cada cenário ao longo dos 22 dias de eventos de precipitação intensa. A Figura 4.27 ilustra o intervalo de confiança de 95% para o fator de segurança, representado por uma faixa sombreada em cinza, com seu valor mediano indicado por uma linha preta sólida. A evolução temporal do fator de segurança revela uma forte influência dos padrões de precipitação tanto na perda de estabilidade quanto na subsequente recuperação do sistema. Em todos os cenários, o modelo passou de um estado estável, representado por um fator de segurança próximo de 1.6, para um estado instável ao final do terceiro evento de precipitação. Neste ponto, todas as simulações situaram-se abaixo da linha preta tracejada, que representa a estabilidade marginal ($F_s = 1$). A magnitude e a taxa de redução do fator de segurança mostraram-se diretamente proporcionais à intensidade da precipitação. A linha vermelha sólida representa os resultados de uma simulação singular de uma análise determinística utilizando valores médios. Durante o período de spin-up de 180 dias ou no início dos eventos de precipitação, a dispersão do fator de segurança foi mínima. Contudo, a variabilidade aumentou substancialmente durante o primeiro e o segundo eventos de precipitação intensa. Ao final do último evento, o qual apresentou a maior taxa de precipitação, o modelo convergiu para um fator de segurança inferior, com as estimativas de F_s se tornando mais homogêneas. Essa convergência ocorreu à medida que a saturação de uma porção significativa do talude reduziu a variabilidade na resposta do sistema, resultando em um desfecho mais uniforme e previsível quanto à magnitude crítica do fator de segurança.

No Caso 1, ao final do período de spin-up, o fator de segurança apresentou uma variação de aproximadamente 5%. Essa variação aumentou significativamente durante o primeiro evento de precipitação, atingindo uma dispersão máxima de cerca de 31%. Durante o segundo e terceiro eventos de precipitação, a variação diminuiu para 27% e 17%, respectivamente. Os deslizamentos foram identificados após o segundo evento de precipitação e após o pico de precipitação do terceiro evento. A mediana do fator de segurança para o Caso 1 foi ligeiramente superior aos valores da análise determinística no início das simulações de precipitação intensa, com uma diferença máxima de aproximadamente 4% após o primeiro evento de precipitação, permanecendo estreitamente alinhado com esses valores a partir desse momento.

Uma menor dispersão dos fatores de segurança foi observada no Caso 2 após os eventos de precipitação. A dispersão máxima, inicialmente de 22%

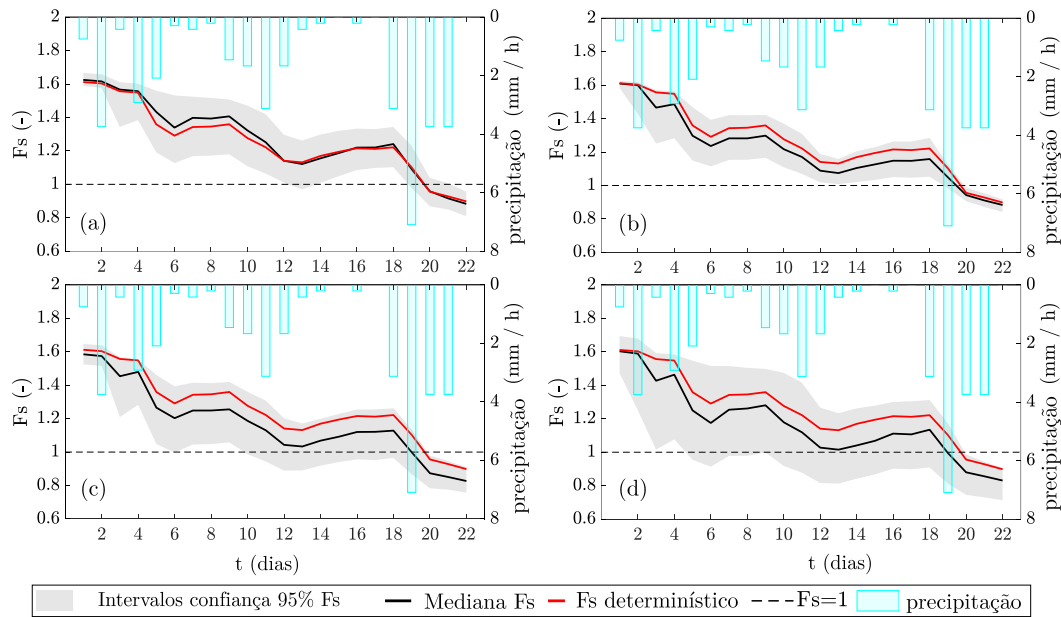


Figura 4.27: Avaliação da evolução temporal dos fatores de segurança para cada caso: (a) examinando o efeito individual da variabilidade espacial da superfície do leito rochoso, (b) avaliando o efeito individual da variabilidade espacial nos parâmetros hidráulicos, (c) avaliando o efeito individual da variabilidade espacial nos parâmetros de resistência ao cisalhamento e (d) incorporando o efeito combinado de todas as variabilidades espaciais estudadas nos casos anteriores. As faixas sombreadas em cinza representam os intervalos de confiança do 95% para os cálculos do fator de segurança, com os valores medianos indicados por uma linha preta sólida. A linha vermelha sólida indica os resultados de uma avaliação determinística única realizada com parâmetros médios. A linha preta tracejada delimita a fronteira entre as zonas estáveis e instáveis. As barras azuis representam a magnitude da precipitação, com o eixo correspondente localizado à direita.

após o primeiro evento de precipitação, diminuiu gradualmente para 9% ao final dos eventos de precipitação. A linha da mediana do fator de segurança para este caso permaneceu consistentemente abaixo da linha do fator de segurança determinístico durante o primeiro e o segundo evento de precipitação, com uma diferença de aproximadamente 4%. No entanto, essa diferença diminuiu durante o último evento, e as duas linhas convergiram ao final. Similar ao Caso 1, alguns deslizamentos foram detectados apenas após o segundo evento de precipitação, e todas as simulações apresentaram F_s menores que 1 durante o evento final.

A variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos do solo teve uma grande influência no fator de segurança durante os primeiros e segundos eventos de precipitação, com o impacto sendo particularmente pronunciado durante os períodos de recuperação da estabilidade após os picos de precipitação. No entanto, à medida que a intensidade da precipitação aumentou, especialmente

durante o último evento, o efeito da variabilidade espacial diminuiu, resultando em dispersões menores em torno do fator de segurança mediano, que se alinhou de forma mais estreita ao fator de segurança determinístico. De particular interesse é que, durante a avaliação de 1 dia de precipitação, onde as condições de saturação foram predominantemente influenciadas pela precipitação do período de spin-up, a diferença nas estimativas de F_s permaneceu abaixo de 3%, representando a menor variabilidade observada para este período de avaliação entre todos os casos analisados. Essa diferença relativamente pequena, observada com padrões de precipitação moderada, foi notavelmente aumentada pelos eventos de precipitação intensa, destacando seu impacto significativo na amplificação da importância da variabilidade dos parâmetros hidráulicos.

No Caso 3, a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento causou uma maior dispersão nas estimativas do fator de segurança em comparação com os Casos 1 e 2. A diferença máxima entre os valores mais baixos e mais altos do fator de segurança no mesmo momento atingiu aproximadamente 33% após o primeiro evento de precipitação. Neste caso, a diferença em relação às estimativas determinísticas do fator de segurança foi de aproximadamente 9% e, ao contrário dos Casos 1 e 2, essa diferença persistiu ao longo do evento final de precipitação. Os deslizamentos foram previstos já no primeiro evento de precipitação, com uma parte significativa da faixa sombreada do F_s caindo abaixo da linha de estabilidade marginal durante o segundo evento de precipitação. Além disso, falhas adicionais foram observadas no intervalo entre o segundo e o último evento de precipitação. De forma consistente com os outros casos, todas as simulações culminaram em falha durante o evento final de precipitação.

Alinhando-se aos resultados de estudos anteriores [2], o Caso 4, que incorpora os efeitos combinados de todas as incertezas analisadas individualmente, apresentou a maior dispersão nas estimativas do fator de segurança. Essa dispersão foi particularmente acentuada ao final do primeiro evento de precipitação, alcançando aproximadamente 50%. Similar ao Caso 3, deslizamentos foram previstos já a partir do primeiro evento, com uma fração considerável das simulações entrando em um estado instável após o segundo evento. A diferença entre a análise determinística e a mediana do fator de segurança para essas simulações foi superior à observada nos outros casos, aproximadamente 11%, com essa diferença apresentando uma leve redução, mas ainda permanecendo até o evento final, comportamento semelhante ao observado no Caso 3. A Figura 4.28 (a) apresenta uma análise comparativa das medianas dos fatores de segurança derivadas de todos os casos. As estimativas do fator de

segurança mediano para os Casos 3 e 4 foram muito semelhantes, com uma diferença de apenas 3%. Em contraste, a diferença entre o Caso 2 e esses casos foi de cerca de 5%, enquanto as maiores diferenças, aproximadamente 10%, foram observadas para o Caso 1, que gerou as estimativas mais altas de fator de segurança. A evolução das estimativas do fator de segurança mediano foi bastante semelhante entre todos os casos, com uma leve diferença na resposta ao primeiro evento de precipitação. Nesse aspecto, os Casos 2, 3 e 4 apresentaram uma grande recuperação na estabilidade entre o terceiro e o quarto dia de precipitação, em comparação com o Caso 1. Após esse período, a resposta do sistema em termos de fator de segurança mediano tornou-se muito similar entre todos os casos, com os Casos 3 e 4 eventualmente convergindo para os mesmos valores.

A evolução da probabilidade de falha é apresentada na Fig.4.28 (b). Esta figura destaca um contraste claro entre os resultados dos Casos 3 e 4 em comparação com os Casos 1 e 2. Embora todos os casos atinjam uma probabilidade de falha de 100% ao final dos eventos de precipitação, observam-se diferenças significativas ao longo de toda a análise. Nosso estudo focou na análise de tendências gerais na evolução da probabilidade de falha, em vez de obter estimativas altamente precisas para valores mais baixos de P_f , que geralmente são observados em taludes escavados ou taludes artificiais e regulares. A obtenção de tal precisão teria exigido recursos computacionais significativamente maiores para modelos tridimensionais simulando períodos prolongados de precipitação.

Aos 6 dias após o primeiro evento de precipitação, a probabilidade de falha foi estimada em 3% e 9% para os Casos 3 e 4, respectivamente, enquanto os Casos 1 e 2 não apresentaram falha. Ao final do segundo evento de precipitação, as diferenças aumentaram, com o Caso 4 alcançando uma probabilidade de falha de 42%, mais do que o dobro do Caso 3, que atingiu pouco mais da metade desse valor. Em contraste, os Casos 1 e 2 mostraram probabilidades de falha de apenas 4% e 1%, respectivamente. Uma redução notável na probabilidade de falha ocorreu entre o segundo e o terceiro evento de precipitação, justificada pela recuperação da estabilidade, seguida por um aumento acentuado, culminando em uma estimativa de probabilidade de falha de 100%.

As avaliações do risco associado, conforme ilustrado na Figura 4.28 (c), estimam os impactos econômicos hipotéticos de falhas de talude em USD, considerando um custo arbitrário de 50 USD por metro cúbico de material deslocado. Essas avaliações incorporam tanto análises de estabilidade quanto volumes do material deslizado, fornecendo uma métrica mais abrangente em

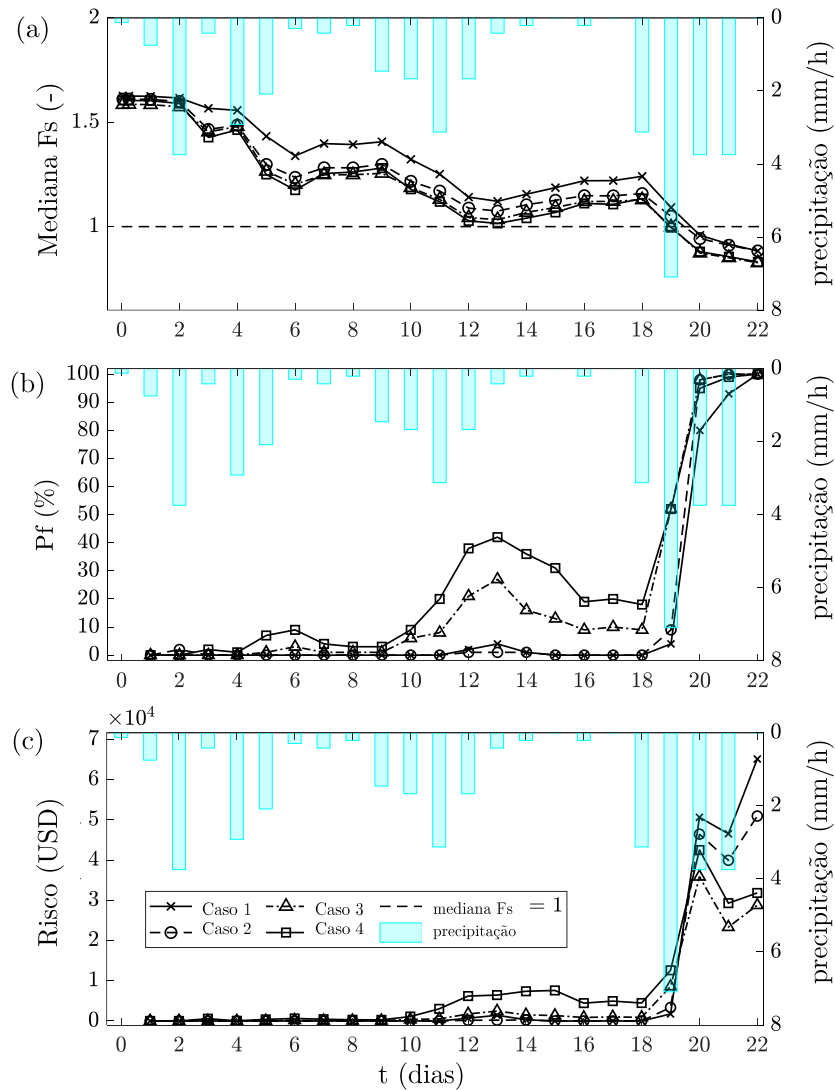


Figura 4.28: Gráficos comparativos para os quatro casos estudados, mostrando: (a) mediana do fator de segurança, (b) probabilidade de falha e (c) risco associado, estimados em diferentes momentos de avaliação durante os eventos de precipitação. A linha preta tracejada delimita a fronteira entre as zonas estáveis e instáveis. As barras azuis representam a magnitude da precipitação, com o eixo correspondente localizado à direita.

comparação com as estimativas de probabilidade de falha. Além disso, essa abordagem aprimora a comunicação dos riscos para as partes interessadas. Os resultados revelaram uma magnitude de risco relativamente baixa após o primeiro evento extremo de precipitação, particularmente no Caso 4, com um impacto estimado de aproximadamente 625 USD. No entanto, esse risco aumentou significativamente após o segundo evento de precipitação, atingindo 6,439 USD para o Caso 4. Em comparação, valores mais baixos foram observados para os outros casos: 2,463 USD para o Caso 3, 1,422 USD para o Caso 1 e 205 USD para o Caso 2.

Durante o último evento de precipitação, surgiu uma tendência interes-

sante. Após 20 dias de precipitação, todos os casos apresentaram um aumento substancial nas estimativas de risco. Neste ponto de avaliação, o maior risco foi registrado no Caso 1, com um valor estimado de 50,608 USD. Os casos restantes também apresentaram valores notáveis: 46,423 USD para o Caso 2, enquanto os Casos 4 e 3 mostraram riscos associados comparativamente mais baixos, estimados em 42,485 USD e 35,853 USD, respectivamente. Esses resultados podem ser melhor compreendidos ao revisar a Figura 4.26 na última coluna. Onde é evidente que, para o último evento de precipitação, os deslizamentos previstos nos Casos 3 e 4 envolveram volumes de material deslizado menores. Como resultado, as consequências relacionadas e, portanto, as estimativas de risco quantitativo foram mais baixas.

Após uma leve redução na intensidade da precipitação, observou-se uma diminuição temporária nas estimativas de risco. No entanto, isso foi seguido por um rápido aumento no risco em um curto intervalo de tempo. As estimativas de risco quantitativo para os Casos 3 e 4 permaneceram muito próximas, com uma diferença de aproximadamente 30,000 USD em comparação com o Caso 1. Esses resultados ressaltam a influência da variabilidade espacial nos parâmetros de resistência ao cisalhamento, comum aos Casos 3 e 4, sobre os mecanismos de colapso e seu impacto subsequente na avaliação do risco associado.

4.5.6

Correlação entre as variáveis do modelo e os resultados

A metodologia implementada considera múltiplas variáveis que afetam a resposta do sistema, tornando essencial avaliar seus impactos para identificar os parâmetros-chave que influenciam a estabilidade do talude. Para isso, foi aplicado o esquema de pontos auxiliares proposto em [104] para filtrar e mapear os dados do modelo, isolando informações específicas das zonas de deslizamento. Uma vez identificadas as variáveis dentro dessas zonas, foram calculados os valores medianos e emparelhados para análise de correlação com o fator de segurança, o volume do material deslizado e a magnitude da pressão de poros. Esse processo gerou pares de pontos de dados, facilitando uma análise detalhada das correlações entre as variáveis e sua influência nos resultados.

O coeficiente de correlação τ_k proposto por Kendall [105] foi escolhido como o método para quantificar a concordância entre variáveis e resultados devido à sua capacidade de avaliar tanto a força quanto a direção de sua associação. Este teste não paramétrico é particularmente adequado para conjuntos de dados que apresentam relações não lineares, como observado em nosso estudo, que envolve múltiplos fatores, incluindo heterogeneidade, geometria tridimensional irregular e padrões de precipitação variáveis.

A Tabela 4.8 apresenta os coeficientes estimados, incluindo apenas as correlações com uma significância estatística (p) inferior a 0.05, o que indica uma associação estatisticamente significativa. O valor do Tau de Kendall varia de -1 a +1, onde um valor de +1 indica uma correlação positiva perfeita, -1 indica uma correlação negativa perfeita, e 0 indica ausência de correlação.

Tabela 4.8: Coeficientes de correlação de Kendall entre as variáveis e os resultados do modelo: poro pressão (u_w), fator de segurança (Fs) e volume do material deslizado (FV).

τ_k	u_w				Fs				FV			
Caso	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
uw	1.00	1.00	1.00	1.00	-0.66	-0.58	-0.53	-0.51	0.48	0.52	0.61	0.55
Fs	-0.66	-0.58	-0.53	-0.51	1.00	1.00	1.00	1.00	-0.21	-0.18	0.09	
FV	0.04	0.43	0.24	0.23	-0.05	-0.35	-0.13	-0.08	1.00	1.00	1.00	1.00
TS	-0.23	-0.20	-0.28	-0.18	-0.10	-0.24	-0.13	-0.13	-0.33	-0.39	-0.39	-0.26
BS	0.15	-0.43	-0.32	0.04	-0.29	-0.15	-0.24	-0.16		-0.66	-0.46	
ST	0.08	0.48	0.27	0.35	0.18	-0.46	-0.13	0.10	0.28	0.52	0.49	0.31
c'							0.39	0.30			0.35	0.47
c							0.38	0.30			0.36	0.47
ϕ'							-0.05	-0.03			-0.21	-0.15
γ						-0.09		-0.22				0.14
k_s		-0.16		-0.05		0.26		0.18				-0.11
α		-0.03								-0.11		
θ_s				-0.07		0.08		0.06				-0.14
θ_r		0.17		0.03		-0.25		-0.16				0.12
n		-0.06				0.14		0.12		0.12		-0.10

Na análise de correlação entre as variáveis do problema e as poro pressões, a espessura do solo (ST) apresenta uma correlação positiva moderada na maioria dos casos, refletindo a maior capacidade de retenção de água e a menor eficiência de drenagem associadas a camada de solos maiores. Em contraste, a inclinação topográfica (TS) exibiu uma correlação negativa moderada, em conformidade com a expectativa de que encostas mais íngremes favorecem uma drenagem mais eficiente e menor retenção de água. A inclinação do leito rochoso (BS) apresentou correlações variadas. Nos casos que consideram uma superfície média do leito rochoso, observou-se uma correlação negativa moderada, uma vez que inclinações mais acentuadas tendem a contribuir para a drenagem e dissipação das poro pressões. Por outro lado, nos casos em que a superfície do leito é variável, a correlação se mostrou fraca e positiva. Esse comportamento pode ser atribuído à complexidade dos padrões de fluxo no embasamento nesses cenários, onde a captação dos processos envolvidos é particularmente desafiadora [2].

A condutividade hidráulica saturada (k_s) apresentou uma correlação negativa fraca, porém consistente, com a poro pressão, indicando que regiões com valores mais elevados de k_s tendem a favorecer uma drenagem mais efici-

ente, resultando em menores valores de u_w . Embora essa correlação seja fraca, seu papel permanece relevante, pois destaca a influência de k_s na modulação da pressão de poro sob diferentes condições hidrológicas. A baixa correlação pode ser atribuída à interação complexa de múltiplos fatores que afetam u_w , incluindo a variabilidade espacial de k_s , as interações entre parâmetros hidráulicos e a morfologia do talude, todos os quais dificultam a identificação de uma relação mais clara ou direta. A correlação positiva fraca observada com o teor residual de umidade volumétrica (θ_r) pode ser explicada pela correlação inversa adotada com k_s , apresentada na Tabela 4.6.

Os resultados da análise de correlação entre o fator de segurança (Fs) e as demais variáveis revelam algumas tendências-chave. Os dados calculados indicam uma correlação negativa moderada entre u_w e Fs em todos os casos. Embora uma relação negativa mais forte pudesse ser esperada, essa correlação moderada está em conformidade com a tendência geral observada em nossas simulações. A pressão de poro é um fator significativo na determinação da magnitude do fator de segurança, mas não é o único elemento influente.

Foi observada uma correlação negativa fraca entre tanto a inclinação topográfica (TS) quanto a inclinação do embasamento rochoso (BS) com o fator de segurança (Fs), o que era esperado, uma vez que taludes mais íngremes aumentam a componente da força gravitacional que promove a instabilidade. Além disso, os resultados para a espessura do solo (ST) apresentaram tendências de correlação distintas entre os Casos 1 e 4 em comparação aos Casos 2 e 3. Essa discrepância pode ser atribuída à inclusão da variabilidade da superfície do leito rochoso nos Casos 1 e 4, enquanto os Casos 2 e 3 consideraram uma superfície média do leito. Para os casos com superfície média do leito, foi mais evidente, especialmente no Caso 2, estabelecer uma correlação negativa moderada com o fator de segurança. Esse resultado pode ser explicado pelo fato de que zonas com camadas de solo de maior espessura tendem a acumular maiores poro pressões. Em contraste, nos casos com variabilidade espacial na superfície do leito, essa relação foi menos clara, pois a variabilidade introduz mudanças localizadas na profundidade do leito, diferindo das tendências mais homogêneas observadas nos casos com superfície média. Essas variações influenciam os padrões de fluxo subterrâneo e resultam em distribuições irregulares da espessura do solo.

Dentre os cinco parâmetros hidráulicos modelados com variabilidade espacial, a condutividade hidráulica saturada apresentou a influência mais significativa sobre o fator de segurança, em concordância com estudos anteriores [106, 107]. Para os eventos de precipitações intensas e as condições de contorno de fluxo aplicadas, a condutividade hidráulica saturada exibiu uma

correlação positiva moderada. Isso indica que zonas de ruptura com valores medianos mais elevados de k_s tendem a apresentar fatores de segurança mais altos, o que está relacionado ao seu papel na dissipação da pressão de poro. Essa correlação foi particularmente evidente no Caso 2, onde o impacto individual dos parâmetros hidráulicos foi analisado. No entanto, a captura desse efeito representa um desafio, uma vez que o contraste na condutividade hidráulica entre diferentes zonas introduz uma complexidade significativa na análise. Essa variabilidade influencia diretamente a distribuição e o acúmulo das pressões de poro, tornando a avaliação desse fenômeno ainda mais específica e dependente das condições do modelo. Além disso, foi observada uma correlação negativa fraca entre F_s e θ_r , como consequência da correlação cruzada negativa adotada entre k_s e θ_r .

As correlações com o volume do material deslizado (FV) foram estabelecidas apenas para superfícies de deslizamento com fator de segurança inferior a 1, uma vez que essas regiões representam condições reais de instabilidade. Os resultados indicam que a pressão de poro e a espessura do solo apresentam as correlações positivas mais importantes com o volume do deslizamento. Isso sugere que a combinação esperada de poro pressões elevadas e camadas de solo de maior espessura tende a resultar em volumes de falha maiores, fenômeno particularmente evidente durante o último evento extremo de precipitação. Em contraste, os eventos pluviométricos anteriores desencadearam rupturas de menor magnitude, associadas predominantemente à redução das contribuições da sucção para a estabilidade do talude. No entanto, no evento final, as falhas envolveram zonas com concentrações significativas de pressão de poro positiva na interface solo-rocha, evidenciando uma mudança nos mecanismos de ruptura à medida que a precipitação se intensificava e persistia.

A coesão efetiva e total apresentaram uma correlação positiva moderada, sugerindo que zonas de deslizamento com valores mais elevados de coesão podem estar associadas a volumes de deslizamento maiores em comparação com aquelas com menor coesão. Esse comportamento pode ser atribuído ao fato de que materiais com maior coesão possuem uma maior capacidade de resistir a tensões cisalhantes internas, permitindo a mobilização de um volume maior de material antes da ruptura. Tanto a inclinação topográfica quanto a inclinação do leito rochoso exibem correlações negativas com o volume de ruptura (FV). Uma possível explicação para esse resultado é que, no modelo considerado, as zonas mais íngremes, localizadas no vale central e ao longo das vertentes, estão associadas a regiões de menor espessura do solo. Embora volumes de deslizamento maiores estejam geralmente relacionados à acumulação de poro pressões positivas, a maior declividade e a menor espessura do solo nessas

regiões limitam a capacidade de acumulação dessas pressões, reduzindo, assim, o volume potencial do deslizamento.

O ângulo de atrito também apresenta uma correlação negativa com o volume do deslizamento (FV), o que pode ser atribuído à sua correlação cruzada inversa com c' . Além disso, observou-se uma correlação negativa fraca com o peso específico, uma vez que maiores valores dessa variável estão tipicamente associados a zonas saturadas, onde a presença de pressões de poro positivas (u_w) pode desencadear deslizamentos de maior magnitude.

Um resultado interessante foi a correlação entre o fator de segurança e o volume do deslizamento. Nos casos em que a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento foi desconsiderada, observou-se uma correlação negativa moderada, indicando que fatores de segurança mais elevados correspondem a volumes de ruptura menores. Esse comportamento ocorre porque, à medida que os eventos de precipitação avançam, os cenários de múltiplas rupturas apresentam volumes crescentes de falha, caracterizados por fatores de segurança reduzidos. No Caso 3, que considera a variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento, foram observadas falhas menores, cuja geometria e extensão são influenciadas pela distribuição espacial desses parâmetros. Embora os mecanismos de colapso tendam a se expandir, os parâmetros de resistência ao cisalhamento continuam governando suas características. Por fim, a determinação da influência da variabilidade dos parâmetros hidráulicos sobre a magnitude do FV mostrou-se desafiadora, pois a maioria desses parâmetros não atingiu o nível mínimo de significância estatística necessário para conclusões confiáveis. A Figura 4.29 apresenta alguns diagramas de dispersão das variáveis analisadas no estudo de correlação.

4.5.7

Evolução temporal dos parâmetros do modelo associados aos deslizamentos

Como mencionado anteriormente, a estimativa de coeficientes de correlação em modelos com múltiplas variáveis é uma tarefa complexa. Uma abordagem alternativa para compreender a influência de cada variável do modelo, bem como sua evolução em resposta a diferentes padrões de precipitação, é apresentada na Fig.4.30. Primeiramente, calcularam-se os valores medianos de cada variável, seguidos por um processo de normalização com base nos respectivos campos aleatórios. Esse procedimento de normalização possibilita a comparação de todas as variáveis dentro do mesmo gráfico para cada caso avaliado, evidenciando sua importância relativa nas zonas de influência. Parâmetros com maior impacto tendem a exibir magnitudes relativas mais altas ou mais

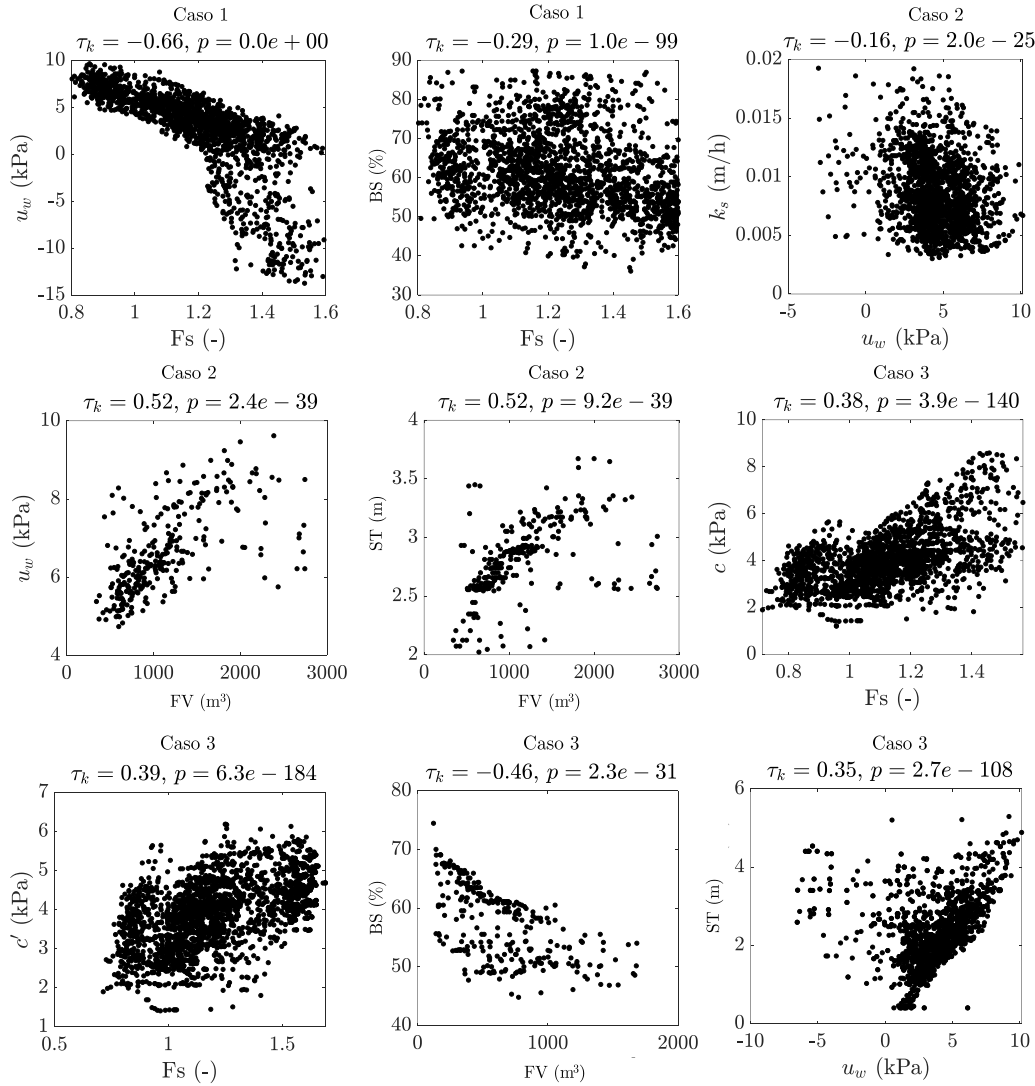


Figura 4.29: Diagramas de dispersão utilizados para estimar o coeficiente de correlação de Kendall, destacando gráficos selecionados dos quatro casos analisados. Cada gráfico exibe o coeficiente estimado de Tau de Kendall (τ_k), juntamente com o respectivo valor de significância estatística (p).

baixas, enquanto aqueles com influência menos clara ou mínima apresentam magnitudes próximas a 50% (0.5) de sua faixa normalizada.

Nos primeiros quatro dias, não foi observada uma tendência clara quanto à influência de cada parâmetro na falha. No entanto, à medida que os eventos de chuva avançaram, cada caso apresentou uma tendência distinta, com determinados parâmetros alcançando valores mais altos ou mais baixos de suas magnitudes normalizadas. Para o Caso 1, os mecanismos de colapso detectados foram caracterizadas por pesos unitários superiores a 90%, pressões de poro acima de 70% e espessuras de solo inferiores a 20% de seus respectivos valores. A coesão total foi notavelmente mais baixa, ficando abaixo de 10%. Esses resultados estão alinhados com as tendências observadas nas correlações

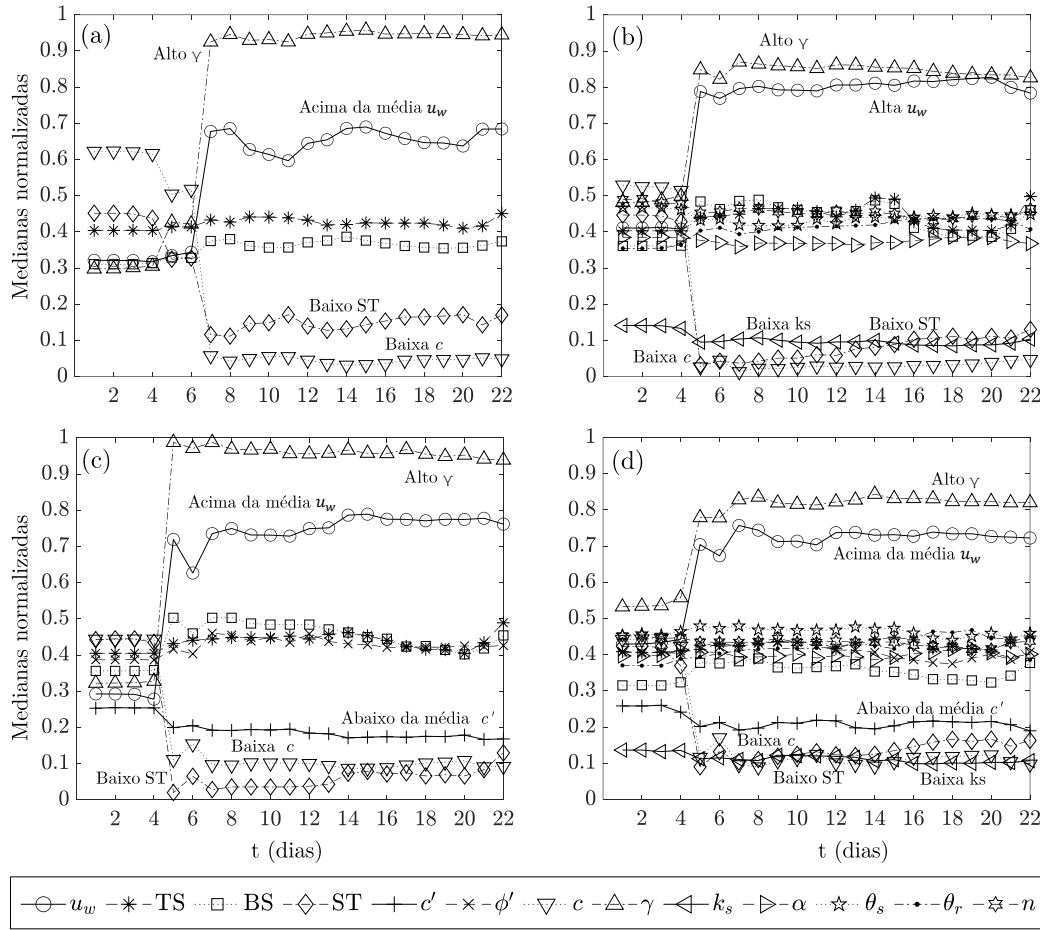


Figura 4.30: Parâmetros medianos normalizados identificados nas zonas dos deslizamentos durante os eventos de chuva, considerando os efeitos individuais da variabilidade espacial na superfície do leito rochoso (a), parâmetros hidráulicos (b), parâmetros de resistência ao cisalhamento (c) e seu efeito combinado (d). Os fatores mais importantes são destacados para cada caso analisado.

calculadas anteriormente. Pesos unitários mais elevados estão associados a zonas de saturação, onde prevalecem pressões positivas de poro e coesão total reduzida. Valores mais baixos de espessura do solo refletem regiões que perdem a contribuição de sucção primeiro, uma vez que camadas mais finas são mais propensas à saturação e à redução da estabilidade.

Alinhado com as estimativas dos coeficientes de correlação, que destacam a importância da condutividade hidráulica saturada sobre outros parâmetros na estabilidade de taludes, o Caso 2, onde seus efeitos são considerados exclusivamente, revela que a magnitude da condutividade hidráulica saturada nas zonas de falha está abaixo de 20% na maioria dos casos, indicando valores relativamente baixos de k_s nessas zonas. Em contraste, a magnitude mediana de outros parâmetros variou entre 40% e 50%, sugerindo um impacto menos pronunciado. A coesão total mais baixa e a espessura do solo reduzida, juntamente com pesos unitários mais altos e pressões de poro mais elevadas,

continuam sendo fatores proeminentes nas zonas de deslizamentos.

Considerando o efeito individual da variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento no Caso 3, foram encontrados valores mais baixos de coesão efetiva e total, com magnitudes abaixo de 15%, destacando sua importância em relação ao ângulo de atrito na definição das zonas de falha. O ângulo de atrito manteve valores de aproximadamente 45% de sua magnitude, sem revelar nenhuma tendência significativa, com a presença de valores mais baixos de coesão total permanecendo mais proeminente nas zonas com estabilidade crítica.

O Caso 4, que integra todos os tipos de variabilidade considerados em nossa metodologia, ilustra como a interação dos parâmetros-chave contribui para o aumento da suscetibilidade de certas zonas à falha. De maneira geral, as zonas de estabilidade crítica são caracterizadas por peso unitário elevado, pressões de poro acima da média, coesão efetiva abaixo da média e baixos valores de coesão total, condutividade hidráulica saturada e espessura do solo. A convergência desses elementos resulta em uma maior probabilidade de falha, como demonstrado pelas diversas simulações realizadas.

5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Na presente tese, foi proposta uma metodologia probabilística para a análise da estabilidade de encostas naturais, incorporando a variabilidade do leito rochoso e parâmetros geotécnicos por meio de campos estocásticos. A abordagem inclui a criação de malhas de elementos finitos, a geração de campos estocásticos, a simulação de fluxo transiente não saturado pela equação de Richards, e avaliação de estabilidade via Análise Limite Numérica. O processo foi automatizado para simulações probabilísticas com o método de Monte Carlo, e algoritmos foram desenvolvidos para quantificar volumes de material deslizado e analisar a evolução temporal das zonas de instabilidade crítica. A metodologia foi aplicada a um caso real, proporcionando uma avaliação abrangente do risco e da probabilidade de falha. As principais conclusões são apresentadas a seguir:

- Na validação das implementações para a geração de campos estocásticos, as estatísticas do fator de segurança e as estimativas da probabilidade de falha obtidas aproximaram-se de forma precisa das apresentadas por Cho (2010), que utilizou o Método de Equilíbrio de Limite Aleatório (RLEM). No entanto, as simulações com a metodologia proposta fornecem definições mais realistas dos mecanismos de ruptura. Este aspecto pode ter implicações significativas na análise de consequências e portanto na estimativa do risco associado.
- O exemplo de aplicação do talude de grande extensão 3D apresentado permitiu verificar a influência significativa da escala de flutuação e das magnitudes do coeficiente de correlação entre parâmetros geotécnicos. A adoção de um coeficiente de correlação positivo entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento aumentou a probabilidade de falha estimada. Por outro lado, um maior grau de anisotropia dos valores de heterogeneidade e, consequentemente, valores mais elevados da escala horizontal de flutuação afetam significativamente a dispersão da distribuição do fator de segurança. Dentro das metodologias de análise apresentadas, a integração do stepwise CMD com uma função de falha baseada no fator de colapso emerge como uma abordagem eficiente para avaliar a probabilidade de falha em problemas de grande escala e alta resolução. A variabilidade espacial dos parâmetros de resistência ao cisalhamento influenciou notavelmente a localização dos mecanismos de colapso.

- O caso simples de análise da influência da variabilidade espacial dos parâmetros hidráulicos no avanço da frente de saturação permitiu observar qualitativamente como a distribuição desses parâmetros cria caminhos preferenciais de fluxo e avanços irregulares da frente. Esse efeito pode ser fundamental na modelagem de deslizamentos induzidos por eventos de chuva.
- A caracterização precisa do DTB é crucial para uma avaliação confiável dos deslizamentos provocados por chuvas intensas, como demonstrado neste estudo. O uso de modelos geomorfológicos calibrados com dados de campo obtidos por meio de exploração de campo (como penetrômetros e prospecção geofísica) oferece uma abordagem alternativa para definir a morfologia do leito rochoso dentro dos modelos de estabilidade de taludes. A incerteza derivada desses modelos pode ser tratada incorporando campos estocásticos, que consideram o erro nas estimativas de DTB e facilitam a inclusão de uma estrutura de autocorrelação, permitindo assim a geração de múltiplas superfícies realistas do leito rochoso.
- A implementação de campos estocásticos permitiu a simulação de geometrias côncavas-convexas nas superfícies do leito rochoso (cuja irregularidade é controlada pela escala de flutuação adotada) o que afeta a distribuição e a magnitude da pressão de poros na interface solo-leito rochoso. Para as superfícies do leito rochoso geradas com escalas de flutuação menores ($\delta = 1$ m e $\delta = 5$ m), as transições abruptas no DTB levam ao acúmulo rápido de pressões concentradas. Em contraste, para escalas de flutuação moderadas e maiores ($\delta = 20, 30, 50$ m), esses picos de pressão não são observados, e as transições graduais nas elevações do leito rochoso produzem uma distribuição mais uniforme de pressões com magnitudes menores.
- Em múltiplas simulações, regiões com estabilidade crítica foram observadas em áreas próximas a zonas que apresentavam concentrações elevadas de poro pressão na interface solo-leito rochoso. Esse fator, juntamente com a presença de terrenos e superfícies do leito rochoso íngremes assim como camadas de solo mais finas, tornou algumas zonas mais propensas à instabilidade. A combinação desses fatores determina a localização e o volume de falha estimado.
- Como esperado, os eventos de chuva nos dois casos aplicados ao estudo do talude de Papagaio, reduziram significativamente o fator de segurança estimado. O modelos transitaram de um estado estável ao final do período de spin-up para um estado instável ao final dos eventos de chuva

intensa (mediana do $F_s < 1.0$). As simulações realizadas com uma escala de flutuação menor subestimam os fatores de segurança, resultando em uma superestimação da probabilidade de falha. A análise da dispersão do fator de segurança destaca o papel crítico da variabilidade espacial na estabilidade de taludes sob chuvas intensas. A dispersão foi mínima após o período de spin-up, mas aumentou significativamente durante o primeiro e o segundo evento de chuva, amplificando o impacto da variabilidade do leito rochoso e dos parâmetros geotécnicos. À medida que a saturação avançava, a dispersão diminuiu, resultando em previsões de estabilidade mais consistentes.

- A variabilidade espacial da superfície do leito rochoso tem um impacto maior na acumulação da pressão da água nos poros durante eventos de chuva extrema do que a variabilidade dos parâmetros hidráulicos. Embora ambas as variabilidades resultem em uma ampla gama de variações da poro pressão ao longo dos intervalos de tempo, a variabilidade dos parâmetros hidráulicos produz uma distribuição relativamente uniforme, semelhante ao caso de controle com parâmetros médios. Em contraste, a variabilidade da superfície do leito rochoso causa desvios significativos na poro pressão, destacando seu papel crucial na dinâmica da pressão da água nos poros.
- A modelagem da evolução do aporte da sucção matricial em solos não saturados utilizando campos estocásticos se revela uma abordagem viável e eficaz para obter uma compreensão abrangente da estabilidade de taludes. Os resultados extraídos de múltiplas realizações demonstram claramente como as variações na contribuição da sucção e na coesão total influenciam significativamente tanto o início do deslizamento quanto seu tamanho e localização. Essa abordagem oferece valiosas percepções sobre os mecanismos que promovem a instabilidade, estabelecendo uma base sólida para futuras pesquisas sobre previsão de deslizamentos e avaliação de riscos.
- A variabilidade espacial influenciou significativamente a localização e o volume dos deslizamentos. Ao contrário das análises determinísticas, que permitiram identificar apenas uma única superfície de deslizamento, a análise incorporando a variabilidade revelou múltiplos deslizamentos possíveis. A variabilidade da superfície do leito rochoso e dos parâmetros hidráulicos levou à identificação de grandes mecanismos de colapso nas margens e no topo do talude. A variabilidade da resistência ao cisalhamento teve um efeito mais pronunciado, revelando deslizamentos menores e mais disseminados até o final da chuva. Apenas a variabilidade

combinada dos parâmetros foi capaz de capturar cenários de falha diversos em todo o modelo, inclusive antes do evento de maior intensidade de precipitação.

- A variabilidade da resistência ao cisalhamento produziu a maior dispersão das estimativas do fator de segurança, seguida pela variabilidade da superfície do leito rochoso e dos parâmetros hidráulicos. A interação dessas variabilidades levou a um aumento de aproximadamente um 50% na dispersão das estimativas do fator de segurança.
- Diferenças significativas emergiram nas avaliações da probabilidade de falha. Apenas os casos que incorporaram a variabilidade da resistência ao cisalhamento capturaram o colapso do sistema durante o primeiro evento de chuva. No segundo evento, as probabilidades de falha diferiram em mais de 20% entre os casos com e sem variabilidade da resistência ao cisalhamento. Todos os casos atingiram 100% de probabilidade de falha no evento final, impulsionados por uma queda acentuada do fator de segurança no pico da precipitação. No entanto, apenas os casos com variabilidade da resistência ao cisalhamento anteciparam deslizamentos antes do evento final.
- Uma avaliação simplificada de risco, considerando custos arbitrários e volumes de deslizamento, revelou que os casos que incorporaram todos os tipos de variabilidade conseguiram capturar um risco potencial durante os primeiros eventos de chuva. Além disso, os casos que consideraram apenas a incerteza nos parâmetros de resistência ao cisalhamento inicialmente subestimaram o risco. Durante o pico de precipitação, as estimativas de risco se modificaram, com os casos que incorporaram variabilidade combinada e incerteza na resistência ao cisalhamento apresentando valores de risco mais baixos. Isso ocorreu apesar das maiores probabilidades de falha nesses casos, pois estavam associadas a menores volumes de deslizamento. Esses resultados destacam a importância crítica de considerar tanto a incerteza na resistência ao cisalhamento quanto a variabilidade combinada para avaliações de risco precisas e abrangentes.
- A análise de correlação entre variáveis e resultados, apesar dos desafios impostos por relações não lineares, revelou parâmetros-chave por meio do coeficiente de Kendall. O acúmulo de poro pressão foi mais pronunciado em áreas com camadas de solo de maior espessura, declividades mais suaves (tanto topográficas quanto do leito rochoso) e menor condutividade hidráulica saturada. Fatores de segurança mais elevados

foram associados a menores poro pressões, declividades mais suaves, menor coesão e, em menor grau, maior condutividade hidráulica saturada. Maiores volumes de material deslizado foram estimados em zonas de acumulação de poro pressão, maior espessura da camada de solo, maior coesão efetiva e total, e declividades mais suaves.

- A análise da evolução dos parâmetros medianos normalizados revela os fatores que desempenham um papel significativo nas falhas identificadas. De modo geral, as falhas ocorreram em áreas com maior peso específico, pois estavam localizadas em zonas saturadas com concentração de pressão de poro positiva, menor coesão efetiva e redução da coesão total. A diminuição da coesão total foi influenciada pela menor contribuição da sucção para a resistência ao cisalhamento em condições saturadas. Além disso, essas zonas foram caracterizadas por menor condutividade hidráulica saturada e camadas de solo mais finas.

Com base neste estudo, recomendamos a priorização de investigações rigorosas em campo e laboratório para estimar com precisão os parâmetros de resistência ao cisalhamento, a condutividade hidráulica saturada e a espessura do solo. Esses parâmetros são fundamentais para a estabilidade de taludes, influenciando não apenas o fator de segurança e a probabilidade de falha, mas também o volume de ruptura e, conseqüentemente, a precisão das avaliações do risco associado. Um entendimento mais aprofundado de sua variabilidade espacial e comportamento é essencial para aprimorar a precisão preditiva e a confiabilidade dos modelos numéricos. Esses avanços contribuirão significativamente para melhorar as estratégias de mitigação de risco e garantir análises de estabilidade de taludes mais robustas. Como sugestões para trabalhos futuros, recomenda-se:

- Dado que a simulação de fluxo transiente demanda um tempo computacional elevado, sugerimos, neste trabalho, a futura integração da metodologia proposta com algoritmos de inteligência artificial. Essa abordagem permitiria a execução eficiente de múltiplas simulações, viabilizando a captura de baixos níveis de probabilidade de falha.
- No estado da arte das análises de variabilidade que incorporam campos estocásticos, os campos estocásticos condicionais estão começando a ser utilizados com maior frequência. Esses campos permitem incluir nos modelos informações de campo e laboratório obtidas por meio de ensaios, reduzindo a incerteza e aprimorando as análises probabilísticas. Por esse motivo, para futuros trabalhos recomenda-se a implementação

desse tipo de campos para uma geração mais realista da distribuição dos parâmetros geotécnicos.

- A quantificação do risco é uma tarefa complexa que, neste trabalho, foi simplificada com base no volume de material deslizado. Um complemento essencial a essa abordagem poderia ser a incorporação de análises pós-ruptura utilizando programas capazes de avaliar grandes deformações. Ao estimar a distância percorrida pelo material escorregado, seria possível obter uma avaliação muito mais completa dos possíveis riscos associados.
- A metodologia proposta neste trabalho para a análise probabilística da estabilidade de encostas pode ser estendida para a avaliação da estabilidade de diversas estruturas geotécnicas, como poços, túneis, aterros de mineração, pilhas de rejeitos, barragens de terra entre outros. Essa abordagem permite considerar a variabilidade espacial e a incerteza dos parâmetros geotécnicos, contribuindo para uma avaliação mais robusta e confiável da segurança dessas estruturas.
- Dentro das limitações do código atual de análise limite, destacam-se a adoção de uma lei de fluxo associada e a ausência de um modelo constitutivo adequado para representar problemas de colapso em maciços rochosos. Neste trabalho, propomos a incorporação de uma metodologia que permita considerar o fluxo não associado, tornando a análise mais realista para solos com comportamento dilatante. Embora esse fator possa ter menor influência no estudo da estabilidade de taludes, ele pode desempenhar um papel significativo na estimativa da capacidade de carga de fundações. Além disso, sugerimos a implementação do critério de Hoek-Brown por meio de programação semidefinida, uma abordagem já explorada em alguns estudos recentes.

Anexo: Seleção de malhas para análises probabilísticas

A discretização das malhas de elementos finitos é um aspecto fundamental da modelagem numérica, pois influencia diretamente a precisão, a estabilidade e a eficiência computacional das análises. A escolha adequada da malha afeta a capacidade do modelo de representar as tensões, pressões e velocidades especialmente em regiões com variações significativas das propriedades do material. No contexto de análises probabilísticas, a seleção da malha desempenha um papel ainda mais crítico, pois influencia a propagação das incertezas nos resultados. Um refinamento inadequado pode levar a erros sistemáticos que comprometem a confiabilidade dos resultados extraídos das simulações. Por outro lado, um refinamento excessivo pode resultar em custos computacionais elevados sem ganhos proporcionais em precisão. Neste trabalho, a seleção das malhas foi realizada considerando um equilíbrio entre precisão e eficiência, garantindo que a discretização escolhida seja suficiente para capturar os efeitos relevantes sem impor um requerimento computacional excessivo. A discretização das malhas utilizadas nas duas aplicações da metodologia na sub-bacia do Papagaio foi cuidadosamente selecionada com base em uma abordagem gráfica que avalia a influência do refinamento da malha tanto nas estimativas do fator de segurança quanto no tempo computacional.

A Figura 6.2 apresenta a metodologia gráfica adotada para a seleção da discretização da malha no exemplo de aplicação da Seção 4.4. A coluna da esquerda exibe uma série de gráficos que ilustram a variação do fator de segurança para diferentes resoluções da malha em x - y e para 5, 8 e 11 nós em z . Observa-se que, para malhas mais refinadas em x - y (e.g., 2 m), o fator de segurança tende a diminuir em comparação com malhas menos refinadas. A maior diferença percentual nas estimativas de F_s ocorreu entre as malhas de 2 m e 10 m, atingindo aproximadamente 24%. Em contrapartida, a diferença entre as estimativas de F_s para as malhas de 2 m e 4 m foi relativamente pequena, variando entre 1 e 2%. Além disso, ao analisar o gráfico da linha azul no eixo direito, que representa o tempo computacional (C_t) necessário em minutos, observa-se um aumento significativo no tempo de processamento ao comparar a malha de 2 m com a de 4 m. Esse crescimento acentuado sugere um custo computacional considerável para malhas mais refinadas, o que deve ser levado em conta na escolha da discretização ideal.

Na coluna direita, são apresentados os gráficos normalizados (de 0 a 1) para F_s e para o custo computacional. A partir da interseção desses gráficos,

verifica-se que a discretização em $x-y$ entre 4 m e 5 m seria a mais adequada para o problema. Além disso, como a variação no número de nós em z de 5 até 11 não resultou em diferenças significativas nas estimativas de F_s , nesta tese foi adotada uma malha de elementos finitos com discretização de 4 m em $x-y$ e 5 nós em z . Garantindo um tempo computacional inferior a 20 minutos para cada simulação, incluindo tanto as análises de fluxo quanto as de estabilidade.

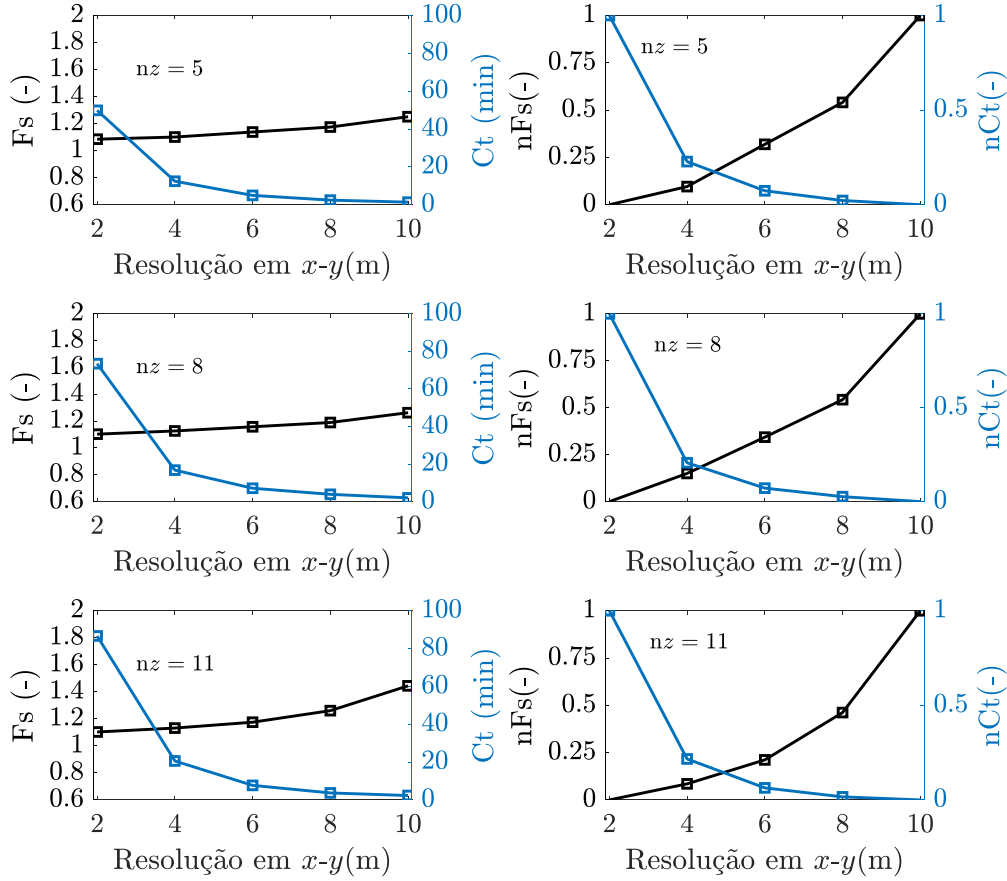


Figura 6.1: Análise do refinamento da malha utilizada para avaliar o efeito da profundidade e da forma do leito rochoso na estabilidade de encostas naturais. O eixo na cor preta representa as avaliações do fator de segurança, enquanto o eixo azul indica os tempos computacionais. O parâmetro n_z corresponde ao número de nós utilizados na discretização do eixo z . Na coluna esquerda, são apresentados os valores do fator de segurança para diferentes discretizações da malha, juntamente com os respectivos tempos computacionais. Já na coluna direita, os dados são normalizados (de 0 a 1) para facilitar a seleção da malha mais adequada ao problema. A gráfica apresenta os resultados após 10 dias de chuva intensa.

De forma semelhante, para a seleção da discretização da malha na aplicação que considera o efeito combinado da variabilidade do leito rochoso e dos parâmetros geotécnicos, a resposta do sistema foi avaliada em termos do fator de segurança para diferentes refinamentos de malha. Neste caso, foi necessário fixar uma realização dos campos estocásticos na malha auxiliar

e, posteriormente, mapear as informações para a malha com a discretização desejada, garantindo que a comparação refletisse exclusivamente o efeito do refinamento.

Assim como na análise anterior, a discretização próxima a 4 m foi identificada como a mais adequada para capturar a resposta do modelo aos eventos de precipitação. No entanto, para melhorar a visualização dos campos estocásticos mapeados na geometria do talude, optou-se por uma discretização de 3 m em x - y e 6 nós no eixo z .

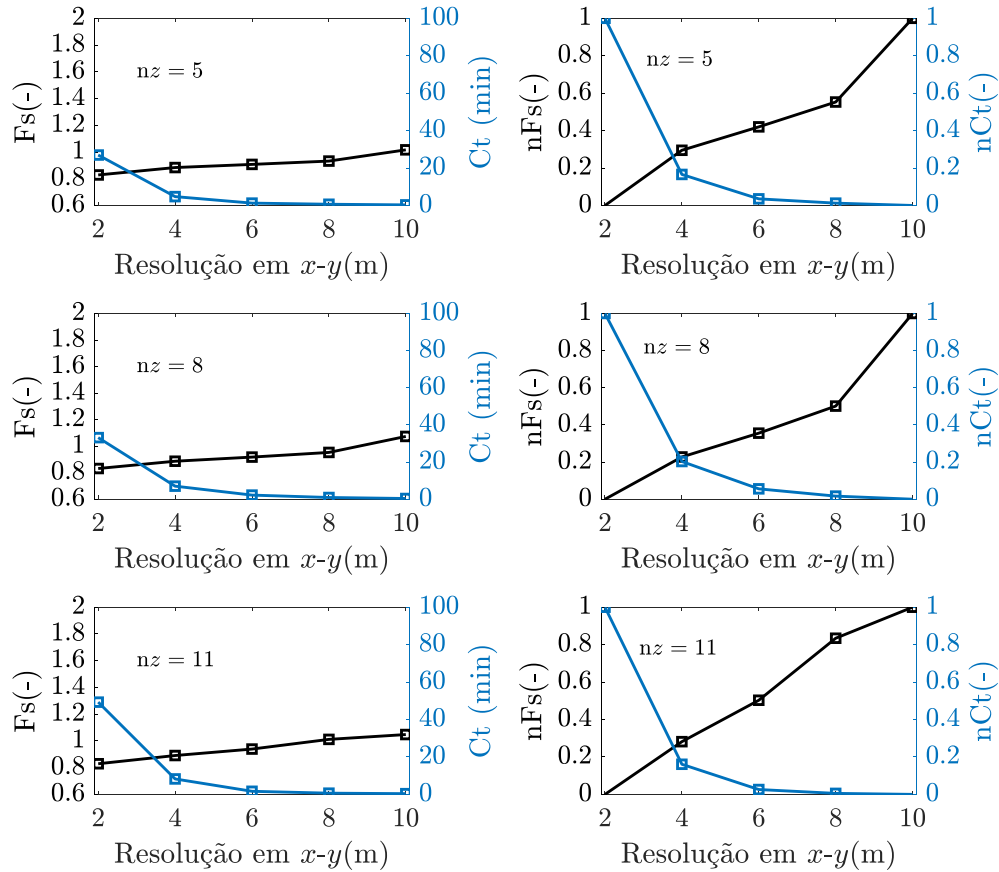


Figura 6.2: Análise do refinamento da malha utilizada para avaliar o efeito combinado da incerteza do leito rochoso e os parâmetros geotécnicos. O eixo na cor preta representa as avaliações do fator de segurança, enquanto o eixo azul indica os tempos computacionais. A gráfica apresenta os resultados obtidos fixando uma realização dos campos estocásticos e avaliando a estabilidade após 22 dias de chuva intensa.

Referências Bibliográficas

- [1] EGAS, H. M. et al. Comprehensive inventory and initial assessment of landslides triggered by autumn 2024 rainfall in rio grande do sul, brazil. **Landslides**, v. 22, n. 2, p. 579–589, 2025. Citado 2 vezes nas páginas 9 e 22.
- [2] GOMES, G. J. C. et al. The role of uncertainty in bedrock depth and hydraulic properties on the stability of a variably-saturated slope. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 88, p. 222–241, 2017. Citado 15 vezes nas páginas 12, 27, 28, 39, 40, 48, 59, 60, 66, 68, 74, 75, 76, 93 e 97.
- [3] LI, D.-Q. et al. A multiple response-surface method for slope reliability analysis considering spatial variability of soil properties. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 187, p. 60–72, 2015. Citado 3 vezes nas páginas 16, 32 e 33.
- [4] EL-RAMLY, H.; MORGENSTERN, N.; CRUDEN, D. Probabilistic slope stability analysis for practice. **Canadian Geotechnical Journal**, NRC Research Press Ottawa, Canada, v. 39, n. 3, p. 665–683, 2002. Citado na página 20.
- [5] CHO, S. E. Effects of spatial variability of soil properties on slope stability. **Engineering Geology**, v. 92, n. 3, p. 97–109, 2007. ISSN 0013-7952. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 25.
- [6] CHO, S. E. Probabilistic assessment of slope stability that considers the spatial variability of soil properties. **Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 136, n. 7, p. 975–984, 2010. Citado 3 vezes nas páginas 20, 51 e 53.
- [7] JIANG, S.-H. et al. Advances in reliability and risk analyses of slopes in spatially variable soils: A state-of-the-art review. **Computers and Geotechnics**, v. 141, p. 104498, 2022. ISSN 0266-352X. Citado 3 vezes nas páginas 21, 26 e 27.
- [8] VIEIRA, B. C.; FERNANDES, N. F. Landslides in rio de janeiro: the role played by variations in soil hydraulic conductivity. **Hydrological Processes**, Wiley Online Library, v. 18, n. 4, p. 791–805, 2004. Citado 3 vezes nas páginas 21, 27 e 59.
- [9] FREDLUND, D. G.; RAHARDJO, H. **Soil Mechanics for Unsaturated Soils**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 1993. Citado 3 vezes nas páginas 25, 38 e 42.
- [10] ZHANG, L. et al. Stability analysis of rainfall-induced slope failure: a review. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering**, Thomas Telford Ltd, v. 164, n. 5, p. 299–316, 2011. Citado na página 25.
- [11] OKURA, Y. et al. Topography and volume effects on travel distance of surface failure. **Engineering Geology**, v. 67, n. 3, p. 243–254, 2003. ISSN 0013-7952. Citado na página 25.

- [12] ZHANG, Y. et al. Effects of geometries on three-dimensional slope stability. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 50, n. 3, p. 233–249, 2013. Citado na página 25.
- [13] ZHUANG, J. et al. Identification of landslide spatial distribution and susceptibility assessment in relation to topography in the Xi'an Region, Shaanxi Province, China. **Frontiers of Earth Science**, Springer, v. 9, p. 449–462, 2015. Citado na página 25.
- [14] NG, C. W. W.; SHI, Q. A numerical investigation of the stability of unsaturated soil slopes subjected to transient seepage. **Computers and Geotechnics**, v. 22, n. 1, p. 1 – 28, 1998. Citado na página 25.
- [15] KIM, J. et al. Influence of rainfall-induced wetting on the stability of slopes in weathered soils. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 75, n. 3-4, p. 251–262, 2004. Citado na página 25.
- [16] MARIN, R. J.; VELÁSQUEZ, M. F. Influence of hydraulic properties on physically modelling slope stability and the definition of rainfall thresholds for shallow landslides. **Geomorphology**, v. 351, p. 106976, 2020. ISSN 0169-555X. Citado na página 25.
- [17] EL-RAMLY, H.; MORGENSTERN, N. R.; CRUDEN, D. M. Probabilistic assessment of stability of a cut slope in residual soil. **Géotechnique**, Thomas Telford Ltd, v. 55, n. 1, p. 77–84, 2005. Citado na página 25.
- [18] FRANÇOIS, B. et al. Numerical modelling of the hydrogeological and geomechanical behaviour of a large slope movement: the Triesenberg landslide (Liechtenstein). **Canadian Geotechnical Journal**, v. 44, n. 7, p. 840–857, 2007. Citado na página 25.
- [19] NGUYEN, T. S. et al. Influence of the spatial variability of shear strength parameters on rainfall induced landslides: a case study of sandstone slope in Japan. **Arabian Journal of Geosciences**, Springer, v. 10, n. 16, p. 369, 2017. Citado na página 25.
- [20] KIM, M. S. et al. Effect of topography and soil parameterisation representing soil thicknesses on shallow landslide modelling. **Quaternary International**, v. 384, p. 91–106, 2015. ISSN 1040-6182. Citado na página 25.
- [21] LANNI, C. et al. Simulated effect of soil depth and bedrock topography on near-surface hydrologic response and slope stability. **Earth Surface Processes and Landforms**, Wiley Online Library, v. 38, n. 2, p. 146–159, 2013. Citado na página 25.
- [22] MORADI, S. et al. The effect of bedrock topography on timing and location of landslide initiation using the local factor of safety concept. **Water**, MDPI, v. 10, n. 10, p. 1290, 2018. Citado na página 25.
- [23] DOU, H. et al. Probabilistic slope stability analysis considering the variability of hydraulic conductivity under rainfall infiltration–redistribution conditions. **Engineering Geology**, v. 183, p. 1–13, 2014. ISSN 0013-7952. Citado na página 25.

- [24] KANG, F. et al. System probabilistic stability analysis of soil slopes using gaussian process regression with latin hypercube sampling. **Computers and geotechnics**, Elsevier, v. 63, p. 13–25, 2015. Citado na página 25.
- [25] AMINPOUR, M. et al. Slope stability machine learning predictions on spatially variable random fields with and without factor of safety calculations. **Computers and Geotechnics**, v. 153, p. 105094, 2023. ISSN 0266-352X. Citado na página 25.
- [26] GRIFFITHS, D.; FENTON, G. A. Influence of soil strength spatial variability on the stability of an undrained clay slope by finite elements. In: **Slope stability 2000**. [S.l.]: ASCE (American Society of Civil Engineers), 2000. p. 184–193. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 31.
- [27] HICKS, M. A.; SAMY, K. Influence of heterogeneity on undrained clay slope stability. **Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology**, The Geological Society of London, v. 35, n. 1, p. 41–49, 2002. Citado na página 25.
- [28] JIANG, S.-H.; HUANG, J. Modeling of non-stationary random field of undrained shear strength of soil for slope reliability analysis. **Soils and Foundations**, v. 58, n. 1, p. 185–198, 2018. ISSN 0038-0806. Citado na página 25.
- [29] NG, C. W. et al. Risk assessment of soil slope failure considering copula-based rotated anisotropy random fields. **Computers and Geotechnics**, v. 136, p. 104252, 2021. ISSN 0266-352X. Citado na página 25.
- [30] SUCHOMEL, R.; MASIN, D. Comparison of different probabilistic methods for predicting stability of a slope in spatially variable $c-\phi$ soil. **Computers and Geotechnics**, v. 37, n. 1, p. 132–140, 2010. ISSN 0266-352X. Citado na página 25.
- [31] TANG, X.-S.; WANG, M.-X.; LI, D.-Q. Modeling multivariate cross-correlated geotechnical random fields using vine copulas for slope reliability analysis. **Computers and Geotechnics**, v. 127, p. 103784, 2020. ISSN 0266-352X. Citado na página 25.
- [32] WANG, Z.-Z.; GOH, S. H. Novel approach to efficient slope reliability analysis in spatially variable soils. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 281, p. 105989, 2021. Citado na página 25.
- [33] CHO, S. E. Probabilistic stability analysis of rainfall-induced landslides considering spatial variability of permeability. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 171, p. 11–20, 2014. Citado 3 vezes nas páginas 26, 31 e 81.
- [34] LIU, X.; WANG, Y. Probabilistic simulation of entire process of rainfall-induced landslides using random finite element and material point methods with hydro-mechanical coupling. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 132, p. 103989, 2021. Citado na página 26.
- [35] SANTOSO, A. M.; PHOON, K.-K.; QUEK, S.-T. Effects of soil spatial variability on rainfall-induced landslides. **Computers & Structures**, v. 89, n. 11, p. 893–900, 2011. ISSN 0045-7949. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 81.

- [36] TAN, X. et al. Seepage analysis of earth dams considering spatial variability of hydraulic parameters. **Engineering Geology**, v. 228, p. 260–269, 2017. ISSN 0013-7952. Citado na página 26.
- [37] CAO, Z.; WANG, Y. Bayesian approach for probabilistic site characterization using cone penetration tests. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 139, n. 2, p. 267–276, 2013. Citado na página 26.
- [38] HU, Y.; WANG, Y. Probabilistic soil classification and stratification in a vertical cross-section from limited cone penetration tests using random field and Monte Carlo simulation. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 124, p. 103634, 2020. Citado na página 26.
- [39] VARKEY, D.; HICKS, M. A.; EIJNDEN, A. P. van den. Predicting subsurface classification in 2D from cone penetration test data. **Transportation Geotechnics**, Elsevier, v. 43, p. 101128, 2023. Citado na página 26.
- [40] GONG, W. et al. Probabilistic analysis and design of stabilizing piles in slope considering stratigraphic uncertainty. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 259, p. 105162, 2019. Citado na página 26.
- [41] GONG, W. et al. Stratigraphic uncertainty modelling with random field approach. **Computers and Geotechnics**, v. 125, p. 103681, 2020. ISSN 0266-352X. Citado na página 26.
- [42] NGUYEN, T. S.; LIKITLERSUANG, S. Reliability analysis of unsaturated soil slope stability under infiltration considering hydraulic and shear strength parameters. **Bulletin of Engineering Geology and the Environment**, Springer, v. 78, p. 5727–5743, 2019. Citado na página 26.
- [43] KIM, M. S. et al. Effects of soil depth and subsurface flow along the subsurface topography on shallow landslide predictions at the site of a small granitic hillslope. **Geomorphology**, v. 271, p. 40–54, 2016. ISSN 0169-555X. Citado na página 26.
- [44] HICKS, M. A.; SPENCER, W. A. Influence of heterogeneity on the reliability and failure of a long 3d slope. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 37, n. 7-8, p. 948–955, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 54.
- [45] HU, L.; TAKAHASHI, A.; KASAMA, K. Effect of spatial variability on stability and failure mechanisms of 3d slope using random limit equilibrium method. **Soils and Foundations**, Elsevier, v. 62, n. 6, p. 101225, 2022. Citado na página 26.
- [46] JIANG, S.-H. et al. Probabilistic assessment of 3d slope failures in spatially variable soils by cooperative stochastic material point method. **Computers and Geotechnics**, v. 172, p. 106413, 2024. ISSN 0266-352X. Citado na página 26.
- [47] LI, T. et al. Stability evaluation of gentle slopes in spatially variable soils using discretized limit analysis method: a probabilistic study. **Acta Geotechnica**, Springer, p. 1–17, 2024. Citado na página 26.

- [48] WU, C. et al. Comparing 2d and 3d slope stability in spatially variable soils using random finite-element method. **Computers and Geotechnics**, v. 170, p. 106324, 2024. ISSN 0266-352X. Citado na página 26.
- [49] XIA, Y.-X. et al. Numerical modeling of 3d slopes with weak zones by random field and finite elements. **Applied Sciences**, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 11, n. 21, p. 9852, 2021. Citado na página 26.
- [50] LEE, S.-W.; CHING, J. Simplified risk assessment for a spatially variable undrained long slope. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 117, p. 103228, 2020. Citado na página 26.
- [51] GOMES, G. J. C.; VRUGT, J. A.; Vargas Jr., E. A. Toward improved prediction of the bedrock depth underneath hillslopes: Bayesian inference of the bottom-up control hypothesis using high-resolution topographic data. **Water Resources Research**, v. 52, n. 4, p. 3085–3112, 2016. Citado 4 vezes nas páginas 27, 35, 72 e 75.
- [52] MIQUELETTO, M.; Vargas Jr., E. A. Development of numerical procedures for analysis of infiltration and stability of slopes in drainage basins. (In Portuguese). 2007. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=11504@2>. Citado 4 vezes nas páginas 28, 38, 39 e 48.
- [53] BECK, A. T. **Confiabilidade e segurança das estruturas**. [S.l.]: Elsevier Brasil, 2019. Citado na página 30.
- [54] GRIFFITHS, D.; HUANG, J.; FENTON, G. Probabilistic slope stability analysis using rfem with non-stationary random fields. In: **Geotechnical safety and risk V**. [S.l.]: IOS Press, 2015. p. 704–709. Citado na página 31.
- [55] WU, Y. et al. Effect of soil variability on bearing capacity accounting for non-stationary characteristics of undrained shear strength. **Computers and Geotechnics**, v. 110, p. 199–210, 2019. ISSN 0266-352X. Citado na página 31.
- [56] YANG, R. et al. Importance of soil property sampling location in slope stability assessment. **Canadian Geotechnical Journal**, NRC Research Press, v. 56, n. 3, p. 335–346, 2019. Citado na página 31.
- [57] JOHARI, A.; FOOLADI, H. Comparative study of stochastic slope stability analysis based on conditional and unconditional random field. **Computers and Geotechnics**, v. 125, p. 103707, 2020. ISSN 0266-352X. Citado na página 31.
- [58] ZHU, H. et al. Undrained failure mechanisms of slopes in random soil. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 191, p. 31–35, 2015. Citado na página 31.
- [59] GODOY, V. A.; ZUQUETTE, L. V.; GOMEZ, J. J. Stochastic analysis of three-dimensional hydraulic conductivity upscaling in a heterogeneous tropical soil. **Computers and Geotechnics**, v. 100, p. 174–187, 2018. ISSN 0266-352X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X18300788>. Citado na página 31.

- [60] YANG, H.-Q.; ZHANG, L.; LI, D.-Q. Efficient method for probabilistic estimation of spatially varied hydraulic properties in a soil slope based on field responses: A bayesian approach. **Computers and Geotechnics**, v. 102, p. 262–272, 2018. ISSN 0266-352X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X17303142>. Citado na página 31.
- [61] LO, M. K.; LEUNG, Y. F. Probabilistic analyses of slopes and footings with spatially variable soils considering cross-correlation and conditioned random field. **Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 143, n. 9, p. 04017044, 2017. Citado na página 31.
- [62] ZHU, H. et al. Generation of multivariate cross-correlated geotechnical random fields. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 86, p. 95–107, 2017. Citado na página 31.
- [63] TANG, X.-S.; WANG, M.-X.; LI, D.-Q. Modeling multivariate cross-correlated geotechnical random fields using vine copulas for slope reliability analysis. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 127, p. 103784, 2020. Citado na página 31.
- [64] WANG, M.-X. et al. Subset simulation for efficient slope reliability analysis involving copula-based cross-correlated random fields. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 118, p. 103326, 2020. Citado na página 31.
- [65] FENTON, G. A.; GRIFFITHS, D. V. et al. **Risk assessment in geotechnical engineering**. [S.l.]: John Wiley & Sons New York, 2008. v. 461. Citado na página 31.
- [66] INFLUENCE of spatial variability of permeability property on steady state seepage flow and slope stability analysis. **Engineering Geology**, v. 110, n. 3, p. 93–101, 2010. ISSN 0013-7952. Citado na página 31.
- [67] CHENARI, R. J.; FARAHBAKHS, H. K. Generating non-stationary random fields of auto-correlated, normally distributed cpt profile by matrix decomposition method. **Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards**, Taylor & Francis, v. 9, n. 2, p. 96–108, 2015. Citado na página 31.
- [68] NG, C. W. et al. Three-dimensional reliability analysis of unsaturated soil slope considering permeability rotated anisotropy random fields. **Computers and Geotechnics**, v. 151, p. 104944, 2022. ISSN 0266-352X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X22002841>. Citado na página 31.
- [69] LI, D.-Q. et al. Stepwise covariance matrix decomposition for efficient simulation of multivariate large-scale three-dimensional random fields. **Applied Mathematical Modelling**, v. 68, p. 169–181, 2019. ISSN 0307-904X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0307904X18305407>. Citado na página 33.
- [70] LI, D.-Q. et al. Stepwise covariance matrix decomposition for efficient simulation of multivariate large-scale three-dimensional random fields. **Applied Mathematical Modelling**, Elsevier, v. 68, p. 169–181, 2019. Citado na página 34.

- [71] VRUGT, J. A. Markov chain Monte Carlo simulation using the DREAM software package: Theory, concepts, and MATLAB implementation. **Environmental Modelling & Software**, Elsevier, v. 75, p. 273–316, 2016. Citado na página 35.
- [72] REMPE, D. M.; DIETRICH, W. E. A bottom-up control on fresh-bedrock topography under landscapes. **Proceedings of the National Academy of Sciences**, National Acad Sciences, v. 111, n. 18, p. 6576–6581, 2014. Citado na página 35.
- [73] FARTHING, M. W.; OGDEN, F. L. Numerical solution of Richards' equation: A review of advances and challenges. **Soil Science Society of America Journal**, Wiley Online Library, v. 81, n. 6, p. 1257–1269, 2017. Citado na página 38.
- [74] van Genuchten, M. T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. **Soil Science Society of America Journal**, v. 44, n. 5, p. 892–898, 1980. Citado na página 38.
- [75] MUALEM, Y. A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. **Water Resources Research**, v. 12, n. 3, p. 513–22, 1976. Citado na página 38.
- [76] MAROTTI, J. C. et al. Exploring extreme rainfall-triggered landslides using 3d unsaturated flow, antecedent moisture and spatially distributed soil depth. **Catena**, Elsevier, v. 229, p. 107241, 2023. Citado 3 vezes nas páginas 39, 62 e 70.
- [77] FIRINCIOGLU, B. S.; ERCANOGLU, M. Insights and perspectives into the limit equilibrium method from 2d and 3d analyses. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 281, p. 105968, 2021. Citado na página 39.
- [78] UGENTI, A. et al. Moving beyond single slope quantitative analysis: A 3d slope stability assessment at urban scale. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 344, p. 107841, 2025. Citado na página 39.
- [79] TOZATO, T. et al. Limit equilibrium method-based 3d slope stability analysis in a wide area considering influence of rainfall. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 321, p. 107064, 2023. Citado na página 39.
- [80] ZIENKIEWICZ, O. C.; HUMPHESON, C.; LEWIS, R. Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics. **Geotechnique**, Thomas Telford Ltd, v. 25, n. 4, p. 671–689, 1975. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 42.
- [81] GRIFFITHS, D.; LANE, P. Slope stability analysis by finite elements. **Geotechnique**, Thomas Telford Ltd, v. 49, n. 3, p. 387–403, 1999. Citado na página 40.
- [82] ARAÚJO, L. G. Numerical study of stability problems in rock mass using Limit Analysis. 1997. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=2084@1>. Citado na página 40.
- [83] DURAND, A. F.; VARGAS Jr., E. A.; VAZ, L. E. Applications of Numerical Limit Analysis (NLA) to stability problems of rock and soil masses. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, Elsevier, v. 43, p. 408–425, 2006. Citado na página 40.

- [84] TAPIA, M.; VARGAS Jr., E. A.; VAZ, L. E. Reliability analysis of slopes under saturated-unsaturated conditions via Numerical Limit Analysis with Second Order Cone Programming (In Portuguese). 2013. Disponível em: <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/colecao.php?strSecao=resultado&nrSeq=23211@1>. Citado na página 40.
- [85] CAMARGO, J.; VELLOSO, R. Q.; VARGAS Jr., E. A. Numerical Limit Analysis of three-dimensional slope stability problems in catchment areas. **Acta Geotechnica**, Springer, v. 11, p. 1369–1383, 2016. Citado 3 vezes nas páginas 40, 41 e 42.
- [86] CARRIÓN, M. et al. Slope stability analysis in 3D using Numerical Limit Analysis (NLA) and Elastoplastic Analysis (EPA). **Geomechanics and Geoengineering**, Taylor & Francis, v. 12, p. 250–265, 2017. Citado na página 40.
- [87] FERNÁNDEZ, F. et al. Three-dimensional face stability analysis of shallow tunnels using Numerical Limit Analysis and Material Point Method. **Tunnelling and Underground Space Technology**, v. 112, p. 103904, 2021. ISSN 0886-7798. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 41.
- [88] FERNÁNDEZ, F. et al. Basal heave stability analysis of a circular shaft excavation considering FEM, NLA, and MPM approaches. **Geotechnical and Geological Engineering**, Springer, v. 42, p. 2601–2622, 2023. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 41.
- [89] MAKRODIMOPOULOS, A.; MARTIN, C. M. Lower bound limit analysis of cohesive-frictional materials using second-order cone programming. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 66, n. 4, p. 604 – 634, 2006. Citado na página 41.
- [90] MOSEK ApS. **The MOSEK optimization toolbox for MATLAB manual. Version 7.1 (Revision 28)**. [S.l.], 2015. Disponível em: <http://docs.mosek.com/7.1/toolbox/index.html>. Citado na página 42.
- [91] HUANG, J. et al. Quantitative risk assessment of landslide by limit analysis and random fields. **Computers and Geotechnics**, Elsevier, v. 53, p. 60–67, 2013. Citado na página 47.
- [92] VARKEY, D.; HICKS, M.; VARDON, P. 3d slope stability analysis with spatially variable and cross-correlated shear strength parameters. In: **Numerical Methods in Geotechnical Engineering IX, Volume 1**. [S.l.]: CRC Press, 2018. p. 543–549. Citado na página 54.
- [93] LACERDA, W. A. Shear strength of soils derived from the weathering of granite and gneiss in Brazil. **Geological Society, London, Engineering Geology Special Publications**, The Geological Society of London London, v. 23, n. 1, p. 167–182, 2010. Citado na página 59.
- [94] FERNANDES, N. F. et al. Topographic controls of landslides in Rio de Janeiro: field evidence and modeling. **Catena**, Elsevier, v. 55, n. 2, p. 163–181, 2004. Citado na página 59.

- [95] GUIMARÃES, R. F. et al. Parameterization of soil properties for a model of topographic controls on shallow landsliding: application to Rio de Janeiro. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 69, n. 1-2, p. 99–108, 2003. Citado na página 59.
- [96] GOMES, R. A. et al. Identification of the affected areas by mass movement through a physically based model of landslide hazard combined with an empirical model of debris flow. **Natural Hazards**, Springer, v. 45, p. 197–209, 2008. Citado na página 59.
- [97] ONYEJEKWE, S.; KANG, X.; GE, L. Evaluation of the scale of fluctuation of geotechnical parameters by autocorrelation function and semivariogram function. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 214, p. 43–49, 2016. Citado na página 72.
- [98] EL-RAMLY, H.; MORGENSTERN, N. R.; CRUDEN, D. M. Probabilistic assessment of stability of a cut slope in residual soil. **Géotechnique**, v. 55, n. 1, p. 77–84, 2005. Citado na página 75.
- [99] SCHAAP, M. G.; LEIJ, F. J.; GENUCHTEN, M. T. V. Rosetta: A computer program for estimating soil hydraulic parameters with hierarchical pedotransfer functions. **Journal of hydrology**, Elsevier, v. 251, n. 3-4, p. 163–176, 2001. Citado na página 75.
- [100] SCHARNAGL, B. et al. Inverse modelling of in situ soil water dynamics: investigating the effect of different prior distributions of the soil hydraulic parameters. **Hydrology and Earth System Sciences**, Copernicus GmbH, v. 15, n. 10, p. 3043–3059, 2011. Citado na página 75.
- [101] PHOON, K.-K.; KULHAWY, F. H. Characterization of geotechnical variability. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 36, n. 4, p. 612–624, 1999. Citado na página 76.
- [102] TSAI, T.-L.; CHEN, H.-F. Effects of degree of saturation on shallow landslides triggered by rainfall. **Environmental Earth Sciences**, Springer, v. 59, p. 1285–1295, 2010. Citado na página 76.
- [103] LIANG, W.-L.; UCHIDA, T. Effects of topography and soil depth on saturated-zone dynamics in steep hillslopes explored using the three-dimensional Richards' equation. **Journal of Hydrology**, v. 510, p. 124 – 136, 2014. Citado na página 80.
- [104] CALPA, D. S. et al. Assessing rainfall-triggered landslides considering small-scale depth to bedrock uncertainty: A random field approach. **Computers and Geotechnics**, v. 178, p. 106913, 2025. ISSN 0266-352X. Citado 2 vezes nas páginas 81 e 96.
- [105] KENDALL, M. G. A new measure of rank correlation. **Biometrika**, Oxford University Press, v. 30, n. 1-2, p. 81–93, 1938. Citado na página 96.
- [106] RAHARDJO, H. et al. Factors controlling instability of homogeneous soil slopes under rainfall. **Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering**, American Society of Civil Engineers, v. 133, n. 12, p. 1532–1543, 2007. Citado na página 98.

[107] LIU, K. et al. Combined effect of hysteresis and heterogeneity on the stability of an embankment under transient seepage. **Engineering Geology**, Elsevier, v. 219, p. 140–150, 2017. Citado na página 98.