

APLICAÇÃO DA ANÁLISE DA FIABILIDADE E DO DIMENSIONAMENTO PROBABILÍSTICO AO REFORÇO DE TALUDES ROCHOSOS

Application of reliability analysis and probabilistic design of the reinforcement of rock slopes

Renato Pereira^a, José Muralha^a, Luís Lamas^a

^a Núcleo de Modelação e Mecânica das Rochas, Departamento de Barragens de Betão, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal.

RESUMO – Este artigo explora a aplicação de métodos probabilísticos na análise da fiabilidade e no dimensionamento do reforço de taludes rochosos sujeitos a mecanismos de rotura planar. O estudo incide no caso de um maciço rochoso intersectado por uma família de descontinuidades paralela à face do talude. O volume com potencial de instabilização é idealizado como um modelo de blocos, para o qual se desenvolve uma formulação em sistemas de componentes. Como termo de comparação, analisa-se igualmente um modelo simplificado que considera o mesmo volume como um bloco único. Os resultados evidenciam a influência da inclinação do plano de deslizamento. Verifica-se que o modelo constituído por múltiplos blocos conduz a índices de fiabilidade inferiores. Contudo, a sua utilização para o dimensionamento probabilístico do reforço tem vantagens apenas para inclinações baixas do plano de deslizamento. A análise sugere ainda que o modelo de blocos múltiplos pode ser adequadamente representado por um modelo simplificado de dois blocos.

ABSTRACT – This paper explores the application of probabilistic methods in the reliability analysis and probabilistic design of the reinforcement of rock slopes subjected to planar failure mechanisms. The study considers the case of a rock mass intersected by a discontinuity set parallel to the slope face. The potentially unstable volume is idealized as a block model, for which a component system formulation is developed. For comparison purposes, a simplified model that considers the same volume as a single block is also analyzed. The results highlight the influence of the sliding plane inclination. It is shown that the multiple-block model leads to lower reliability indices. However, its use in the probabilistic design of reinforcement is advantageous only for flatter sliding planes. The analysis further suggests that the multiple-block model may be adequately represented by a simplified two-block model.

Palavras Chave – reforço de taludes, métodos probabilísticos, fiabilidade de sistemas.

Keywords – rock slope support, probabilistic methods, system reliability.

1 – INTRODUÇÃO

A estabilidade de taludes é um dos desafios típicos da geotecnia. A análise das condições de estabilidade, quer de um talude natural existente, quer de um talude resultante de uma escavação ainda por executar, antecede o dimensionamento das soluções de reforço eventualmente necessárias.

E-mails: rpereira@lnec.pt (R. Pereira), jmuralha@lnec.pt (J. Muralha), llamas@lnec.pt (L. Lamas)

ORCID: orcid.org/0000-0002-3580-520X (R. Pereira), orcid.org/0000-0002-9072-6563 (J. Muralha), orcid.org/0000-0001-9438-9288 (L. Lamas)

Os taludes rochosos apresentam características que os distinguem dos taludes em solos devido à existência de descontinuidades, que constituem planos de baixa resistência que condicionam o comportamento do maciço rochoso. Para além de influenciarem significativamente a resistência e deformabilidade dos maciços rochosos, as descontinuidades controlam os mecanismos de rotura, em função das suas características geométricas. Os mecanismos de rotura em taludes rochosos são comumente agrupados em: a) rotura planar, no caso da ocorrência de descontinuidades persistentes com direção paralela à face do talude, onde afloram; b) rotura em cunha, no caso de duas descontinuidades cuja interseção aflora na face do talude; c) derrubamento, no caso da ocorrência de descontinuidades sub-verticais com direção paralela à face do talude e mergulhando para o interior do talude; ou d) rotura circular, no caso de maciços muito fraturados que apresentem descontinuidades com orientação aleatória (Figura 1).

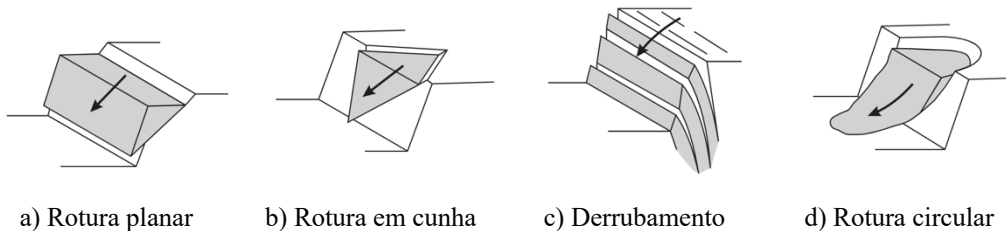


Fig. 1 – Ilustração dos tipos de mecanismos de rotura de taludes em maciços rochosos (adaptado de Wyllie e Mah, 2004).

As características geométricas das descontinuidades, nomeadamente a orientação e a persistência, bem como as propriedades resistentes, são tipicamente estimadas com incerteza, em resultado de trabalhos de caracterização geológica e geotécnica. Na prática corrente da engenharia das rochas, para a análise da estabilidade de taludes adotam-se coeficientes globais de segurança superiores à unidade, de modo a acomodar incertezas de diversas fontes e grandeza, assegurando uma margem de segurança que os intervenientes considerem adequada. Assim, em face não só das incertezas associadas às propriedades do maciço, mas também das associadas às ações da água ou outras solicitações externas e internas dos taludes, as abordagens determinísticas ao problema da sua estabilidade mostram-se limitadas (Hoek, 2007). Esta prática revela-se subjetiva, quer no tratamento das incertezas, pela definição dos valores de cálculo das propriedades do maciço e das ações utilizados na verificação da estabilidade, quer na seleção do coeficiente global de segurança, frequentemente baseado na prática em situações semelhantes. Acrescem ainda as limitações que o próprio conceito de coeficiente global de segurança apresenta, ao procurar ter em conta as diversas fontes de incerteza que contribuem de maneira distinta para a verificação das condições de estabilidade.

Nestas condições de incerteza e da particular importância das características geométricas das descontinuidades em taludes rochosos, as abordagens probabilísticas ganham relevância por permitirem considerar explicitamente o contributo das diferentes incertezas, incluindo as geométricas, na verificação da sua estabilidade. O Eurocódigo (EN 1990-1, 2023), que estabelece as bases para o projeto estrutural e geotécnico, admite a utilização de métodos probabilísticos para a verificação dos estados limites que apresentem sensibilidade a variações de geometria, como as que envolvem maciços rochosos. Adicionalmente, o Eurocódigo 7 (EN 1997-1, 2024; EN 1997-2, 2024; EN 1997-3, 2025), que detalha o procedimento a adotar no projeto geotécnico, coloca outros métodos baseados na fiabilidade a par do método dos coeficientes parciais para a verificação dos estados limite, generalizando esta possibilidade a qualquer tipo de projeto geotécnico. Indicações genéricas para a utilização de métodos probabilísticos no âmbito da aplicação do Eurocódigo podem ser encontradas num documento de apoio publicado pelo *Joint Research Centre* da Comissão

Europeia sobre a verificação dos estados limites de estruturas geotécnicas com base na fiabilidade (JRC et al., 2024).

Enquanto a utilização de abordagens probabilísticas para problemas de estabilidade em solos é relativamente generalizada e avançada (Baecher e Christian, 2003), os exemplos da sua aplicação em engenharia das rochas, particularmente nos problemas que consideram explicitamente o maciço rochoso como um meio descontínuo, são ainda maioritariamente académicos, centrando-se essencialmente na incerteza relativa às propriedades mecânicas das descontinuidades, adotando formulações simplificadas do problema e/ou métodos simplificados de análise da fiabilidade. Na maioria dos trabalhos publicados abordam-se as hipóteses de rotura planar (Park, 2000; Low, 2007; Duzgun e Bhasin, 2009) ou em cunha (Muralha e Trunk, 1993; Low, 1997; Park e West, 2001), cujo problema se resume à estabilidade de um bloco, ainda que, no caso da rotura em cunha, o problema possa ser formulado como um sistema de componentes considerando separadamente os diferentes modos de instabilização (Jimenez e Sitar, 2007; Johari e Lari, 2016). Noutros trabalhos, tentando reproduzir o comportamento típico dos maciços rochosos moderadamente fraturados, caracterizado pela interação entre diversos blocos, opta-se por utilizar modelos numéricos para representar o maciço rochoso e descrições implícitas dos estados limite, que requerem a adoção de métodos de superfície de resposta para a solução do problema da fiabilidade (Dadashzadeh et al., 2017; Tiwari e Latha, 2019; Kumar et al., 2022). Como alternativa à utilização de modelos numéricos, nos casos em que as características geométricas indiquem mecanismos preferenciais de rotura, a análise pode ser centrada em volumes específicos de rocha com potencial de instabilização, podendo ser divididos em múltiplos blocos, o que requer a formulação do problema enquanto um sistema de componentes, como é o caso da rotura do tipo planar de um volume de rocha dividido em dois blocos (Jimenez et al., 2006; Johari e Lari, 2017).

Neste trabalho aborda-se a rotura do tipo planar, procurando alargar a análise ao caso da instabilização de um volume de rocha subdividido em vários blocos. Esta situação pode resultar, por exemplo, da existência de uma família de descontinuidades subparalela à face do talude. Procurar-se-á fazer uma analogia com o caso da instabilização de um único bloco, que constitui uma situação de referência. Assim, após a apresentação sumária, na secção 2, dos aspetos essenciais da análise da fiabilidade e do dimensionamento probabilístico de sistemas, aborda-se, na secção 3, o problema da estabilidade de um bloco isolado. Na secção 4 desenvolve-se uma formulação de sistemas para um conjunto de blocos. Em ambos casos, apresentam-se as soluções do problema da fiabilidade, que pretende estimar a probabilidade de falha, bem como do dimensionamento do reforço, cujo efeito é simplifadamente representado por uma força horizontal aplicada na face livre do talude. Na secção 5 apresentam-se algumas considerações finais.

2 – FIABILIDADE E DIMENSIONAMENTO PROBABILÍSTICO DE SISTEMAS

2.1 – Aspetos gerais

Em abordagens probabilísticas, a probabilidade de as estruturas geotécnicas apresentarem um desempenho adequado serve como indicador de segurança, ou, no sentido oposto, a probabilidade de apresentarem um desempenho inadequado serve como indicador de falha, o qual, no dimensionamento, se pretende limitar a um valor socialmente aceite. Este valor é, em regra, definido em regulamentos e não apenas na prática em casos semelhantes. Com frequência se refere o índice de fiabilidade, inversamente proporcional à probabilidade de falha, como indicador alternativo de segurança e cujo valor objetivo se pretende ver assegurado no dimensionamento.

No caso da utilização do método dos coeficientes parciais, que é o método preferencialmente utilizado no Eurocódigo (EN 1990-1, 2023) e em outras disposições regulamentares, os requisitos de fiabilidade são assegurados indiretamente, numa abordagem semiprobabilística que combina critérios determinísticos de verificação da segurança com valores de cálculo de ações, resistências e propriedades dos materiais definidos tendo em conta a sua incerteza.

Para uma quantificação explícita da probabilidade de falha, de modo a tornar a verificação da segurança mais objetiva, devem seguir-se técnicas de análise da fiabilidade, numa abordagem totalmente probabilística.

Para uma quantificação realista da probabilidade de falha ou do índice de fiabilidade, é necessário, por um lado, formular o problema por intermédio de modelos analíticos ou numéricos do terreno, e, por outro lado, que as fontes de incerteza envolvidas sejam identificadas e que a sua modelação represente o conhecimento existente sobre elas. O estudo desenvolvido neste artigo centra-se especificamente na formulação de um problema comum em mecânica das rochas, deixando a discussão sobre as fontes de incerteza e as dificuldades da sua caracterização para segundo plano.

Nos problemas mais simples, limitados a um elemento crítico sujeito a um único modo de falha, caracterizado por uma função de desempenho, diz-se que a análise se faz ao nível do componente. Em problemas mais complexos, compostos de vários componentes, cada um caracterizado por uma função de desempenho própria, a análise faz-se ao nível do sistema. Neste contexto, o sistema pode classificar-se como: em série, caso a falha de qualquer componente resulte na falha do sistema; em paralelo, caso a falha do sistema resulte da falha de todos os componentes; misto, que combina as duas situações anteriores. Nos pontos seguintes, apresentam-se os aspetos relevantes da formulação e das alternativas de solução utilizadas neste estudo para a quantificação da probabilidade de falha de componentes e a sua generalização para sistemas de componentes.

2.2 – Fiabilidade de componentes

A probabilidade de falha de um componente, cujo desempenho é descrito por uma função $G(\mathbf{x})$, que pode ser definida explicitamente ou implicitamente em termos das variáveis aleatórias $\mathbf{x}$ que caracterizam as diferentes fontes de incerteza, é expressa por:

$$P_f = P[G(\mathbf{x}) < 0] = \int_{G(\mathbf{x}) < 0} f_{\mathbf{x}}(\mathbf{x}) d\mathbf{x} \quad (1)$$

em que $f_{\mathbf{x}}(\mathbf{x})$ é a função de densidade de probabilidade conjunta das variáveis aleatórias $\mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots\}$ e que reflete, por um lado, as distribuições de probabilidade marginais afetas a cada variável individualmente e, por outro lado, as relações de correlação ou dependência entre elas. Note-se que o domínio de integração está circunscrito à região de falha, referente a um desempenho inadequado, $G(\mathbf{x}) < 0$. À equação $G(\mathbf{x}) = 0$ dá-se o nome de estado limite. Na Figura 2 ilustram-se uma função densidade de probabilidade conjunta definida por duas variáveis aleatórias e uma equação de estado limite.

A solução analítica do integral apresentado na Equação 1 só é conhecida em situações simples, tal como no caso de a função de desempenho ser uma combinação linear de variáveis aleatórias que seguem uma distribuição normal. Noutros casos, pode ser aproximada por métodos de fiabilidade, de simulação, ou outros.

Nos métodos de fiabilidade, especificamente no método de fiabilidade de primeira ordem (*First-Order Reliability Method* ou FORM), o problema é convertido para o espaço das variáveis normais reduzidas $\mathbf{u}$, e a função de estado limite equivalente obtida, $g(\mathbf{u})$, é aproximada pela sua expansão em série de Taylor de primeira ordem em torno do ponto de dimensionamento $\mathbf{u}^*$, $g^*(\mathbf{u})$. Nestas condições, a solução da Equação 1 é conhecida, sendo aproximada por:

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \quad (2)$$

em que β é o índice de fiabilidade e quantifica, no espaço normal reduzido, o número de desvios-padrão necessário para alcançar a falha. Veja-se a Figura 3a, onde $\boldsymbol{\alpha}$ é o vetor diretor que indica a sensibilidade do estado limite às variáveis aleatórias e β é o comprimento desse vetor. O erro obtido

no cálculo da probabilidade de falha seguindo este método decorre do erro de truncamento da expansão em série de Taylor que substitui a função de estado limite.

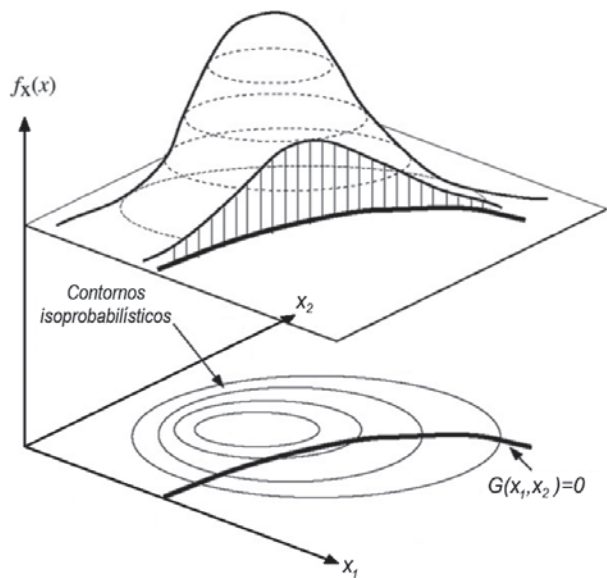


Fig. 2 – Ilustração genérica da função densidade probabilidade conjunta de um problema em duas dimensões e de uma função de estado limite.

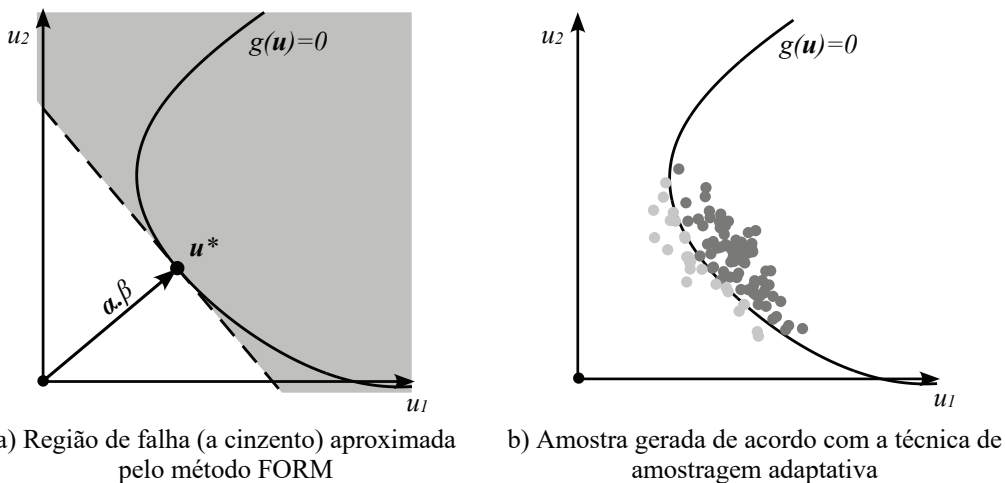


Fig. 3 – Ilustração de métodos de fiabilidade (a) e de simulação (b) para estimar a probabilidade de falha de um componente.

Nos métodos de simulação, o integral da Equação 1 é estendido a todo o domínio das variáveis aleatórias $\mathbf{\Omega}$, recorrendo a um indicador de falha I , sendo a probabilidade de falha aproximada pela frequência de falha calculada, isto é:

$$P_f = \int_{\Omega} I[G(\mathbf{x}) < 0] \cdot f_x(\mathbf{x}) d\mathbf{x} \approx \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N I[G(\mathbf{x}_i) < 0] \quad (3)$$

em que N é o número de simulações executadas. A precisão da estimativa da probabilidade de falha pode ser expressa pelo seu coeficiente de variação, sendo boa prática repetir o processo até que este coeficiente se reduza a um valor objetivo previamente definido.

A eficiência dos métodos de simulação é influenciada pela técnica de amostragem empregue, beneficiando de técnicas que aproximem as regiões de amostragem da região de falha com maior densidade de probabilidade. Neste trabalho, irá adotar-se a técnica de amostragem adaptativa (Bucher, 1988), de modo a aproximar sequencialmente a função densidade de amostragem da função densidade de probabilidade conjunta das variáveis aleatórias na região de falha. Na Figura 3b ilustra-se uma amostra de valores das variáveis aleatórias gerada de acordo com esta técnica, representando as que resultam em falha ($g < 0$) a cinzento escuro e as que não resultam em falha ($g > 0$) a cinzento claro.

2.3 – Fiabilidade de sistemas

2.3.1 – Considerações gerais

No âmbito da fiabilidade de sistemas, como se referiu, define-se por sistema o conjunto de componentes cujo desempenho individual se relaciona com o desempenho do sistema. A fiabilidade de sistemas tem aplicações em diversos domínios da engenharia, tais como informática, eletrónica, mecânica, civil, entre outros. Exemplos de sistemas em geotecnia são as cortinas de estacas, os sistemas de drenagem ou taludes reforçados. Estruturas geotécnicas com vários modos de rotura concorrentes também constituem sistemas uma vez que se pode distinguir o comportamento do terreno que conduz a cada modo de rotura específico. Nos maciços rochosos, especialmente nos moderadamente fraturados, o facto de o comportamento do maciço resultar da interação de blocos de rocha individuais permite a formulação do problema enquanto um sistema de componentes.

2.3.2 – Relações em paralelo

Nas relações em paralelo, o domínio de falha é dado pela intersecção das regiões de falha definida por cada um dos componentes. Considerando a aproximação pelo método FORM das equações de estado limite associadas a estes componentes, a probabilidade de falha de um sistema ou subsistema em paralelo pode ser aproximada por (Ditlevsen e Madsen, 1996):

$$P_{f,paralelo} = P\left(\bigcap_i G_i(\mathbf{x}) < 0\right) \approx \Phi(-\boldsymbol{\beta}_c, \mathbf{R}) \quad (4)$$

em que Φ é a função de probabilidade acumulada da distribuição normal reduzida multivariada, avaliada em $\boldsymbol{\beta}_c = \{\beta_1, \beta_2, \dots\}$, que é o vetor com os índices de fiabilidade de cada componente, com a matriz de correlação $\mathbf{R}$, definida por $R_{ij} = \alpha_i^T \cdot \alpha_j$. Na Figura 4a ilustra-se uma região de falha definida pelas aproximações lineares de duas funções de estado limite. O erro obtido no cálculo da probabilidade de falha resulta novamente da falta de adequação destas aproximações.

Para um melhor controlo da precisão da estimativa da probabilidade de falha, pode-se também recorrer a métodos de simulação para estimar a probabilidade de falha de um sistema definido pela falha simultânea de vários componentes, utilizando a Equação 3. Na Figura 4b mostra-se um

conjunto de amostras geradas seguindo técnicas de amostragem adaptativa para o cálculo da probabilidade de falha de duas componentes relacionadas em paralelo.

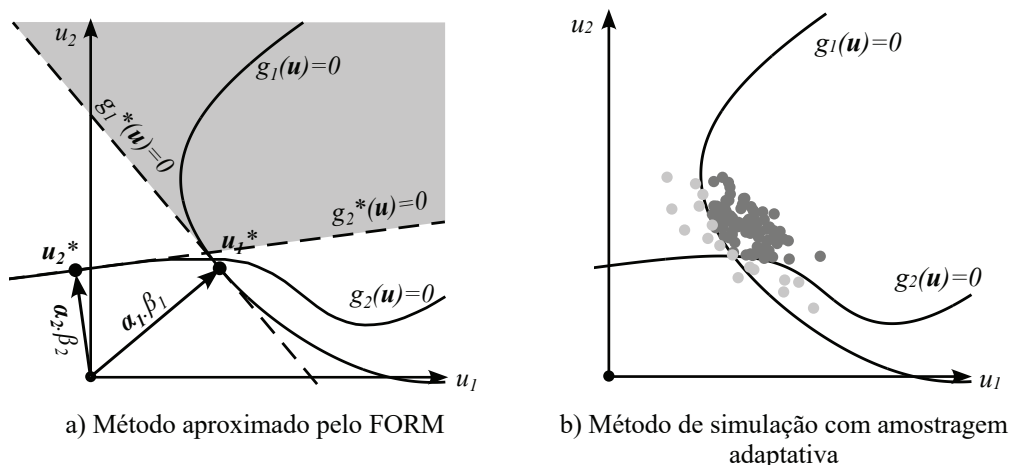


Fig. 4 – Ilustração de métodos de fiabilidade (a) e de simulação (b) para estimar a probabilidade de falha de duas componentes relacionadas em paralelo.

2.3.3 – Relações em série

Nas relações em série, o domínio de falha é dado pela união das regiões de falha definidas por cada um dos componentes. Segundo o princípio da inclusão-exclusão, para se calcular a probabilidade de falha de um sistema ou subsistema em série, é necessário conhecer a probabilidade de todas as intersecções das regiões de falha definidas por cada componente. Sabendo que a equação de estado limite de cada componente separa dois eventos, $g < 0$ e $g > 0$, que são mutuamente exclusivos (que não podem ocorrer em simultâneo) e exaustivos (que juntos cobrem todo o espaço de probabilidades), um sistema definido por k componentes estabelece 2^k eventos mutualmente exclusivos e exaustivos ou elementares E_j (Hailperin, 1965). A probabilidade de falha do sistema pode assim ser calculada pela soma da probabilidade dos eventos elementares que resultam na falha do sistema, utilizando, para isso, uma função indicadora de falha I , isto é:

$$P_{f,série} = P\left(\bigcup_i G_i(\mathbf{x}) < 0\right) = \sum_{j=1}^{2^k} P(E_j) \cdot I(E_j < 0) \quad (5)$$

A Figura 5a ilustra a aproximação da região de falha do sistema com este método. Em teoria, pode-se utilizar a Equação 4 para aproximar a probabilidade de ocorrência de cada evento elementar $P(E_j)$, mas este cálculo, para sistemas que combinam um número elevado de componentes, torna-se impraticável. Adicionalmente, para além do erro que resulta novamente da aproximação das funções de estado limite, os algoritmos conhecidos para calcular de forma eficiente a função de probabilidade acumulada da distribuição normal reduzida multivariada Φ utilizam técnicas pseudoaleatórias (Genz, 1993), resultando em outros erros que são particularmente importantes no cálculo de probabilidades muito baixas.

O recurso a métodos de simulação, utilizando a Equação 3, permite novamente controlar a precisão da estimativa da probabilidade de falha do sistema, ganhando eficiência com a adoção de técnicas de amostragem adaptativas. Na Figura 5b mostra-se um conjunto de amostras geradas

seguindo técnicas de amostragem adaptativa para o cálculo da probabilidade de falha de duas componentes relacionadas em série.

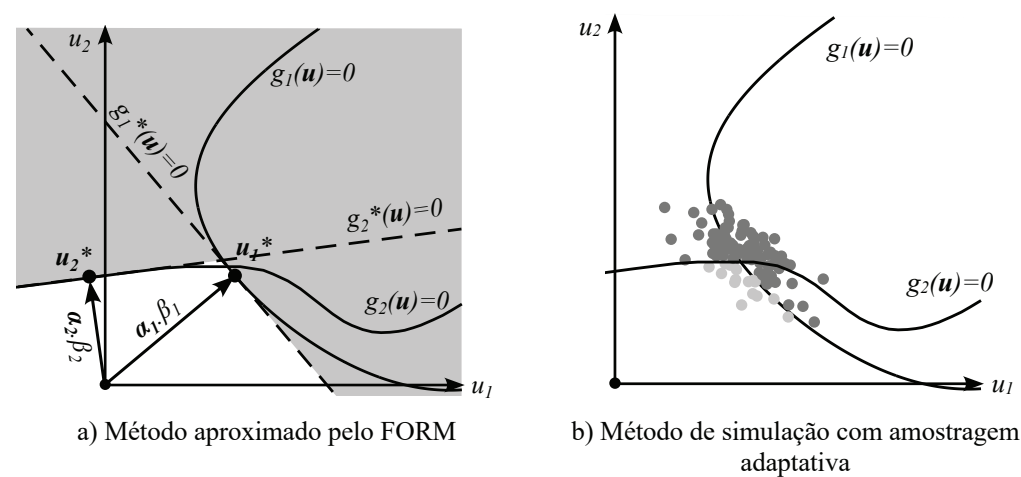


Fig. 5 – Ilustração de métodos de fiabilidade (a) e de simulação (b) para estimar a probabilidade de falha de duas componentes relacionadas em série.

2.4 – Dimensionamento probabilístico de sistemas

No dimensionamento probabilístico pretende-se quantificar as variáveis de projeto, tais como a altura de uma viga, a área de uma sapata ou a força aplicada pelo elemento de reforço de um talude, de tal modo que o sistema alcance um índice de fiabilidade (ou probabilidade de falha) correspondente a um valor objetivo previamente definido. O Eurocódigo (EN 1990-1, 2023), por exemplo, define o valor objetivo do índice de fiabilidade em função das consequências humanas, económicas, sociais e ambientais que podem resultar da não verificação dos estados limite. As estruturas, incluindo as geotécnicas, estão categorizadas em classes de consequências, estando-lhes associados os valores objetivo do índice de fiabilidade β_t e da probabilidade de falha $p_{f,t}$, apresentados no Quadro 1.

Quadro 1 – Valores objetivo do índice de fiabilidade requeridos no EN 1990-1 (2023).

Classe de consequências	Índice de fiabilidade β_t	Probabilidade de falha $p_{f,t}$
Alta – CC3	4,30	$\sim 8,5 \cdot 10^{-6}$
Normal – CC2	3,80	$\sim 7,2 \cdot 10^{-5}$
Baixa – CC1	3,30	$\sim 4,8 \cdot 10^{-4}$

O dimensionamento probabilístico segue o chamado processo de otimização baseado na fiabilidade (*Reliability-based Design Optimization* ou RBDO) que considera explicitamente as incertezas envolvidas no dimensionamento do sistema, procurando minimizar uma função objetivo f , dependente das variáveis de projeto θ , e assegurando que o índice de fiabilidade objetivo é alcançado, ou seja:

$$\min_{\theta} f(\theta) \quad \text{restrito a } \beta_{\text{sys}} \geq \beta_t \tag{6}$$

A função objetivo f está geralmente associada aos custos do projeto, definidos em função das variáveis de projeto θ . A formulação deste processo de decisão expressa matematicamente o racional presente no projeto de estruturas geotécnicas onde se procura a melhor relação entre custos e segurança. Este procedimento de otimização matemática pode ser resolvido pelos métodos designados de ciclo único ou de ciclo duplo. Ambas as situações são aplicadas no estudo apresentado neste artigo.

Nos métodos de ciclo único, o problema de minimização é simplificado por meio da substituição da restrição de fiabilidade ($\beta_{sys} \geq \beta_t$) por restrições determinísticas equivalentes, aumentando a eficiência do cálculo. No método inverso de fiabilidade (Der Kiureghian et al., 1994), em particular, o problema da fiabilidade é invertido, convergindo para valores das variáveis de projeto que conduzem à estimativa do índice de fiabilidade pelo método FORM igual ao índice de fiabilidade objetivo β_t . Esta abordagem é seguida na secção 3 por o sistema ser composto por um só componente.

Já nos métodos de ciclo duplo, a solução para o problema de minimização é procurada iterativamente considerando dois ciclos: um ciclo externo onde se modificam as variáveis de projeto; e um ciclo interno onde, para determinado valor destas variáveis, o índice de fiabilidade é estimado. O ciclo externo constitui um procedimento de otimização que, caso o problema seja unidimensional (uma variável de projeto), pode ser executado por métodos numéricos simples como é o caso do método da bissecção. Na secção 4 segue-se esta abordagem uma vez que se abordam sistemas de múltiplos componentes.

3 – ROTURA PLANAR DE UM ÚNICO BLOCO

3.1 – Considerações iniciais

O caso analisado refere-se a um talude rochoso vertical com uma descontinuidade paralela à sua face, que aflora a $H = 10$ m da crista do talude, com inclinação para o exterior, definindo um bloco com potencial de instabilização por deslizamento e que caracteriza uma rotura do tipo planar. Considera-se a possibilidade de existência de água e a incerteza na definição da resistência e da orientação da descontinuidade. Pretende-se definir uma solução de reforço do talude que assegure que a probabilidade de rotura não excede os requisitos de fiabilidade definidos pelo Eurocódigo (EN 1990-1, 2023). Por simplificação, esta solução de reforço é representada por uma força horizontal aplicada na face do talude e pretende reproduzir o comportamento de um sistema de ancoragens. Deste modo, o dimensionamento probabilístico considera apenas como variável de projeto a força resultante da ação deste reforço. Na Figura 6 ilustram-se as ações consideradas bem como as dimensões dos blocos.

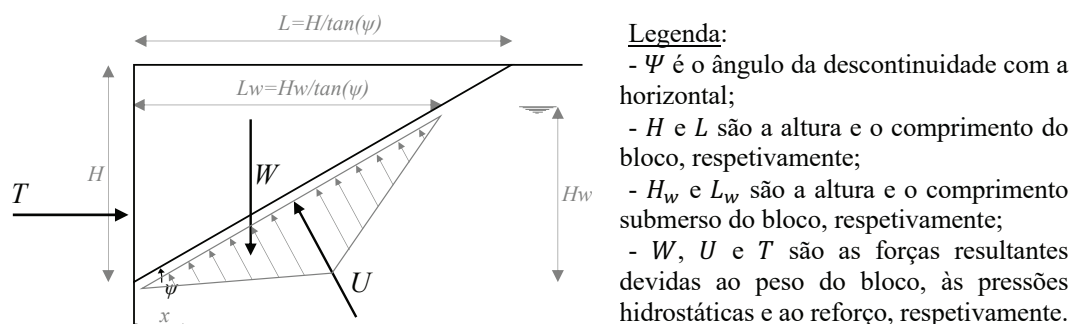


Fig. 6 – Ações consideradas na análise da estabilidade do talude definido por um bloco.

Analisam-se, separadamente, os casos que consideram e que ignoram as pressões hidrostáticas na descontinuidade devido à possibilidade de existência de água. Quando consideradas, estas pressões devem ser proporcionais à altura de água e assume-se seguirem um diagrama bilinear com valor máximo em $k_x = k_w$ e pressão nula na face do talude ($k_x = 0$), onde k_x é a distância relativa, na horizontal, de um qualquer ponto x desta descontinuidade à face do talude ($k_x = x/L_w$) e k_w é a posição relativa da secção do valor máximo das pressões. Nestas condições, a distribuição da carga hidráulica u que solicita a descontinuidade é expressa por:

$$u(k_x) = H_w \cdot \begin{cases} k_x & \text{se } 0 \leq k_x < k_w \\ 1 - k_x & \text{se } 1 \geq k_x \geq k_w \end{cases} \quad (7)$$

No caso analisado, considera-se, por simplificação, que a altura de água é igual à altura do talude ($H_w = H$) e que o valor máximo das pressões hidrostáticas se localiza no ponto médio do comprimento submerso da descontinuidade ($k_w = 0,5$). Quanto à resistência tangencial da descontinuidade, opta-se por considerar simplificadamente o critério de rotura de Mohr-Coulomb sem coesão, e, portanto, apenas com a parcela do atrito.

Como variáveis aleatórias consideram-se: o coeficiente de atrito $\tan \phi$, que se optou por modelar com uma distribuição log-normal com valor médio unitário ($\phi_m = 45^\circ$) e coeficiente de variação de 10%, com base nos valores sugeridos no EN 1997-1 (2024); e o ângulo de inclinação da descontinuidade Ψ seguindo uma distribuição de von-Mises, que é a equivalente da distribuição normal para grandezas circulares, e cuja função de densidade de probabilidade é caracterizada por uma inclinação média Ψ_m e um parâmetro de precisão κ (Fisher, 1953), que se assumiu ser $\kappa = 350$ de modo a limitar o intervalo de confiança de 90% ao intervalo $\Psi_m \pm 5^\circ$. A limitação do problema a duas variáveis aleatórias permite o acompanhamento gráfico dos resultados. No entanto, a análise poderia facilmente reproduzir situações mais complexas, que incluíssem outras fontes de incerteza, tais como as incertezas na altura da água, na distribuição das pressões hidrostáticas e na solicitação introduzida pelo reforço exterior, por exemplo.

Inicia-se a análise com o cálculo do índice de fiabilidade relativo ao deslizamento do bloco e, caso este valor não verifique os requisitos de fiabilidade do Eurocódigo (ver Quadro 1), quantificar-se-á a força de estabilização mínima necessária para os verificar.

3.2 – Formulação

Sendo constituído por um único bloco, cuja instabilidade representa a falha, este problema é abordado apenas ao nível do componente. Expressa-se a respetiva função desempenho $G_0(\mathbf{x}|T)$, que reproduz as condições de estabilidade do bloco tal que $G_0(\mathbf{x}|T) < 0$ define a região de falha, por:

$$G_0(\Psi, \tan \phi | T) = (W \cdot \cos \Psi - U + T \cdot \sin \Psi) \cdot \tan \phi - W \cdot \sin \Psi + T \cdot \cos \Psi \quad (8)$$

Note-se que, no caso da análise de fiabilidade, onde se pretende apenas quantificar o índice de fiabilidade, a força horizontal T é nula e, no caso de não se considerar a existência de água, a resultante das suas pressões hidrostáticas U é também nula, reduzindo-se a função de desempenho G ao caso elementar que descreve as condições de equilíbrio de um bloco considerando apenas o seu peso próprio, e que se expressa meramente pela comparação entre o ângulo de atrito ϕ e o ângulo de inclinação da descontinuidade Ψ , ou entre as suas tangentes $\tan \phi$ e $\tan \Psi$.

3.3 – Análise da fiabilidade e dimensionamento probabilístico do reforço

Para valores crescentes da inclinação média da descontinuidade ($15^\circ \leq \Psi_m \leq 75^\circ$) calculou-se, em primeiro lugar, o índice de fiabilidade pelo método FORM não considerando qualquer força

aplicada pelo reforço, correspondendo a uma análise da fiabilidade. Posteriormente, nos casos que não verificaram os requisitos de fiabilidade definidos no Eurocódigo (EN 1990-1, 2023), nomeadamente os índices de fiabilidade objetivo de 3,30, 3,80 e 4,30 (ver Quadro 1) para taludes das classes de consequências CC1, CC2 e CC3, respetivamente, calculou-se, pelo método da fiabilidade inversa, a força mínima que é necessário o reforço aplicar para se alcançarem estes valores de índice de fiabilidade. Abordaram-se separadamente os casos que ignoram e que consideram a presença de água e as respetivas pressões. Na Figura 7 mostram-se os resultados obtidos.

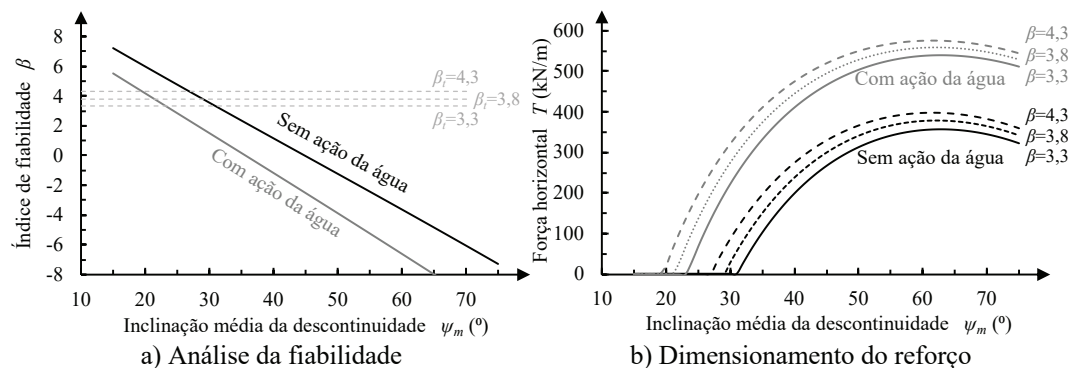


Fig. 7 – Resultados obtidos na análise de fiabilidade e no dimensionamento do reforço do talude definido por um único bloco.

Observa-se, por um lado, que o índice de fiabilidade β varia linearmente com a inclinação média da descontinuidade ψ_m e, por outro lado, que a força horizontal T necessária para aumentar o índice de fiabilidade tem uma relação quadrática negativa com a inclinação média da descontinuidade, devido à sua correlação com o peso do bloco. Note-se ainda que, no caso sem ações da água, a partir dos 32º de inclinação média da descontinuidade passa a ser necessário reforçar o talude para a classe de consequência CC1. Este valor desce para 29º e 27º em taludes das classes de consequências CC2 e CC3, respetivamente. No caso em que se consideram as ações da água, estes valores descem para 24º, 22º e 20º, respetivamente.

4 – ROTURA PLANAR DE UM CONJUNTO DE BLOCOS

4.1 – Descrição do problema

Considere-se agora uma situação semelhante à anterior, no que respeita à existência de uma descontinuidade paralela à face do talude que nela aflora, conferindo ao volume de rocha assim criado potencial de instabilização por deslizamento. Este volume encontra-se separado em múltiplos blocos, que resultam da existência de uma família de descontinuidades subparalela à face livre do talude. Sem perda de generalidade, admite-se a existência de cinco descontinuidades verticais equidistantes, com posições relativas $k_{x,i} = i/6$, em que $i = \{1, 2, \dots, 5\}$ representa o número da descontinuidade, originando seis blocos de comprimento igual a $L/6$. Na Figura 8 mostra-se o modelo conceitual do talude bem como as ações consideradas.

Considerando os blocos de forma independente, onde cada um pode apresentar condições de estabilidade ou instabilidade, formula-se o problema como um sistema de componentes. Pretende-se calcular o índice de fiabilidade do sistema e, caso este valor não verifique os requisitos de fiabilidade do Eurocódigo, quantificar a força de estabilização mínima necessária para os atingir. As características assumidas no caso do talude definido por um bloco, analisada anteriormente, quanto

à altura do bloco original, à altura da água, à sua distribuição de pressões e à resistência tangencial da descontinuidade mantêm-se. As variáveis aleatórias, nomeadamente o coeficiente de atrito $\tan \phi$ e a inclinação da descontinuidade Ψ , mantêm os modelos probabilísticos considerados.

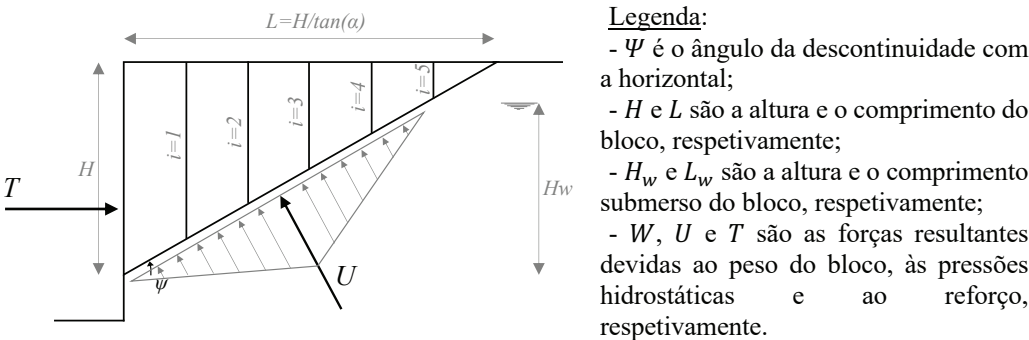


Fig. 8 – Ações consideradas na análise da estabilidade do talude definido por seis blocos.

4.2 – Formulação

Entende-se como falha do sistema a situação que resulta na instabilidade do bloco localizado na face livre do talude (bloco-chave). Como cada bloco à sua direita (para o interior do talude), analisado individualmente, pode apresentar condições de estabilidade ou instabilidade, e ser ou não solicitado pelo bloco imediatamente à sua direita, a falha do sistema deverá incluir 2^{M-1} modos de falha, onde $M = 6$ é o número de blocos. A lógica é que qualquer um dos $M - 1$ blocos à direita do bloco-chave pode ser estável ou instável (dois estados possíveis), sendo que a força que é transmitida ao bloco chave depende do estado de cada bloco à sua direita, perfazendo 2^{M-1} combinações possíveis. Assim, obtém-se um número de modos de falha que cresce exponencialmente com o número de blocos, tornando facilmente a resolução do problema impraticável.

No entanto, entende-se que qualquer bloco não pode instabilizar sem que todos os blocos à sua esquerda (para o exterior do talude) instabilizem também. Assim, na prática, cada descontinuidade vertical pode servir como um plano de separação, dividindo o modelo em dois conjuntos de blocos, A e B (Figura 9). Nestas condições, dois cenários resultam na falha do sistema: 1) o conjunto de blocos A instabiliza sozinho, sem a solicitação do conjunto de blocos B, que permanece estável; ou 2) ambos os conjuntos instabilizam, havendo, nesse caso, transmissão de forças entre eles. Deste modo, o sistema pode ser simplificado, reduzindo-se a um sistema com $(M - 1) \times 2$ modos de falha.

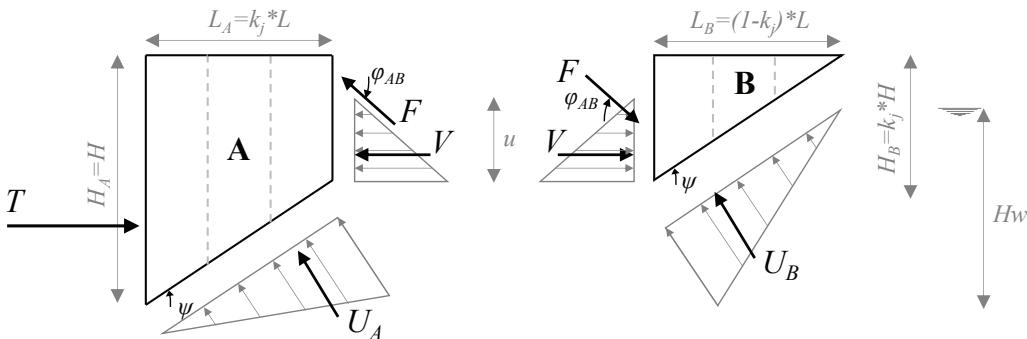


Fig. 9 – Ações consideradas na análise da estabilidade do talude definido por seis blocos.

Note-se que a água eventualmente existente exercerá também uma pressão V normal ao plano de separação dos blocos, proporcional à carga hidráulica u , dada na Equação 7. Na Figura 9 representam-se as ações consideradas na situação em que a descontinuidade vertical $i = 3$ serve como plano de separação, onde, respetivamente: L_A e L_B são o comprimento, H_A e H_B a altura máxima e U_A e U_B a resultante das pressões hidrostáticas que solicitam o conjunto de blocos A e B.

Como, para cada descontinuidade vertical servindo como plano de separação, qualquer um dos cenários descritos anteriormente representa a falha do sistema, não dependendo um do outro, entende-se que se trata de um sistema em série. No entanto, para cada cenário ocorrer, duas condições têm de se verificar: no primeiro cenário, o conjunto de blocos B tem de, por si só, ser estável e o conjunto de blocos A tem de instabilizar sem ser solicitado pelo primeiro; no segundo cenário, o conjunto de blocos B tem de apresentar potencial de instabilização, solicitando o conjunto de blocos A que tem também de instabilizar. Por isso, cada cenário (ou modo de falha) é descrito como um subsistema em paralelo já que ambas as condições têm de ser verificadas. Estas condições são tidas como componentes do sistema e terão associadas as funções de desempenho descritas de seguida.

Portanto, no caso analisado ($N = 6$), identificam-se 10 modos de falha, e o sistema pode ser idealizado como ilustrado na Figura 10, com indicação das funções de desempenho de cada componente.

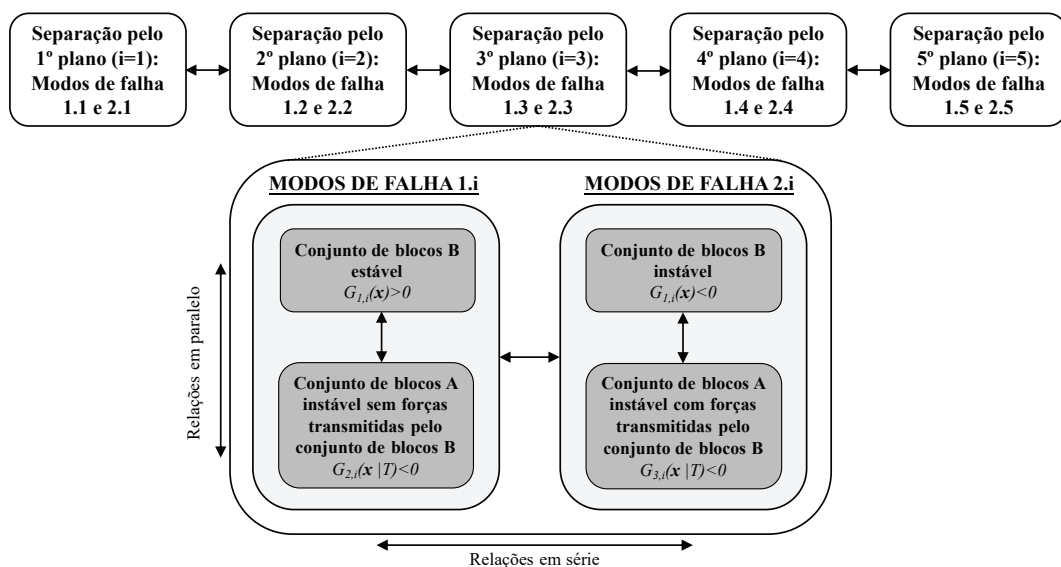


Fig. 10 – Idealização do problema da estabilidade do talude definido por seis blocos como um sistema com 10 modos de falha.

Para cada descontinuidade vertical i , servindo como plano de separação entre os conjuntos de blocos A e B, as condições de equilíbrio destes conjuntos são caracterizadas:

- Quanto à estabilidade do conjunto de blocos B, pelas funções de desempenho $G_{1,i}(\mathbf{x})$:

$$G_{1,i}(\Psi, \tan \phi) = (W_{B,i} \cdot \cos \Psi - U_{B,i} + [T - V_i] \cdot \sin \Psi) \cdot \tan \phi - W_{B,i} \cdot \sin \Psi + V_i \cdot \cos \Psi \quad (9)$$

- Quanto à estabilidade do conjunto de blocos A, sem interação com o conjunto de blocos B, pelas funções de desempenho $G_{2,i}(\mathbf{x}|T)$:

$$G_{2,i}(\Psi, \tan \phi | T) = (W_{A,i} \cdot \cos \Psi - U_{A,i} + [T - V_i] \cdot \sin \Psi) \cdot \tan \phi - W_{A,i} \cdot \sin \Psi + (T - V_i) \cdot \cos \Psi \quad (10)$$

- Quanto à estabilidade do conjunto de blocos A, com interação com o conjunto de blocos B, pelas funções de desempenho $G_{3,i}(\mathbf{x}|T)$:

$$G_{3,i}(\Psi, \tan \phi | T) = (W_{A,i} \cdot \cos \Psi - U_{A,i} + [T - V_i] \cdot \sin \Psi + F_i \cdot \sin[\phi_{AB} - \Psi]) \cdot \tan \phi - W_{A,i} \cdot \sin \Psi + (T - V_i) \cdot \cos \Psi + F_i \cdot \cos[\phi_{AB} - \Psi] \quad (11)$$

em que $W_{A,i}$ e $W_{B,i}$ são as forças resultantes do peso dos conjuntos de blocos A e B, $U_{A,i}$ e $U_{B,i}$ são as forças resultantes da pressão hidrostática na descontinuidade inclinada que solicita os conjuntos de blocos A e B, e V é a força resultante da pressão hidrostática normal à descontinuidade que serve de plano de separação entre os conjuntos de blocos A e B. F_i é a força de interação entre os conjuntos de blocos e pode ser obtida a partir de uma análise das condições de equilíbrio estático do conjunto de blocos B, sendo o seu fator de segurança expresso por:

$$FS_B = \frac{(W_{B,i} \cdot \cos \Psi + V_i \cdot \sin \Psi - U_{B,i} - F_i \cdot \sin[\phi_{AB} - \Psi]) \cdot \tan \phi}{W_{B,i} \cdot \sin \Psi - V_i \cdot \cos \Psi - F_i \cdot \cos[\phi_{AB} - \Psi]} \quad (12)$$

Supondo que as condições a partir das quais o conjunto de blocos B solicita o conjunto de blocos A são as que resultam num fator de segurança unitário, em coerência com uma situação de estado limite, a força transmitida ao conjunto de blocos A é dada por:

$$F_i = \frac{(W_{B,i} \cdot \cos \Psi + V_i \cdot \sin \Psi - U_{B,i}) \cdot \tan \phi - (W_{B,i} \cdot \sin \Psi - V_i \cdot \cos \Psi)}{\sin[\phi_{AB} - \Psi] \cdot \tan \phi - \cos[\phi_{AB} - \Psi]} \quad (13)$$

Substituindo a Equação 13 na Equação 11, as funções de desempenho $G_{3,i}(\mathbf{x}|T)$ são dadas por:

$$G_{3,i}(\Psi, \tan \phi | T) = ([W_{A,i} + W_{B,i}] \cdot \cos \Psi - [U_{A,i} + U_{B,i}] + T \cdot \sin \Psi) \cdot \tan \phi - [W_{A,i} + W_{B,i}] \cdot \sin \Psi + T \cdot \cos \Psi = G_0(\Psi, \tan \phi | T) \quad (14)$$

A Equação 14 reduz-se à Equação 8, pois as somas de $W_{A,i}$ e $W_{B,i}$ e de $U_{A,i}$ e $U_{B,i}$ são equivalentes, respetivamente, a W e U , qualquer que seja a localização da descontinuidade i que serve de plano de separação entre blocos. Assim, os modos de falha 2.i, caracterizados pela instabilidade do conjunto de blocos A, solicitado pelo conjunto de blocos B, também ele instável, é independente da descontinuidade vertical i e é equivalente à instabilidade dos blocos A e B em conjunto, situação equivalente à analisada na secção 3.

Note-se que, no caso em que as ações da água não são consideradas, $G_{1,i}$ reduz-se ao caso elementar ($\tan \phi - \tan \Psi$), diferindo de $G_{2,i}$ e G_0 apenas devido à parcela da força horizontal T . Uma vez que não se considera a hipótese de variação espacial das propriedades resistentes do plano de deslizamento, os modos de falha 1.i, que pressupõem a estabilidade do conjunto de blocos B e a instabilidade do conjunto de blocos A, tornam-se acontecimentos impossíveis devido à inexistência de pressão hidrostática na descontinuidade vertical que serve de plano de separação entre os conjuntos. Consequentemente, a formulação do problema enquanto sistema de componentes perde interesse nesse caso porque o único modo de falha mecanicamente admissível é relativo à instabilidade de todos os blocos em simultâneo, o que equivale ao caso analisado na secção 3. Por este motivo, só se analisa a situação que considera a existência da ação da água.

4.3 – Análise da fiabilidade e dimensionamento probabilístico do reforço

De acordo com a formulação desenvolvida anteriormente, contam-se 11 componentes que compõe o sistema, nomeadamente os que são descritos pelas funções de desempenho $G_{1,i}(\mathbf{x})$, $G_{2,i}(\mathbf{x}|T)$ e $G_0(\mathbf{x}|T)$, com $i = \{1, 2, \dots, 5\}$. Atendendo ao número considerável de eventos elementares definidos por 11 componentes (2^{11} eventos elementares), a utilização da Equação 4 para estimar a respetiva probabilidade poderia apresentar limitações de eficiência, para além de resultados incorretos em eventos de baixa probabilidade, como já discutido. Assim, de modo diferente do procedido na secção 3, optou-se por calcular a probabilidade de falha do sistema, e do consequente índice de fiabilidade, recorrendo a métodos de simulação, com amostragem adaptativa, tanto para a análise da fiabilidade como para o dimensionamento do reforço do talude. Neste último caso executou-se uma rotina de ciclo duplo, como definido na secção 2.4, onde, para valores da força aplicada pelo reforço que oscilam segundo o método da bisseção até convergirem para a solução final, se calcula o índice de fiabilidade respetivo novamente por métodos de simulação.

À semelhança do que se fez na secção 3, efetuou-se a análise da fiabilidade do sistema e o dimensionamento do reforço para valores crescentes da inclinação média da descontinuidade Ψ_m ($15^\circ \leq \Psi_m \leq 75^\circ$). Como critério de paragem do processo de simulação, definiu-se um valor objetivo do coeficiente de variação da estimativa da probabilidade de falha de 1%. O número de simulações necessárias para alcançar este valor foi variável, sendo inversamente proporcional à estimativa da probabilidade de falha. Para eventos de muito baixa probabilidade, da ordem de 10^{-7} (ou $\beta \approx 5,2$), foi possível atingir o valor pretendido do respetivo coeficiente de variação após alguns milhares de simulações, devido ao recurso a técnicas de amostragem adaptativa. Na Figura 11 mostram-se os resultados obtidos, para taludes classificados como de classe de consequências CC2, fazendo-se uma comparação com os resultados obtidos na análise do talude definido por um bloco.

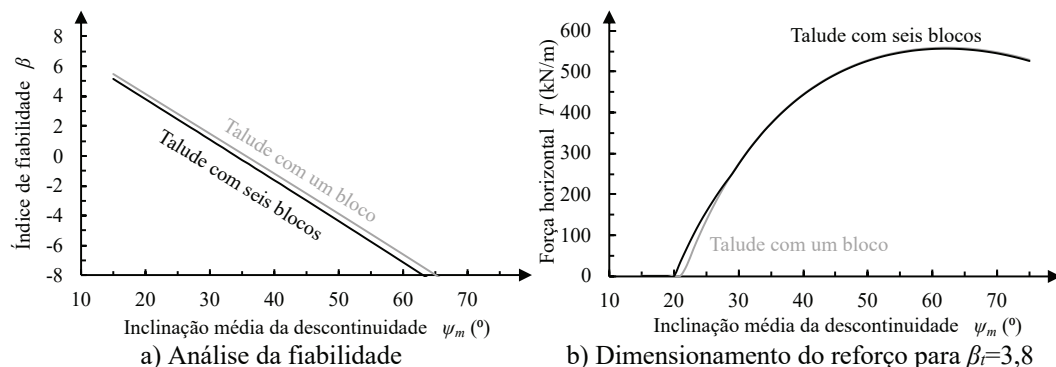


Fig. 11 – Resultados obtidos na análise de fiabilidade e dimensionamento do reforço do talude definido por um e por seis blocos.

A relação entre a inclinação média e os resultados, quer da análise da fiabilidade do sistema, quer do dimensionamento probabilístico do reforço, mantém o tipo de comportamento observado no caso do talude definido por um só bloco, sendo linear decrescente no primeiro problema e aproximadamente quadrática negativa no segundo. No entanto, constata-se, em primeiro lugar, a diminuição do índice de fiabilidade do talude na presença de uma família de descontinuidades paralela à sua face e na possibilidade de se instalarem pressões hidrostáticas nestas descontinuidades. Caso se considerasse que todos os blocos só poderiam instabilizar em simultâneo, de modo equivalente ao talude de um bloco, poder-se-ia concluir erroneamente que o talude cumpria os requisitos de fiabilidade.

É de notar que a formulação em sistemas de componentes só apresenta vantagem no dimensionamento do reforço para inclinações médias da descontinuidade abaixo de 30° . Com efeito, para inclinações superiores, os modos de falha 1.*i*, que reproduzem a separação dos blocos num conjunto instável e outro estável, são virtualmente impossíveis, em detrimento dos modos de falha 2.*i* que são equivalentes ao modo de falha do talude definido por um bloco, sendo a força necessária para estabilizar o talude a mesma.

Para melhor analisar o contributo de cada modo de falha, mostram-se, na Figura 12, as regiões de falha correspondentes aos modos de falha do talude definido por seis blocos para uma inclinação média da descontinuidade de $\Psi_m = 30^\circ$ (Figuras 12a a 12e). Recorda-se que nos modos de falha 1.*i*, a região de falha é definida pela intersecção das regiões limitadas por $G_{1,i} > 0$ e $G_{2,i} < 0$, enquanto nos modos de falha 2.*i*, a região de falha é definida pela intersecção das regiões limitadas por $G_{1,i} < 0$ e $G_0 < 0$ (ver Figura 9).

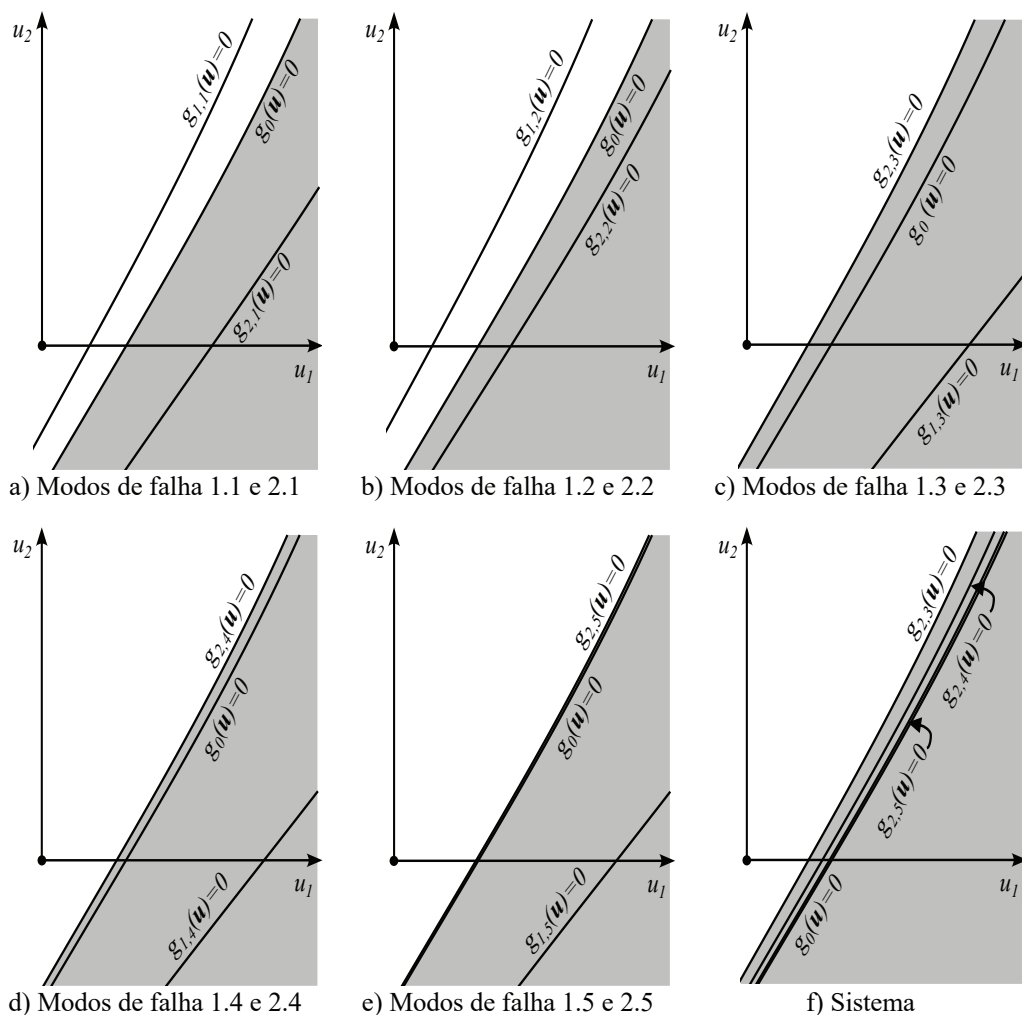


Fig. 12 – Regiões de falha de cada par de modos de falha do sistema relativo ao talude definido por seis blocos e caracterizado por uma inclinação média da descontinuidade de $\Psi_m = 30^\circ$.

Nota-se, em primeiro lugar, que as regiões de falha obtidas no caso das descontinuidades que se encontram à esquerda (para o exterior do talude) da secção do valor máximo das pressões hidrostáticas, nomeadamente a primeira ($i = 1$, Figura 12a) e segunda descontinuidades ($i = 2$, Figura 12b) servirem como plano de separação entre os blocos A e B, são limitadas pela componente descrita por G_0 . Este facto deve-se à prevalência do modo de falha 2.i nestas situações, porque a pressão hidrostática na descontinuidade vertical (V) é insuficiente para anular o efeito da pressão hidrostática no plano de deslizamento ($U_{B,i}$) do conjunto de blocos B, tornando o modo de falha 1.i, que pressupõe a separação do volume em dois conjuntos de blocos, um acontecimento impossível. Assim, só se afigura viável a instabilização dos conjuntos de blocos A e B em simultâneo (modo de falha 2.i).

Já no caso das descontinuidades que coincidem ou que se encontram à direita (para o interior do talude) da secção do valor máximo das pressões hidrostáticas, nomeadamente a terceira ($i = 3$, Figura 12c), a quarta ($i = 4$, Figura 12d) e quinta descontinuidades ($i = 5$, Figura 12e) servirem como plano de separação entre os conjuntos de blocos A e B, as regiões de falha são limitadas componente pela descrita por $G_{2,i}$. Este facto deve-se à prevalência do modo de falha 1.i nestas situações pois a pressão hidrostática na descontinuidade vertical (V) anula o efeito da pressão hidrostática no plano de deslizamento do conjunto de blocos B ($U_{B,i}$), permitindo que este conjunto de blocos permaneça estável com mais facilidade.

Finalmente, sobrepondo as regiões de falha definidas por cada modo de falha, o que se faz na Figura 12f, percebe-se que a componente descrita por $G_{2,3}$ condiciona a falha do sistema. Com efeito, quando a descontinuidade vertical coincidente com a secção do valor máximo das pressões hidrostáticas serve de plano de separação entre dois conjuntos de blocos, a pressão hidrostática nela instalada (V) é máxima, permitindo com mais facilidade que o conjunto de blocos A instabilize enquanto o conjunto de blocos B permanece estável. Estes resultados sugerem que o modelo do talude definido por blocos múltiplos poderia ser adequadamente simplificado para um modelo com dois blocos considerando a descontinuidade vertical que mais se aproxima da secção do valor máximo das pressões hidrostática como plano de separação.

5 – CONCLUSÕES

Este trabalho visou demonstrar a aplicabilidade de métodos probabilísticos na quantificação da segurança e no dimensionamento de taludes rochosos sujeitos a mecanismos de rotura planar, em específico no caso de maciços rochosos interretados por uma família de descontinuidades paralela à face do talude. Com esse propósito, o volume com potencial de instabilização foi idealizado como um modelo de blocos múltiplos, tendo-se desenvolvido uma formulação em sistemas de componentes para proceder à análise da fiabilidade sem recorrer a modelos numéricos. Como termo de comparação, analisou-se igualmente um modelo simplificado que considera o mesmo volume como um bloco único, supondo ser este o modelo utilizado habitualmente na análise da estabilidade de taludes rochosos sujeitos a mecanismos de rotura planar e no projeto das respetivas soluções de reforço.

Para o talude definido por um bloco único, verificou-se que o índice de fiabilidade varia linearmente com a inclinação média da descontinuidade, enquanto a força mínima necessária a aplicar pelo reforço para atingir um determinado índice de fiabilidade objetivo apresenta uma relação quadrática negativa com essa inclinação. Neste caso, testou-se ainda a existência das pressões da água, o que resultou numa redução significativa do índice de fiabilidade.

No caso de o talude ser definido por blocos múltiplos, situação resultante da existência de uma família de descontinuidades paralela à sua face livre, a análise da fiabilidade do sistema de componentes desenvolvido conduziu a índices de fiabilidade inferiores e a necessidades de reforço superiores aos do modelo definido por um bloco único, sobretudo para inclinações médias da descontinuidade mais reduzidas. Para inclinações mais elevadas, o modelo de blocos múltiplos tende

a comportar-se de forma equivalente ao modelo de um único bloco, uma vez que os modos de falha que reproduzem a separação física do volume com potencial de instabilização em dois conjuntos de blocos tornam-se virtualmente impossíveis.

Atendendo à prevalência dos modos de falha que reproduzem a separação do volume com potencial de instabilização pela descontinuidade vertical que mais se aproxima da secção de valor máximo da pressão hidrostática, os resultados obtidos sugerem ainda que o modelo de blocos múltiplos poderia ser adequadamente representado por um modelo simplificado de dois blocos, que teria uma formulação mais simplificada, tornando mais expeditos a análise da fiabilidade e o dimensionamento do reforço.

A análise da fiabilidade de um modelo simplificado de dois blocos já se encontra detalhada em Jiménez et al. (2006) ou Johari e Lari (2017), que se distinguem pelo método de aproximação da fiabilidade de sistemas adotado. No entanto, com a abordagem seguida neste trabalho, recorrendo a métodos de simulação e integrando técnicas de amostragem adaptativa, demonstrou-se ser possível obter estimativas altamente precisas do índice de fiabilidade do sistema de forma computacionalmente eficiente e utilizar modelos complexos, que resultam da interação de múltiplos blocos, no dimensionamento probabilístico do reforço de taludes rochosos. Este contributo é particularmente relevante no contexto da segunda geração dos Eurocódigos Estruturais, que reconhece explicitamente as vantagens dos métodos probabilísticos para a verificação dos estados limite de estruturas sensíveis a incertezas geométricas.

Apesar das hipóteses simplificativas utilizadas, os resultados obtidos revelam-se promissores para a aplicação deste tipo de abordagens a situações práticas de complexidade superior, que requeiram descrições mais completas das eventuais fontes de incerteza, a utilização de modelos estruturais mais exigentes e a modelação mais realista das estruturas de reforço do talude.

6 – AGRADECIMENTOS

Este trabalho integra-se no projeto MetProbRoc – Metodologias de ensaio e de observação, e estudos probabilísticos e de análise de fiabilidade em maciços rochosos (Proc. 0402/1102/24147) incluído no Plano de Investigação e Inovação 2021-2027 do LNEC.

7 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Baecher, G. B.; Christian J. T. (2003). *Reliability and statistics in geotechnical engineering*. John Wiley & Sons, Ltd, United Kingdom.
- Bucher, C. G. (1988). *Adaptive sampling - An iterative fast Monte Carlo procedure*. Structural Safety, 5 (2), pp. 119–126. [https://doi.org/10.1016/0167-4730\(88\)90020-3](https://doi.org/10.1016/0167-4730(88)90020-3)
- Dadashzadeh, N.; Duzgun, H. S. B.; Yesiloglu-Gultekin, N. (2017). *Reliability-based stability analysis of rock slopes using numerical analysis and response surface method*. Rock Mechanics and Rock Engineering, 50 (8), pp. 2119–2133. <https://doi.org/10.1007/s00603-017-1206-2>
- Der Kiureghian, A.; Zhang, Y.; Li, C.-C. (1994). *Inverse reliability problem*. Journal of Engineering Mechanics, 120 (5), pp. 1154–1159. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1994\)120:5\(1154\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1994)120:5(1154))
- Ditlevsen, O.; Madsen, H. O. (1996). *Structural reliability methods*. John Wiley & Sons, Ltd, United Kingdom.
- Duzgun, H. S. B.; Bhasin, R. K. (2009). *Probabilistic stability evaluation of Oppstadhornet rock slope, Norway*. Rock Mechanics and Rock Engineering, 42 (5), pp. 729–749. <https://doi.org/10.1007/s00603-008-0011-3>

- EN 1990-1 (2023). *Eurocode: Basis of structural and geotechnical design*. European Committee for Standardization, Belgium.
- EN 1997-1 (2024). *Eurocode 7: Geotechnical design – Part 1: General rules*. European Committee for Standardization, Belgium.
- EN 1997-2 (2024). *Eurocode 7: Geotechnical design – Part 2: Ground properties*. European Committee for Standardization, Belgium.
- EN 1997-3 (2025). *Eurocode 7: Geotechnical design – Part 3: Geotechnical structures*. European Committee for Standardization, Belgium.
- Fisher, R. A. (1953). *Dispersion on a sphere*. Proceedings of the Royal Society. A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 217 (1130), pp. 295–305. <https://doi.org/10.1098/rspa.1953.0064>
- Genz, A. (1993). *Comparison of methods for the computation of multivariate normal probabilities*. Computing Science and Statistics, 25, pp. 400–405.
- Hailperin, T. (1965). *Best possible inequalities for the probability of a logical function of events*. The American Mathematical Monthly, 72 (4), pp. 343–359. <https://www.jstor.org/stable/2313491>
- Hoek, E. (2007). *Practical rock engineering*. Rocscience Inc., Canada.
- Jimenez, R.; Sitar, N.; Chacón, J. (2006). *System reliability approach to rock slope stability*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 43 (6), pp. 847–859. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2005.11.011>
- Jimenez, R.; Sitar, N. (2007). *Rock wedge stability analysis using system reliability methods*. Rock Mechanics and Rock Engineering, 40 (4), pp. 419–427. <https://doi.org/10.1007/s00603-005-0088-x>
- Johari, A.; Lari, A. M. (2016). *System reliability analysis of rock wedge stability considering correlated failure modes using sequential compounding method*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 82, pp. 61–70. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2015.12.002>
- Johari, A.; Lari, A. M. (2017). *System probabilistic model of rock slope stability considering correlated failure modes*. Computers and Geotechnics, 81, pp. 26–38. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.07.010>
- JRC (Joint Research Centre); Van den Eijden, B.; Knuuti, M.; Lesny, K.; Löfman, M.; Mavritsakis, A.; Roubos, A.; Schweckendiek, T.; Sciaretta, F.; Ebener, A.; Escher, K.; Spross, J.; Commend, S.; Hehenkamp, M.; Arnold, P.; Wilhelm, S.; Ene, A.; Rimoldi, R.; Pereira, R. (2024). *Reliability-based verification of limit states for geotechnical structures*. Schweckendiek, T. (Ed), Publications Office of the European Union, Luxembourg. <https://doi.org/10.2760/1342542>
- Kumar, A.; Pandit, B.; Tiwari, G. (2022). *Reliability-based stability analysis of large rock slopes with different failure mechanisms using response surface methodology*. Environmental Earth Sciences 81, 511. <https://doi.org/10.1007/s12665-022-10624-1>
- Low, B. K. (1997). *Reliability analysis of rock wedges*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 123 (6), pp. 498–505. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(1997\)123:6\(498\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(1997)123:6(498))

- Low, B. K. (2007). *Reliability analysis of rock slopes involving correlated nonnormals*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 44 (6), pp. 922–935. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2007.02.008>
- Muralha, J.; Trunk, U. (1993). *Stability of rock blocks – Evaluation of failure probabilities by the Monte Carlo and first order reliability methods*. Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering – Proceedings of the 2003 ISRM International Symposium (EUROCK'93), Balkema, the Netherlands.
- Park, H.-J. (2000). *Probabilistic approach of stability analysis for rock wedge failure*. Economic and Environmental Geology, 33 (4), pp. 295–307.
- Park, H.-J.; West, T. R. (2001). *Development of a probabilistic approach for rock wedge failure*. Engineering Geology, 59 (3-4), pp. 233–251. [https://doi.org/10.1016/S0013-7952\(00\)00076-4](https://doi.org/10.1016/S0013-7952(00)00076-4)
- Tiwari, G.; Latha, G. M. (2019). *Reliability analysis of jointed rock slope considering uncertainty in peak and residual strength parameters*. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 78 (2), pp. 913–930. <https://doi.org/10.1007/s10064-017-1141-1>
- Wyllie, D. C.; Mah, C. W. (2004). *Rock slope engineering: Civil and mining*. 4ª Edição, Spon Press, USA.