

5

Modelagem de taludes em processos de tombamento e comparação com métodos analíticos físicos e semi-analíticos

Para a modelagem do problema de tombamento seguiu-se uma abordagem progressiva, comparando os métodos analíticos encontrados na literatura para tombamentos de bloco, para tombamentos do tipo flexural e para o tombamento do tipo bloco-flexural. Tendo esses métodos resumidos no capítulo 2, esta avaliação foi feita para a verificação da resposta do PFC2D na reprodução dos fenômenos descritos por eles.

Os deslocamentos e forças geradas pela flexão e tombamento de blocos no talude são considerados processos principais para a análise bloco-flexural; para isso foi feita a modelagem de estabilidade de bloco proposto em 1976 por *Goodman e Bray* [24], e posteriormente, a modelagem do protótipo físico proposto por *Adhikary et al.* para o tombamento do tipo flexural [2], avaliando a deformação e caracterizando a fratura desenvolvida no modelo. Depois do estudo desses processos, o problema do tombamento bloco-flexural é avaliado acrescentando uma falha não persistente e semi-transversal às descontinuidades preexistentes dentro do talude proposto em [2]. Esta nova descontinuidade elimina a resistência à flexão de algumas colunas, mudando o comportamento delas como blocos soltos, fazendo com que o sistema se comporte como um processo bloco-flexural.

5.1

Análise do tombamento de um bloco sobre uma base inclinada

A análise do comportamento de um bloco sobre uma base inclinada foi estudado em 1986 pelo *Sagaseta* [37], baseado em uma formulação pseudo estática; posteriormente o comportamento de uma coluna rochosa composta por vários blocos foi estudada por *Aydan et al.* em [8], baseado nas condições propostas pelo autor nomeado anteriormente. Considerando-se a coluna composta por blocos, e que ela movimenta-se como um todo, as condições de estabilidade e instabilidade propostas no ultimo trabalho são resumidas em:

- Caso 1: Condição contra deslizamento e tombamento simultâneo:

$$\begin{aligned} \tan\alpha &\leq \tan\phi \\ \tan\alpha &\leq \tan\theta \end{aligned} \quad (5-1)$$

- Caso 2: Só deslizamento:

$$\begin{aligned} \tan\alpha &\geq \tan\phi \\ \tan\phi &\leq \tan\theta \end{aligned} \quad (5-2)$$

- Caso 3: Só tombamento:

$$\frac{\tan\alpha(1 + \tan^2\theta) + 3\tan\theta(\tan\alpha\tan\theta + 1)}{3(\tan\alpha\tan\theta + 1) + (1 + \tan^2\theta)} \leq \tan\phi \quad (5-3)$$

$$\tan\alpha \geq \tan\theta$$

- Caso 4: Tombamento e deslizamento durante o tombamento:

$$\frac{\tan\alpha(1 + \tan^2\theta) + 3\tan\theta(\tan\alpha\tan\theta + 1)}{3(\tan\alpha\tan\theta + 1) + (1 + \tan^2\theta)} \geq \tan\phi \quad (5-4)$$

$$\tan\phi \geq \tan\theta$$

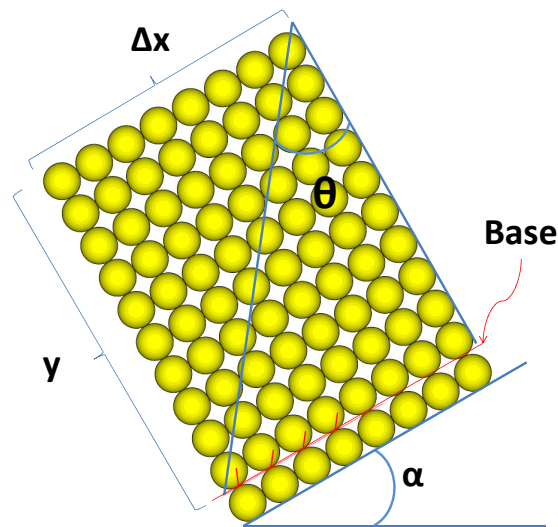


Figura 5.1: Bloco exposto ao tombamento.

onde:

- ϕ : Ângulo de atrito.
- α : Inclinação da base.
- θ : Arco tangente da relação altura da coluna versus comprimento dela.

As equações 5-1 a 5-4 representam as condições de estabilidade para as diferentes combinações de tombamento e deslizamento.

Distribuições de partículas arranjadas de um jeito simétrico e ordenado interligadas através do parallel bond são usadas para formar a geometria dos blocos. Valores elevados no módulo de deformabilidade entre partículas e contactos são empregados para diminuir a influência das deformações do corpo dentro do cálculo do PFC2D.

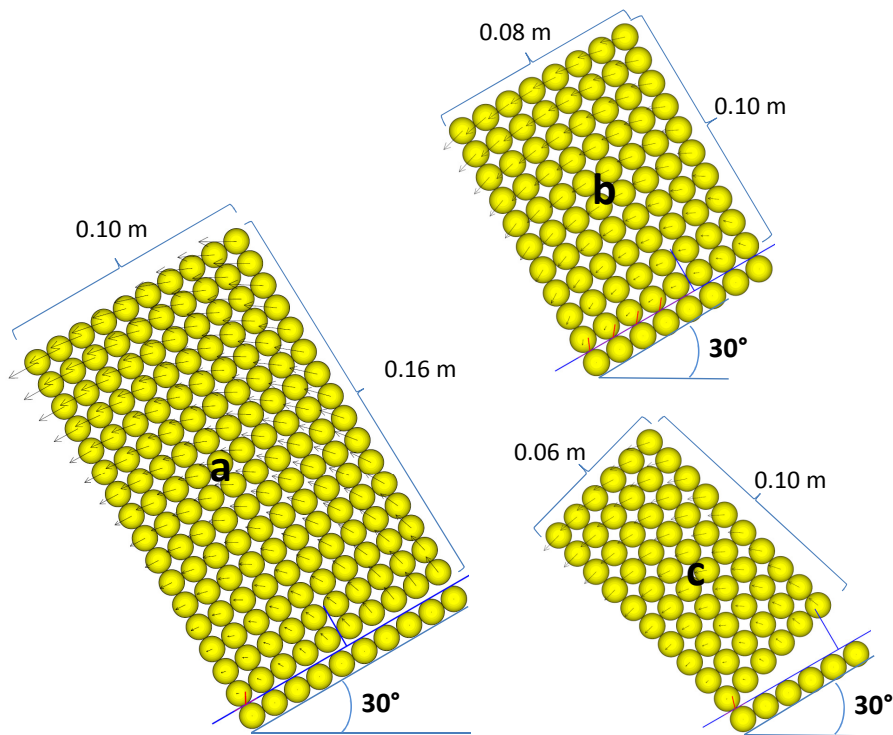


Figura 5.2: Blocos avaliados contra o tombamento. a. $\theta = 32^\circ$; b. $\theta = 38,65^\circ$; c. $\theta = 31^\circ$

Segundo a formulação de *Goodman e Bray* em [24], na figura 5.2 o bloco “a” encontra-se em equilíbrio; no entanto, essas mesmas dimensões avaliadas na formulação no trabalho desenvolvido em 1989 por *Aydan et al.* [8] e no PFC2D resultam em instabilidade e o subsequente tombamento. O bloco “c” também encontra-se em instabilidade contra o tombamento mesmo que a equação 2-1 seja atendida. Na figura 5.3 estão representados os deslocamentos no eixo x das partículas superiores que ficam no vértice de cada bloco. Aqui, pode-se observar que somente o bloco “b” encontra-se em estabilidade contra o tombamento; os blocos “a” e “c” apresentam um acréscimo na velocidade no eixo x , já que o declive das curvas continuam inclinadas durante o processo de

cálculo.

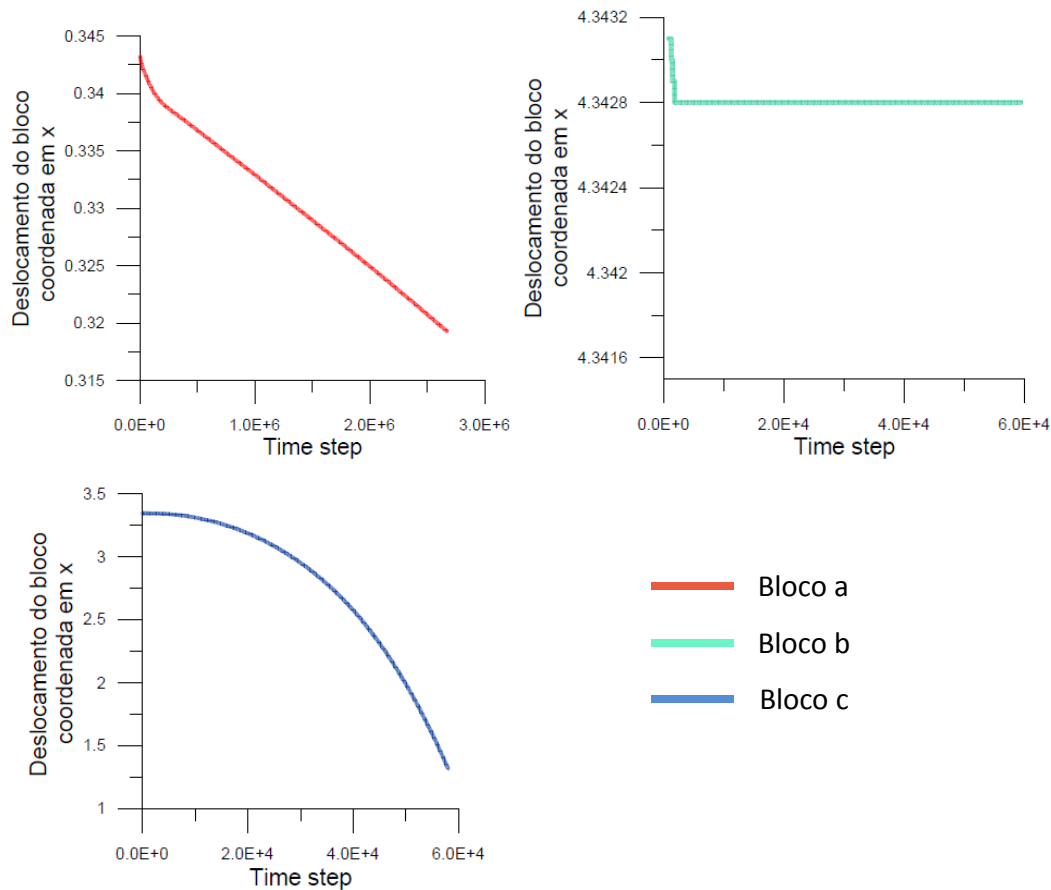


Figura 5.3: Curvas do deslocamento do vértice superior de cada bloco na coordenada “X” versus o time step.

Após da avaliação, as conclusões indicam que o arranjo de partículas e o modelo de contacto propostos para representar o sólido, permitem reproduzir as condições de estabilidade propostas por *Sagaseta* [37], e portanto, tais condições parecem ser adequadas para avaliação analítica ao tombamento e/ou deslizamento simultâneos.

5.2

Problema do tombamento de blocos em uma base do tipo escada

Um sistema de blocos superpostos sequencialmente em bases inclinadas que apresentam uma forma de escada [24], foi proposta por Goodman e Bray, para calcular a força resultante no bloco que encontra-se no pé do talude, através da formulação analítica de equilíbrio limite proposta por Hoek e Bray em [28]. Se aquela força resultante for igual a zero, então o sistema encontra-se

no equilíbrio limite; forças menores a zero indicam que o sistema encontrará-se em condições de estabilidade, e forças maiores a zero indicam o colapso do sistema.

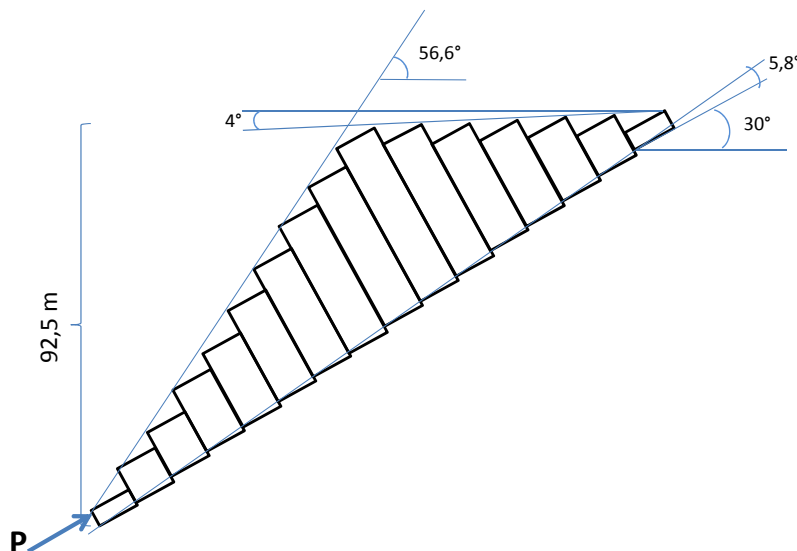


Figura 5.4: Tombamento de bloco em uma base inclinada do tipo escada *Goodman e Bray* [24].

A condição de equilíbrio limite, mantendo constante a geometria do talude apresentado na figura 5.4, apenas é atendida por um valor no ângulo de atrito de $\phi = 38,155^\circ$.

Para avaliar o mesmo problema no PFC2D, considerou-se um arranjo de partículas simétrico e ordenado em uma forma quadrangular, (ver figura 5.5); as partículas são interligadas através de contactos do tipo parallel-bond e contact-bond, os dois tipos de contactos possuem valores de coeficiente de deformabilidade elevados para o cálculo não ser influenciado pelas deformações.

Após da montagem do modelo numérico, o valor do ângulo de atrito sugerido pela formulação analítica para cumprir o equilíbrio limite foi avaliado ($\phi = 38,155^\circ$). Como pode se perceber na figura 5.6, a velocidade medida no bloco numero 1, (ver figura 5.5), tem uma tendência de aumento; no entanto, para um valor igual a $\phi = 38,182^\circ$ o mesmo bloco apresenta uma velocidade com tendência a um valor nulo. Valores menores ao último valor citado irão dar condições de instabilidade; esta condição pode ser sustentada concordando com o acréscimo das velocidades do último bloco na figura 5.6 para os valores de $\phi = 38,16^\circ$ e $\phi = 38,17^\circ$.

O valor mais conservativo, porém muito próximo que sugere o PFC2D, a diferença do ângulo sugerido pelo método analítico [28], basea-se no fato que o cálculo numérico feito no PFC2D assemelha-se mais ao resultado de uma formulação pseudo-estática.

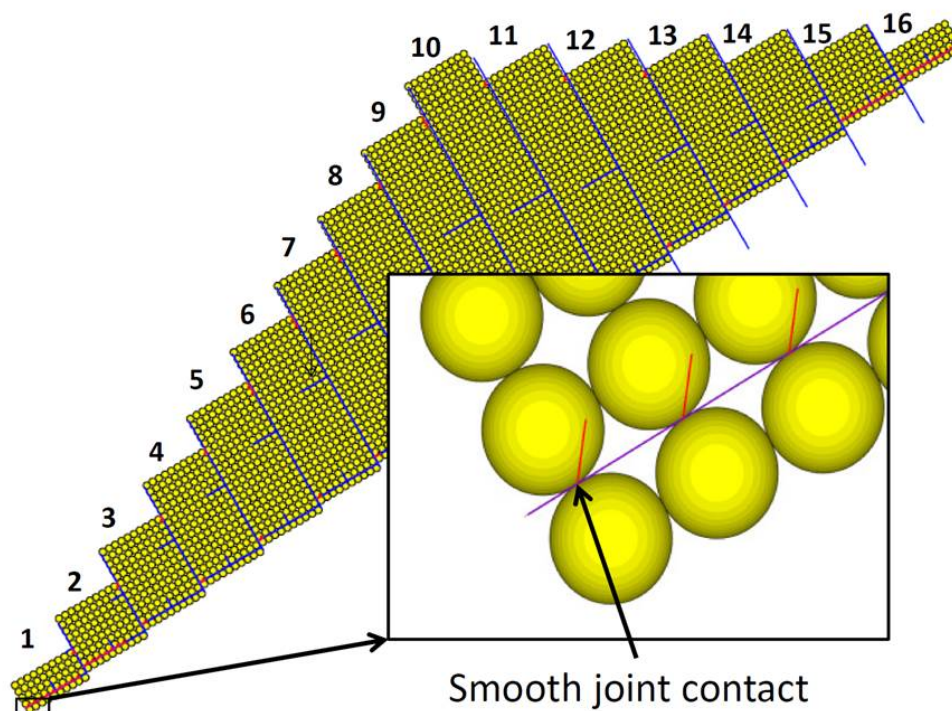


Figura 5.5: Modelamento no PFC do tombamento de bloco em uma base do tipo escada Goodman e Bray [24].

O Pfc2D, considera a interação das partículas como um processo dinâmico com estados de equilíbrio desenvolvidos enquanto as forças internas equilibrarem. O comportamento dinâmico é representado numericamente através de “time steps” que consideram as velocidades e acelerações das partículas constantes dentro de cada um deles. Cada “time step” dentro da formulação do DEM, é idealizado tão pequeno que as perturbações geradas pela movimentação de uma partícula apenas afeta às partículas vizinhas em contacto.

5.3

Tombamento flexural pelo método de Aydan e Kawamoto

O presente método analítico tenta avaliar a estabilidade dos taludes de rocha, baseado na resistência dos componentes colunares submetidos a tensões de tração por processos de flexão. A ideia geral radica no conceito de que o colapso do talude pode acontecer quando a última coluna inferior que fica no pé do talude rompe pela ação da tensão de flexão (equação 2-5). Neste ponto a coluna não oferece mais resistência às forças resultantes que agem nela, transferindo as tensões do sistema às colunas superiores, gerando-se consequentemente também a ruptura nelas.

A equação desenvolvida para o cálculo da força resultante externa,

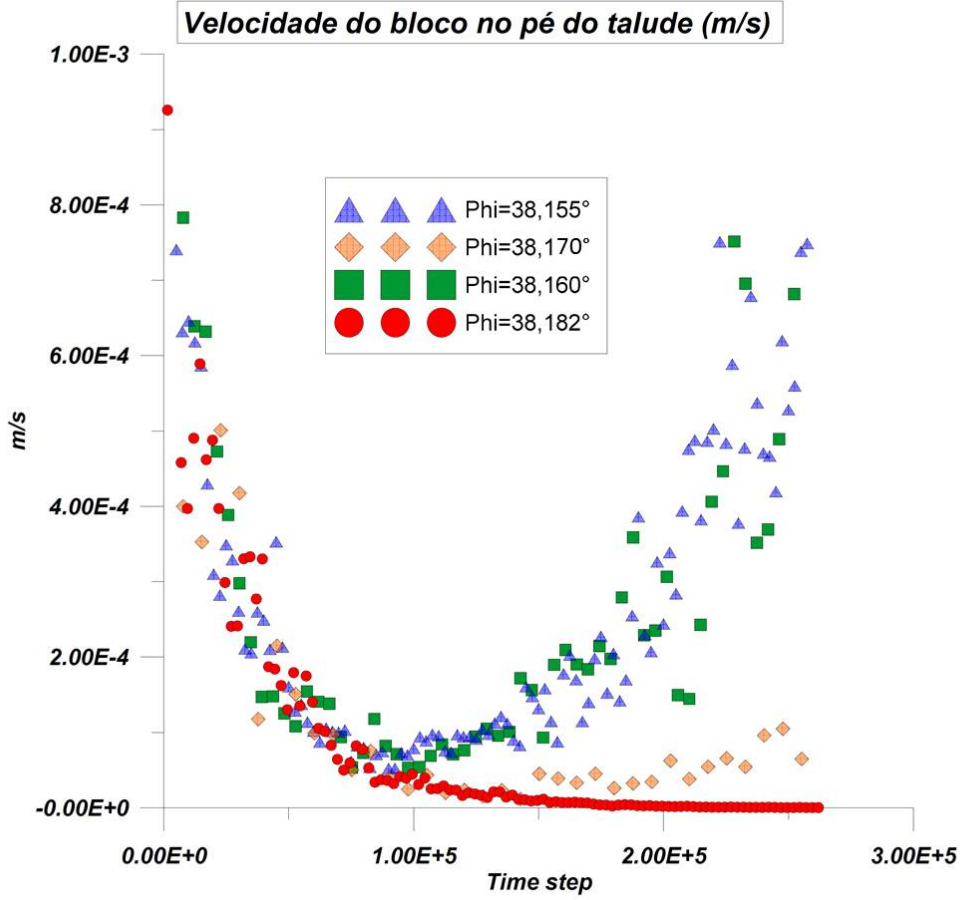


Figura 5.6: Velocidades do bloco no pé do talude com diferentes ângulos de atrito avaliados no PFC2D, para o problema de toppling *Goodman e Bray* [24].

apresenta-se na equação 5-5. O cálculo é progressivo começando desde a coluna superior no topo do talude que apresenta condições de instabilidade pelo próprio peso, até a última coluna que fica no pé do talude.

Este método, por ter uma formulação consistente com a mecânica do corpo rígido não considera deformação nenhuma, e as propriedades de deformabilidade das fraturas como também as propriedades elásticas do material são desconsideradas.

$$P_{i-1} =$$

$$\frac{P_{i+1}(\eta h_i - \mu \frac{t_i}{2}) + S_i \frac{\bar{h}_i}{2} + \{u_i^b l_{bi} + U_{i+1}^s l_i - U_{i-1}^s l_{i-1}\} - \frac{2I_i}{t_i} \left(\frac{\sigma_t}{FS} + \frac{N_i - U_i^b}{A_i} \right)}{\left(\eta h_{i-1} + \mu \frac{t_i}{2} \right)} \quad (5-5)$$

σ_t (KPa)	σ_c (KPa)	E (MPa)	ν	γ KN/m ³	ϕ (°)	H (mm)	t (mm)	ψ (°)
4	11.4	3.02	0.35	12.4	40	150	30	90

Tabela 5.1: Propriedades do material avaliado no processo de tombamento flexural Aydan e Kawamoto [7].

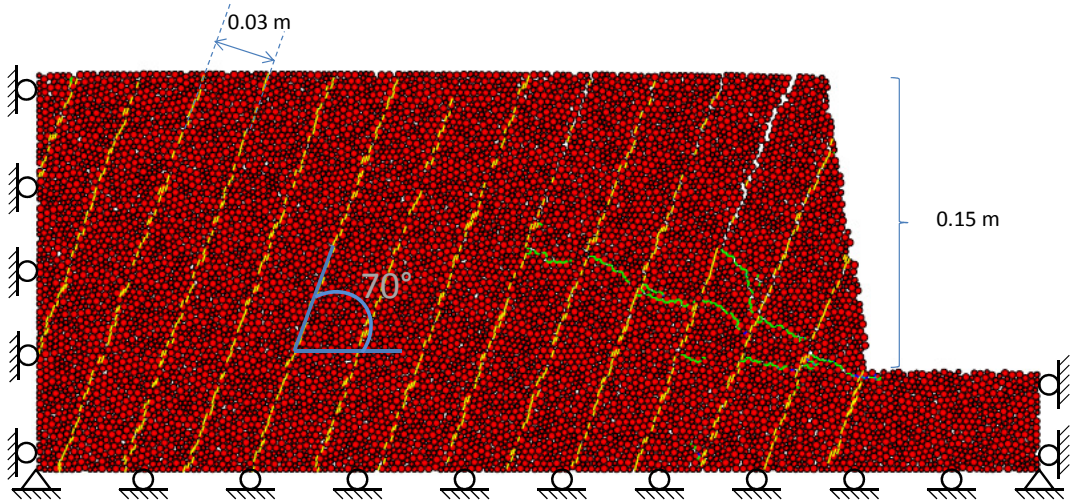


Figura 5.7: Modelamento do tombamento flexural segundo Aydan e Kawamoto [7], considerando as condições de contorno.

O comportamento ao tombamento flexural do talude apresentado na figura 5.7 com as características descritas na tabela 5.1 que são calculadas mediante os micro-parâmetros da tabela 4.2, exposto a um ensaio de base friccional proposto por Aydan e Kawamoto em [7], foi avaliado mediante a abordagem analítica e numérica. Mantendo as características intrínsecas do maciço rochoso, isto é, as propriedades da rocha e as características das falhas, e definindo uma altura determinada para o talude, define-se um ângulo do talude que fornece estabilidade ao sistema. Segundo a formulação de Aydan e Kawamoto o ângulo da face que resulta no equilíbrio limite é de 80° (ver anexo A). Isso significa que qualquer ângulo maior a esse valor resultará em colapso.

As mesmas condições geométricas foram modeladas através de uma distribuição aleatória de partículas com raio variável. Estas partículas são empacotadas em um recipiente quadrangular composto por paredes com rigidezes equivalentes à média das rigidezes das partículas presentes no sistema. O procedimento de geração de material está definido na seção 4.1. Para a calibração das propriedades do material, ensaios de compressão simples e de tração direta foram realizados [30].

Uma vez conformada a geometria quadrangular inicial do modelo, a parede que forma o limite superior do arranjo das partículas é eliminada e o sistema é levado ao equilíbrio de forças. Logo, para gerar o perfil do talude,

5 estágios de cortes horizontais são realizados sequencialmente desde o topo do talude até o pé dele; deixando que o sistema atinja o equilíbrio de forças durante cada estágio; isto é, para que a liberação de tensões nas partículas seja feita de uma maneira gradual e possa se reduzir os efeitos de uma liberação abrupta de forças.

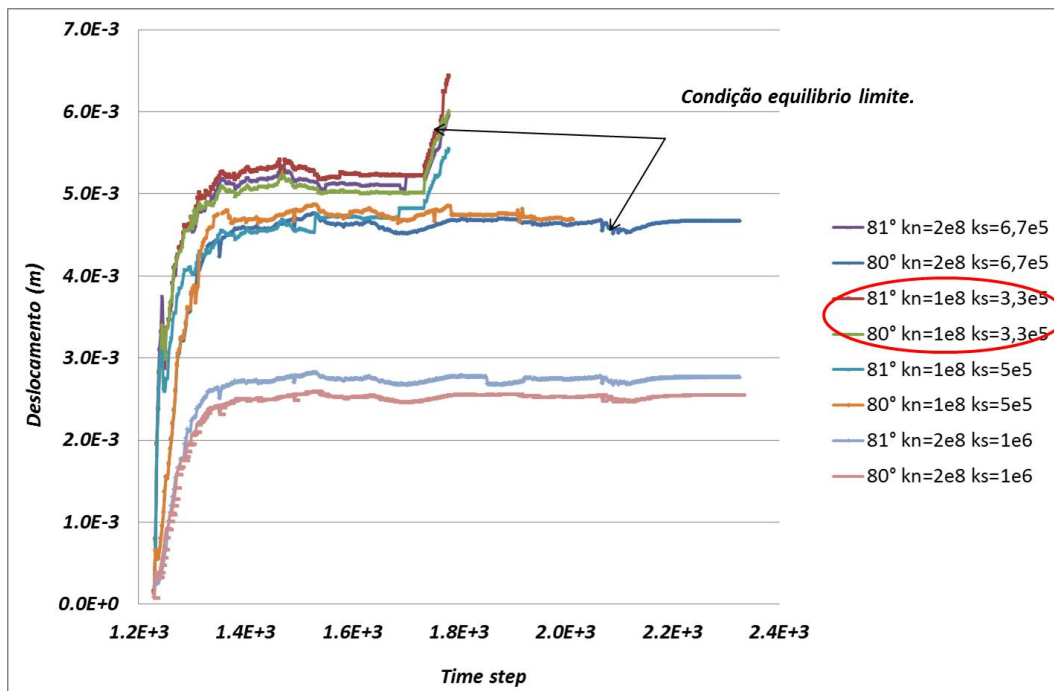


Figura 5.8: Deformação apresentada no topo do talude vs o time step para diferentes valores de rigidezes.

Os planos de fraqueza foram concebidos através de um conjunto de contactos do tipo smooth-joint entre duas partículas que ficam em cada face oposta da junta, os pares de partículas são agrupados até constituir o comprimento total da fratura.

No entanto, sendo bem conhecidos os fatos onde:

- Os deslocamentos relativos entre duas superfícies de contacto são controlados pelas rigidezes além do ângulo de atrito [9].
- E a distribuição geométrica e as propriedades mecânicas são usualmente as características que governam a estabilidade dos taludes rochosos além das propriedades da rocha [8].

Foi lógico esperar, que as propriedades mecânicas das juntas no modelo numérico apresentassem um controle considerável na estabilidade. Para isso, varias relações entre k_n e k_s dos contactos do tipo smooth-joint que conformam

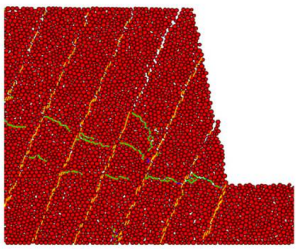
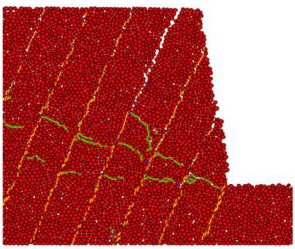
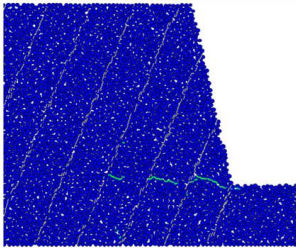
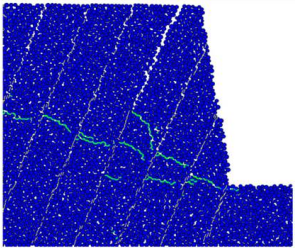
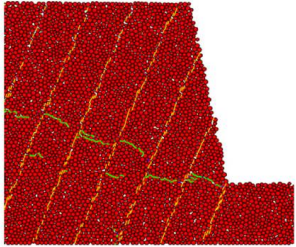
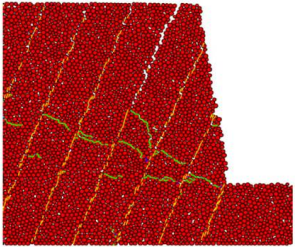
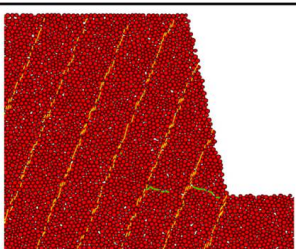
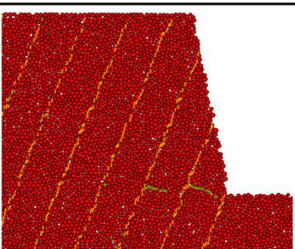
Ângulo talude = 80°	Ângulo talude = 81°	Relação kn/ks
		kn/ks=300 kn = 1,0e8 Pa/m ks = 3,33e5 Pa/m
		Condição equilíbrio limite kn/ks=300 kn = 2,0e8 Pa/m ks = 6,67e5 Pa/m
		kn/ks=200 kn = 1,0e8 Pa/m ks = 5,0e5 Pa/m
		kn/ks=200 kn = 2,0e8 Pa/m ks = 1,0e6 Pa/m

Figura 5.9: Avaliação na estabilidade do modelo numérico com diferentes valores de rigidez nas fraturas.

as fraturas foram avaliadas ($\frac{k_n}{k_s} = 50, 100, 200$ e 300), até atingir a estabilidade do talude com um ângulo de 80° , (ângulo definido pela formulação analítica para o equilíbrio limite do sistema). Logo, verificou-se o comportamento do talude com cada relação entre as rigidezes com o ângulo de 81° , que segundo a formulação analítica levaria ao colapso do talude. Na figura 5.9, observa-se as variações no comportamento do modelo com as variações indicadas previamente.

Depois de analisar os diferentes resultados a respeito da deformação apresentada no topo do talude (ver Fig. 5.8), conclui-se que o melhor comportamento em condições de equilíbrio limite é representado pela relação $\frac{k_n}{k_s} = 300$, quando $k_n = 2,0e8$ Pa/m, e $k_s = 6,67e5$. Outros valores geraram propagações de

fraturas consideráveis, ou estabilidade independentemente do ângulo da face do talude.

5.4

Tombamento flexural em modelos físicos

Adhikary et al. [1], realizaram uma serie de ensaios físicos para estudar o comportamento do tombamento flexural de taludes com materiais de diferentes propriedades mecânicas como módulo de Young, Poisson, resistência à compressão e à tração, como também diferentes ângulos de atrito entre as fraturas; porém, as rigidezes de estas mesmas não foram determinadas. Na análise numérica através da teoria de Cosserat [2], que mais tarde foi empregada para a abordagem do mesmo problema no trabalho de (*Adhikary e Dynski* [3], as rigidezes normais e cisalhantes das fraturas são assumidas do mesmo valor do que a rigidez normal e cisalhante do material intacto respectivamente. Por outro lado *Alzo'ubi et al.*, fazendo uso do programa UDEC para a abordagem do problema descrito anteriormente, empregou valores diferentes na faixa de 20 a 80 GPa/m para K_n e valores de 10 a 40 GPa/m para K_s das fraturas, dentro de essa faixa a análise numérica demonstrou uma insensibilidade no resultado final enquanto a estabilidade do talude [4]. A diferença dos trabalhos anteriores, as rigidezes das fraturas do modelo numérico criado no PFC2D, sugerem ter uma influencia importante.

Devido as fraturas serem modeladas através de contactos do tipo Smooth-joint entre partículas que ficam de cada lado da descontinuidade, Itasca define o máximo valor das rigidezes k_n e k_s do modelo de contato para se usar. Este valor deve ser menor a 10 vezes o valor da rigidez equivalente dos contactos adjacentes à falha, isto é, o valor das rigidezes dos contactos que conformam a rocha sintética. Se o valor da rigidez normal e cisalhante do smooth-joint excedesse essa relação o tempo de solução será significativamente acrescentado sem apresentar mudança nenhuma no modelo [30]. Por outro lado, parece não ter nenhuma restrição em quanto ao valor minimo da rigidez a se usar, sempre e quando esta fique dentro de uma faixa razoável a respeito das rigidezes apresentadas pelas fraturas das rochas na natureza.

5.4.1

Modelagem numérica do talude físico

O modelo foi gerado do mesmo jeito definido na secção 5.3 para o problema do *Aydan e Kawamoto*, porém as macro-propriedades e a geometria do modelo foram ajustados as características listadas na tabela 5.2 mediante os micro-parâmetros apresentados na tabela 5.3.

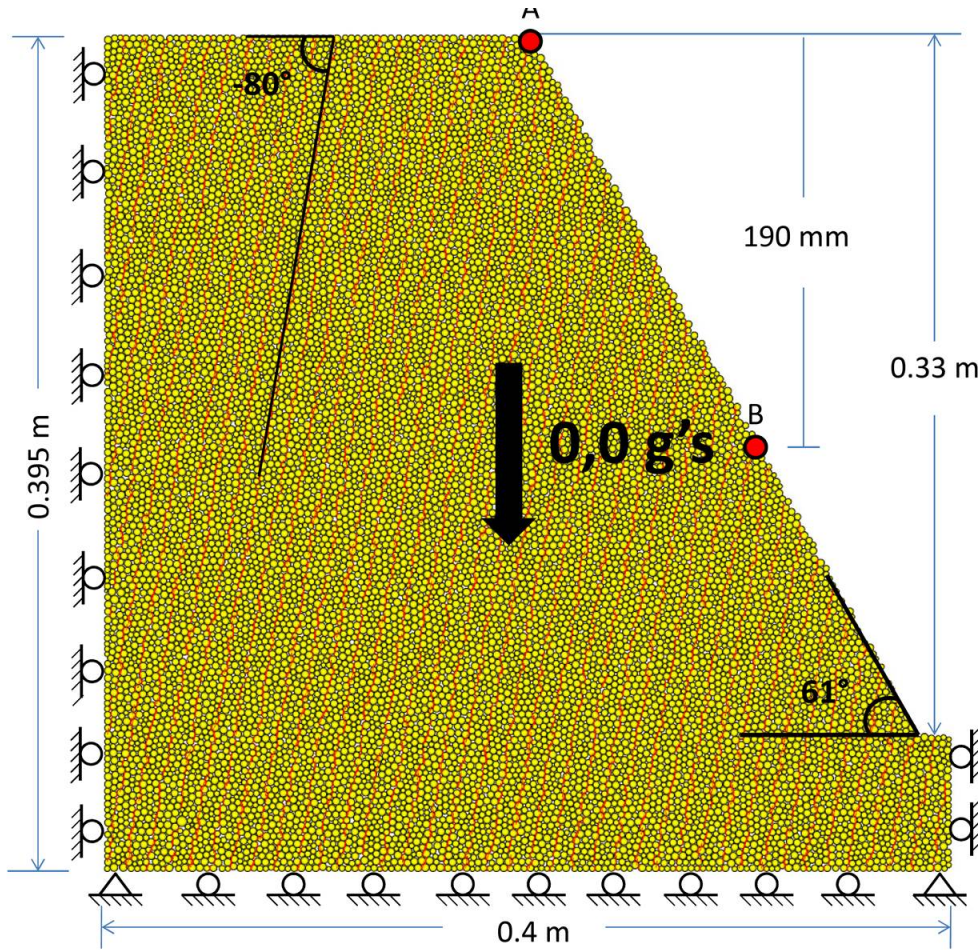


Figura 5.10: Modelo numérico, condições de contorno e condições iniciais, talude físico estudado por Adhikary et al. [1]

Para calibrar as propriedades de resistência da rocha sintética realizaram-se ensaios de tração direta e compressão simples desenvolvidos pelo Itasca, [30]. Devido a altura do modelo, 10 estágios de corte foram empregados para a conformação da geometria final da face do talude, isso para eliminar os efeitos de liberação abrupta de forças no sistema. A figura 5.10 apresenta o modelo em condições iniciais e as suas condições de contorno.

Simulando os incrementos da gravidade que foi submetido o modelo físico, incrementos de cada 2 g's foram aplicados no modelo numérico até atingir a ruptura dele.

Usando um raio médio de partícula de $\tilde{R} = 1,59 \text{ mm}$, a rigidez normal e cortante do modelo de contato do tipo smooth-joint que possui uma deformabilidade próxima da rocha intata é:

$$k_n = k_s \approx \frac{E}{L} \approx \frac{E}{\tilde{D}} = \frac{2,4 \times 10^9 \text{ Pa}}{2 \times 1,59 \times 10^{-3} \text{ m}} = 7,52 \times 10^{11} \text{ Pa/m} \quad (5-6)$$

Tendo o valor da equação 5-6 como referência, quatro combinações de valores para as rigidezes das fraturas foram empregadas: $k_n, k_s = 1 \times 10^{10} \text{ Pa/m}$;

σ_t (MPa)	σ_c (MPa)	E (GPa)	ν	γ KN/m ³	ϕ (°)	H (mm)	t (mm)	ψ (°)
1,1-1,4	7,6	2,2-2,6	0,16	23,8	22-26	330	10	61

Tabela 5.2: Propriedades do material avaliado e o talude sujeito a tombamento flexural Adhikary et al. [1]

	coesão (Pa)	σ_t (Pa)	E (Pa)	k_n Pa/m	k_s Pa/m	μ (tan(ϕ))	Dilatância (°)
Flat-joint	7,0e6	1,7e6	2,7e9	–	–	0,5	0
linear contact	–	–	2,7e9	–	–	0,5	0

Tabela 5.3: Micro-propriedades dos modelos de contato empregados na calibração do material do ensaio físico .

1e11 Pa/m; 1e12 Pa/m; 1e13 Pa/m.

Os resultados em termos de deslocamentos no eixo “**x**” medidos no topo do talude, e o número de gravidades no momento da ruptura estão apresentados na figura 5.11. Analisando o gráfico, o valor de k_n , k_s 1e12 Pa/m nas fraturas, parece apresentar uma melhor concordância com a curva de deslocamento e o número de gravidades no momento da ruptura apresentado por *Adhikary et al.* [1]. Para valores de k_n , k_s iguais a 1e10 e 1e11, existe uma deformabilidade maior e apresenta um número acrescentado de 66 e 82 vezes a força da gravidade respectivamente.

Enquanto a restrição estabelecida pelo Itasca para o valor máximo das rigidezes do smooth-joint. para o cálculo da rigidez tem se uma rigidez promédio do contacto de $k_n = 1e10$ Pa.m (rigidez da partícula), e uma rigidez no contato do tipo flat-joint igual a $k_n = 1.811e12$ Pa/m; considerando o diâmetro médio da partícula igual a 3.19e-3 m como a área de contacto, dá como resultado uma rigidez equivalente de:

$$\frac{1e10}{3.19e-3} + 1.811e12 = 4.94e12 Pa/m \quad (5-7)$$

A respeito da equação 5-7, os valores de rigidez usados nas simulações ficam dentro da restrição estabelecida por Itasca [30] concernente ao máximo valor das rigidezes exceto pelo valor de k_n , $k_s = 1e13$; o valor referido apresentou um cálculo errôneo, mostrando uma deformabilidade muito maior para valores de gravidade menores e um incremento significativo no tempo de cálculo.

Considerando os comportamentos descritos anteriormente, é possível concluir que as rigidezes normais e cisalhantes das fraturas são fatores que influem

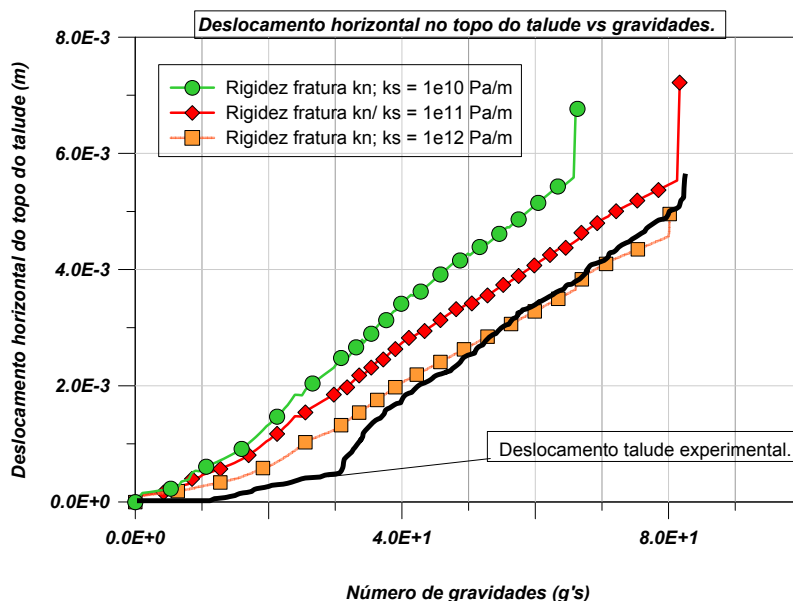


Figura 5.11: Deslocamentos horizontais do ponto “A” da simulação numérica do talude do trabalho de Adhikary et al. [1] para diferentes valores de rigidez nas descontinuidades.

na deformação e estabilidade do talude no PFC2D, juntamente com o ângulo de atrito e das propriedades da rocha intata como relatam os trabalhos numéricos realizados por Adhikary e Alzo'ubi [3 , 4]; isso porque o deslizamento entre colunas está diretamente controlado pelas combinações de esses parâmetros além da componente friccional. Tal deslizamento pode levar às componentes colunares a deformações por flexão, que por sua vez, leva à rocha ao falhamento por tração. Então parece razoável estabelecer que maiores valores de rigidez normal incrementam as forças intercolunares, que consequentemente podem restringir o deslizamento entre colunas. Adicionalmente, valores menores na rigidez cisalhante permitem maiores deformações por flexão que geram tensões de tração na coluna, podendo levar ela à ruptura de um modo tratório.

Na figura 5.12 é apresentada a aproximação das duas superfícies de falha pelo método experimental e numérico; a diferença entre os declives das fraturas é de 5,0° graus aproximadamente. Adhikary na abordagem numérica do problema empregou um valor de coesão de 5,0 KPa entre as descontinuidades para igualar os declives entre as fraturas [3]. Do mesmo jeito na abordagem do problema através do UDEC, um valor de coesão entre as fraturas de 15 KPa é empregado para acrescentar o angulo de declive da fratura; porém, ainda apresentou uma diferença aproximada de 5.0° graus abaixo da superfície de fratura experimental; aliás, apresenta uma mudança na deformação do talude [4] . Na figura 5.13 se apresentam as distribuições de tensões dentro do modelo; neste gráfico pode se observar a zona de compressão e de flexão, como também a fratura que fica numa faixa dentro de 3 a 4 cm desde a zona de compressão.

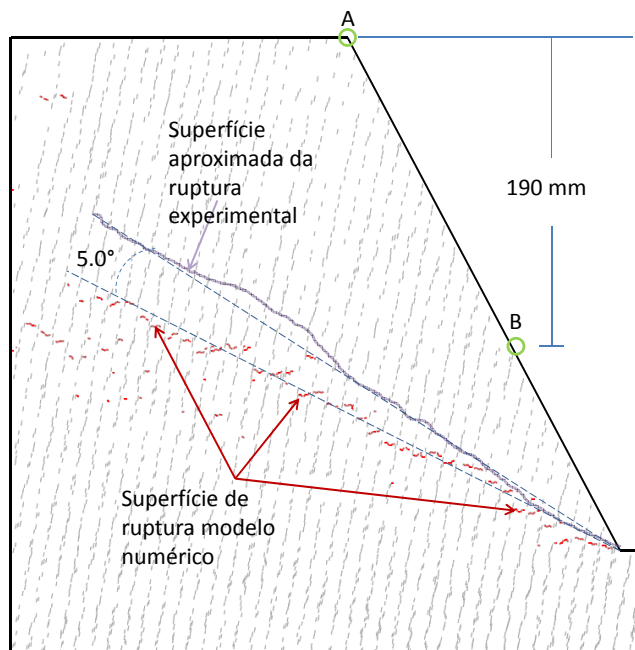


Figura 5.12: Comparação entre as superfícies de fratura do modelo físico e o modelo numérico. Apresentação dos pontos de monitoramento “A” e “B”.

5.5

Tombamento bloco-flexural

Considerando o mesmo talude da seção anterior, (isto é, mesma geometria e propriedades) e com uma largura unitária; uma falha secundária com as mesmas propriedades das falhas pré-existentes, porém, com uma característica não contínua e quase-transversal a estas últimas é considerada começando no pé do talude. Esta falha cria blocos livres entre duas colunas para reproduzir as condições de tombamento bloco-flexural proposto por Amini et al. [5], (ver figura 2.8 e 5.14).

Uma vez configurado o modelo com a nova descontinuidade, ele é submetido a incrementos de gravidade de 2 g's até atingir a ruptura.

Dois taludes são testados:

- Talude **A**: com descontinuidade secundária não contínua mergulhando 18° graus (fig. 5.16).
- Talude **B**: com descontinuidade secundária não contínua mergulhando 32° graus (fig. 5.17).

Neste ponto a abordagem analítica do problema sugere valores de 21,82 g's e 37,95 g's na gravidade para se cumprir o equilíbrio limite nos taludes **A** e **B** respectivamente segundo o trabalho de Amini et al. [5](ver anexo B). No entanto esta formulação não considera a mudança do ponto de aplicação da

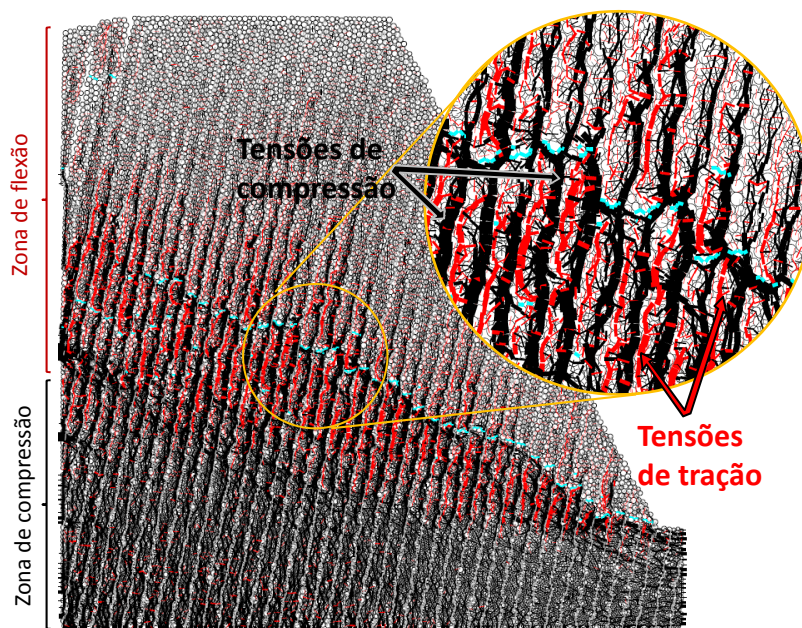


Figura 5.13: Tensões de tração (vermelha) e compressão (preta) nas colunas que conformam o talude, zona de flexão onde é gerada a superfície de fratura.

força enquanto o cálculo prossegue desde os blocos que ficam na feição superior do talude até os blocos que ficam na feição inferior do talude (ver figura 5.15).

Fazendo a modificação para considerar a mudança do ponto da aplicação da força os valores de equilíbrio limite mudam mas ligeiramente até 21.31 para o talude **A** e até 34.76 para o talude **B**, (ver anexo B). Entretanto, nas respectivas simulações numéricas, a ruptura do talude **A** (com descontinuidade secundária mergulhando 18°) acontece desde a coluna que fica no pé do talude a 20 g's (figura 5.16). Ao contrário, a ruptura do talude **B** acontece começando na antepenúltima coluna (ver fig. 5.17) e a 28 g's. Esta mudança da coluna "chave" que fornece a estabilidade ao talude é considerado em um novo cálculo analítico, dando como resultado 20,42 g's como condição para se cumprir o equilíbrio limite do sistema (ver anexo B). Outra característica não representada no cálculo numérico é o ponto onde o fraturamento das colunas propaga-se (ver figura 5.17).

Na figura 5.20 pode se observar a evolução dos eventos de ruptura do tipo tratório nos contactos do modelo, versus a deformação horizontal medida no topo do talude. O número de contactos quebrados por tração acrescenta dramaticamente em 4,0 mm e 4,5 mm de deformação horizontal para os taludes **A** e **B** respectivamente, isso indica que a deformação dos taludes antes do colapso ficam muito perto da deformabilidade do talude submetido somente ao tombamento flexural. Estes eventos de ruptura podem ser verificados fazendo

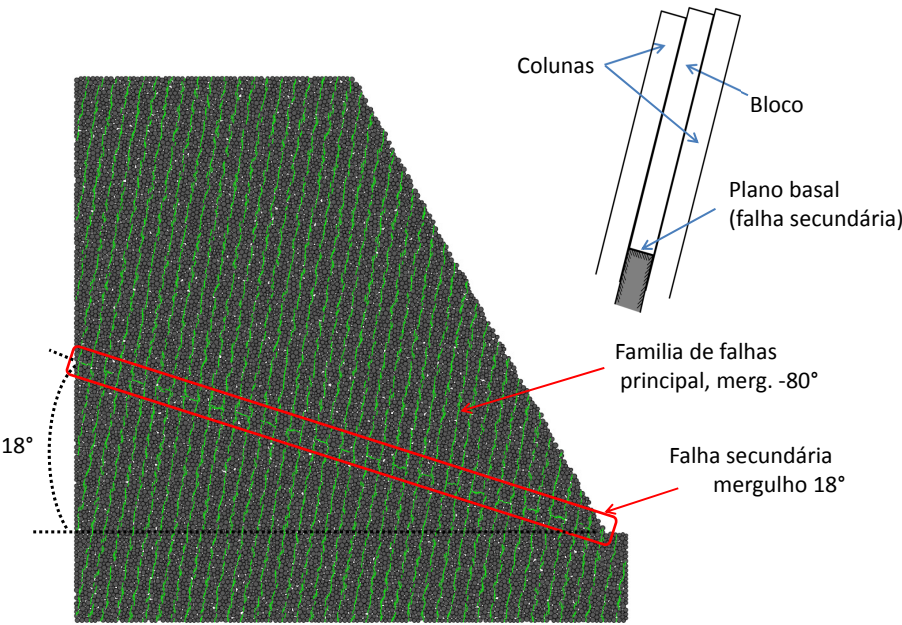


Figura 5.14: Talude com descontinuidade secundária com característica não contínua, para a modelagem do tombamento bloco-flexural.

uso das variáveis **crk_num_fnf** e **crk_num_fsf** que contabilizam os eventos de ruptura normais (tração) e de cisalhamento respectivamente; estas variáveis estão disponíveis no código Fish **crk.fis**, incluso no programa.

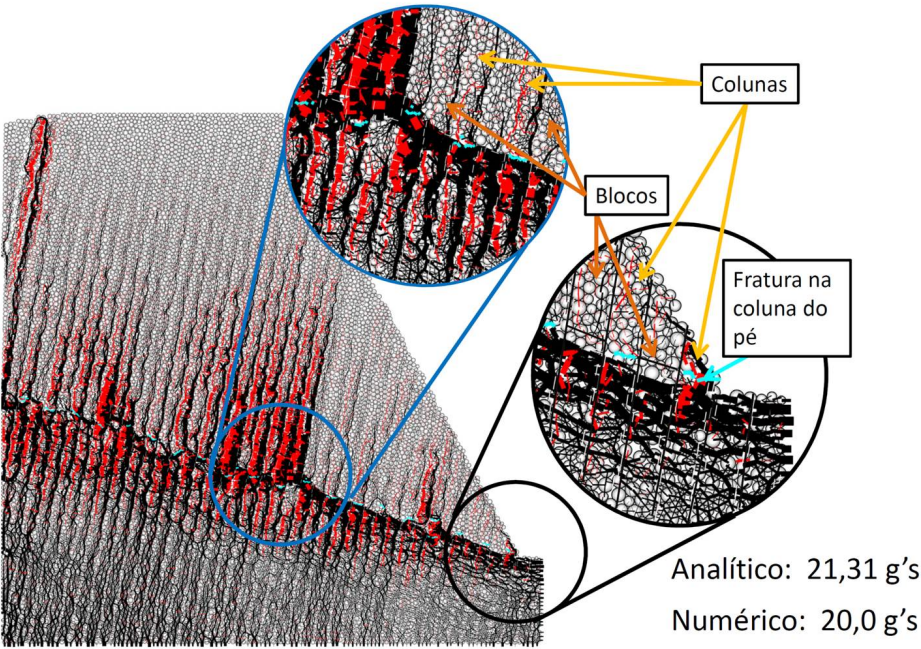


Figura 5.16: Ruptura do talude A por tombamento bloco-flexural com descontinuidade não persistente a 18° de mergulho, fratura da última coluna no pé do talude.

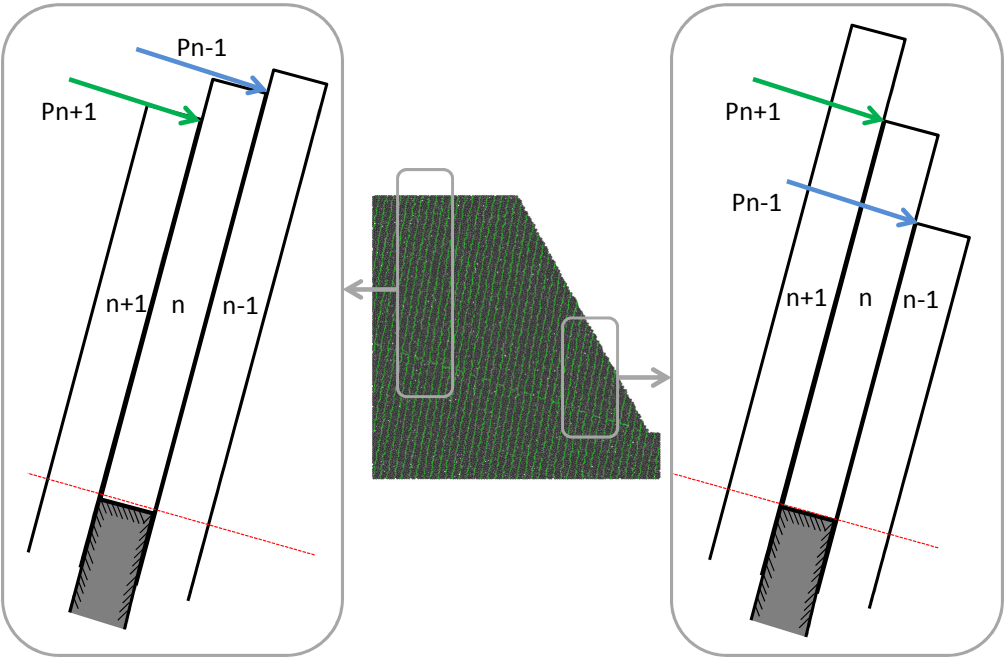


Figura 5.15: Mudança da locação do ponto de aplicação da força intercolunar para o cálculo analítico do tombamento bloco-flexural (para Amini et al. [5]).

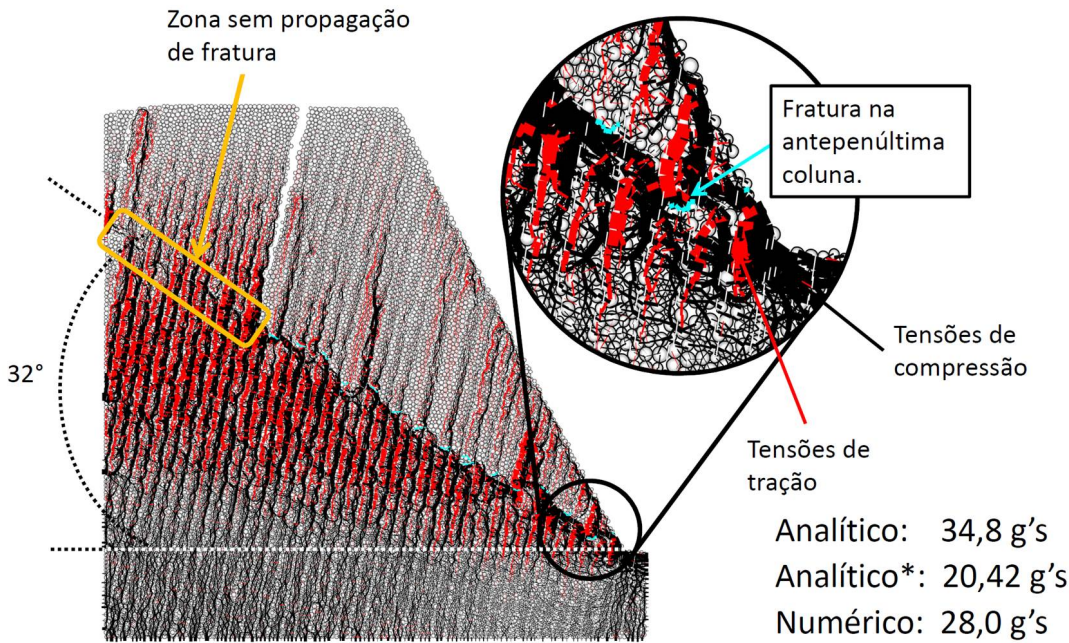


Figura 5.17: Ruptura do talude **B** por tombamento bloco-flexural, começo da fratura na antepenúltima coluna.

*Cálculo resultado da re-definição da coluna “chave”.

5.5.1

Avaliação do talude com a interação das falhas simultaneamente

As falhas descritas anteriormente são consideradas simultaneamente no talude para definir a influência no comportamento bloco-flexural; no entanto pode ser avaliada a descontinuidade que exerce maior controle no processo de tombamento.

Na figura 5.18 encontram-se os taludes depois de serem levados a sua resistência máxima pela ação dos incrementos na gravidade. Dois casos são estudados:

- Talude **C**: onde as falhas com 18° e 32° graus de valor de mergulho são aplicadas simultaneamente.
- Talude **D**: posteriormente é avaliado o talude com as três falhas de 18°; 25° e 32° graus de valor de mergulho simultaneamente.

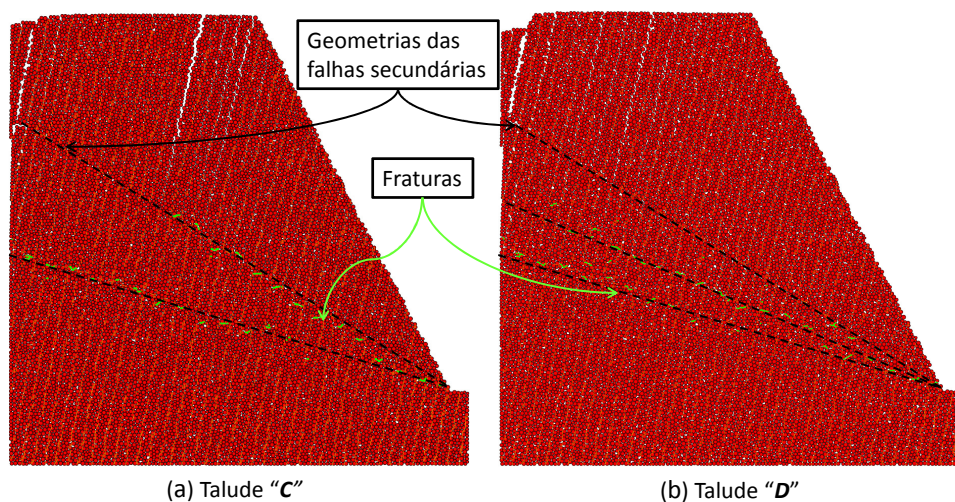


Figura 5.18: Ruptura dos taludes com a interação das falhas simultaneamente, fig. (a) talude **C** com falhas de 18° e 32° graus de mergulho; fig. (b) talude **D** com falhas de 18°; 23° e 32° graus de mergulho.

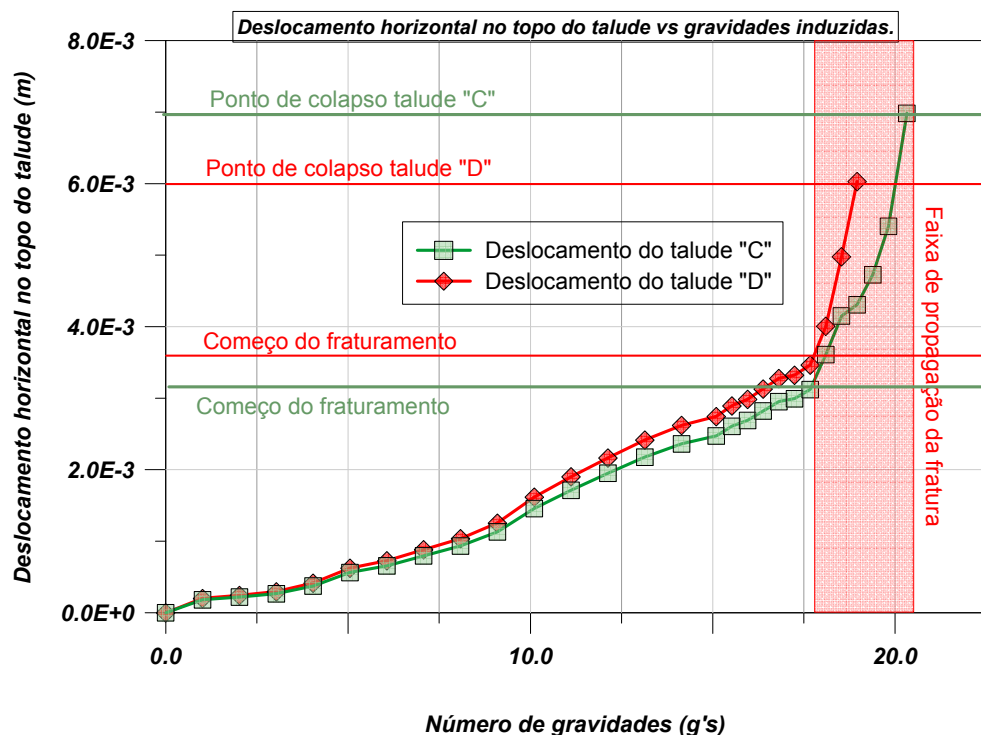


Figura 5.19: Deslocamentos do topo do talude para a ação das discontinuidades secundárias interagindo simultaneamente.

Neste ponto, a fratura no talude “C” com as duas falhas começa na antepenúltima coluna a 19 g’s, seguindo a inclinação da falha com menor valor de mergulho (18°), posteriormente as fraturas propagam-se seguindo a inclinação da falha mais íngreme. Simultaneamente, colunas mais internas dentro do talude são fraturadas seguindo a orientação da descontinuidade com 18° de valor de mergulho. A coluna que fica no pé do talude parece ser considerada como a “chave” para a estabilidade do talude, devido a que é necessário um novo incremento na gravidade para a fratura se propagar até ela. Logo depois da fratura ter se propagado até a coluna que fica no pé do talude, o sistema comportar-se de um modo instável; em resumo, a resistência final do talude relata uma força da gravidade incrementada 20 vezes.

No caso do talude “D” com as três falhas aplicadas simultaneamente, a fratura inicia-se também na antepenúltima coluna a 18 g’s. Similarmente a fratura orienta-se na direção da descontinuidade com menor mergulho (18°) e posteriormente alínea-se com a orientação da descontinuidade com 32° de valor de mergulho. Este fraturamento interno não gera um comportamento instável no talude; por tal motivo, um novo acréscimo é necessário aplicar na força da gravidade para a fratura se propagar até a coluna que fica no pé do talude, apenas nesta condição o talude apresenta uma deformação acelerada o

que indica o colapso iminente (figura 5.19).

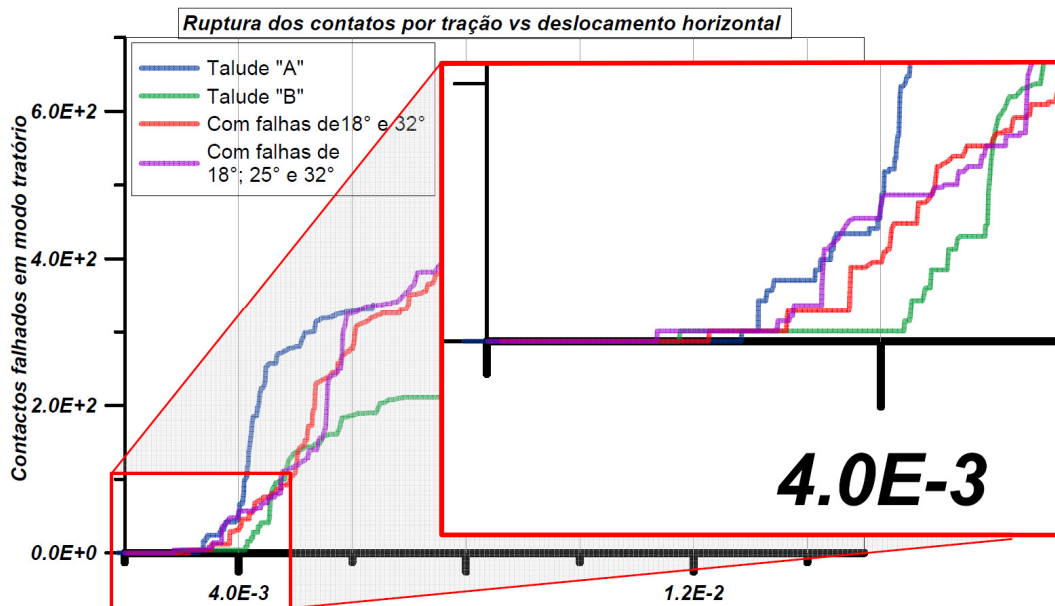


Figura 5.20: Evolução do falhamento à tração em contactos do tipo flat-joint nos taludes baixo o tombamento bloco-flexural.

Os deslocamentos mostrados pelos taludes “C” e “D” no momento da ruptura são apresentados na figura 5.19; a faixa vermelha aponta os níveis de gravidade onde acontece o fraturamento das colunas. O começo do fraturamento em colunas interiores do talude pode ser explicado pela mudança no ponto de aplicação das forças intercolunares pela ação recíproca das falhas secundárias aplicadas; mesmo assim, as deformações do talude no ponto de instabilidade ficam muito próximas às deformações relatadas pelos taludes estudados anteriormente nesta seção (ver figura 5.20).

A respeito do comportamento descrito acima, confere-se que os taludes apresentam uma resistência próxima à resistência do talude “A” com a descontinuidade de valor de mergulho menor (18°); então, pode-se concluir que a descontinuidade com menor mergulho é a que controla a resistência. No entanto, é necessário apontar que a ruptura não é iniciada no pé do talude, o que indicaria que a ruptura é o resultado da interação de todas as descontinuidades secundárias presentes no talude.

5.5.2

Tombamento floco flexural com famílias de falhas distribuídas aleatoriamente

Simulando uma distribuição espacial aleatória de diversas famílias de descontinuidades secundárias dentro do mesmo talude da seção anterior e com a mesma largura, este é submetido a incrementos de gravidade; apresentando uma resistência à força de gravidade incrementada 15 vezes. As figuras 5.22 e 5.21 apresentam o estado inicial do talude a 0,0 g's e o estado final a 15 g's.

Dentro das figuras 5.21 e 5.22, uma vez alcançada instabilidade do talude, é possível perceber o acontecimento de fenômenos mistos dentro do círculo azul; como tombamentos de bloco e deslizamentos destes ao mesmo tempo, também tombamentos por flexão ou tombamento de bloco somente. Concludentemente, a complexidade deste comportamento, não oferece as condições para ser representado pela formulação proposta por *Amini et al.* [5]. Não obstante, a análise poderia ser abordada considerando zonas representativas dos diferentes fenômenos e avaliando eles separadamente para o cálculo da força resultante

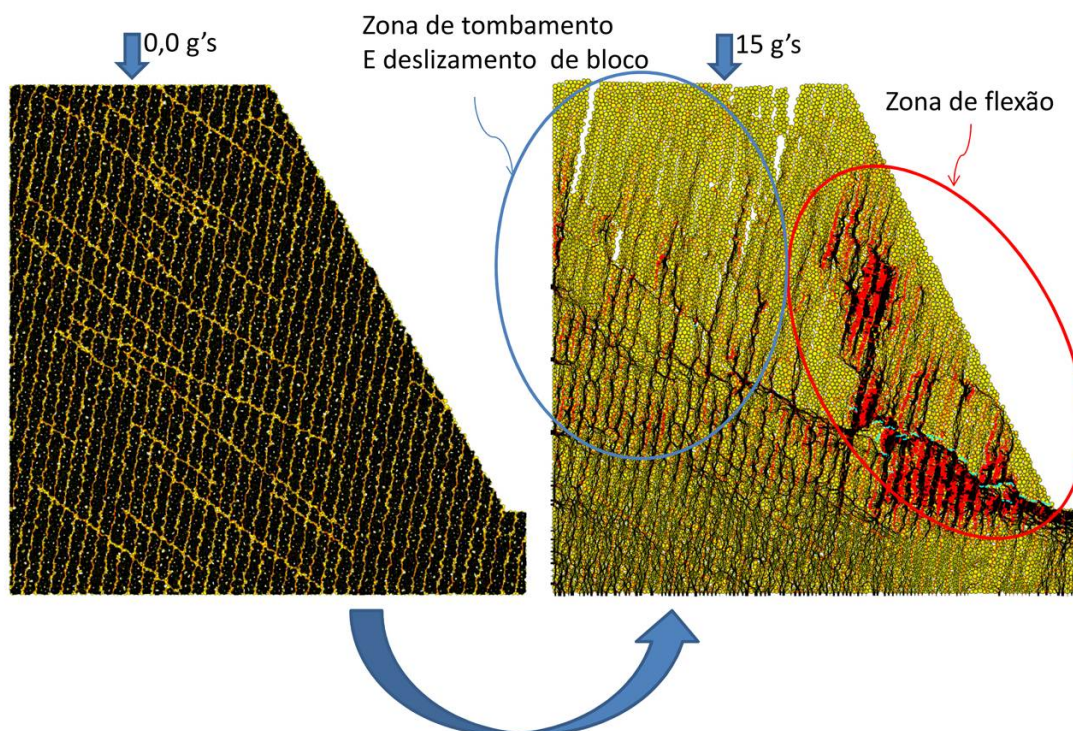


Figura 5.21: Tombamento bloco-flexural com diversas famílias de falhas, estado inicial a 0 g's e no estado final a 15 g's.

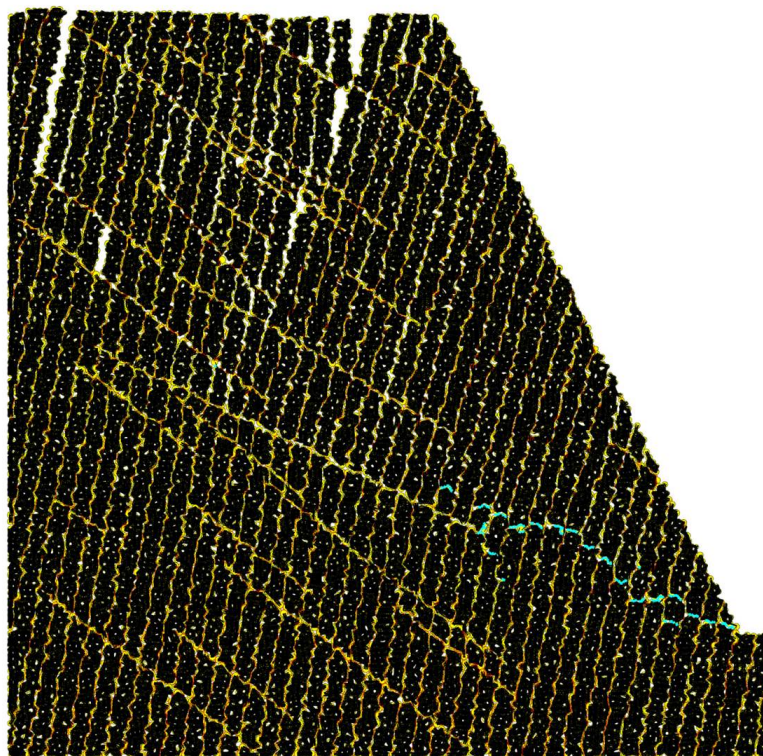


Figura 5.22: Tombamento bloco-flexural com diversas famílias de falhas aleatórias.

Resumo da análise do tombamento bloco-flexural. Embora a proximidade dos resultados do cálculo analítico [5] na resistência dos taludes aos incrementos na gravidade (taludes **A** e **B**), existe inicialmente uma super-estimação na estabilidade para o talude que contem a descontinuidade de 32° graus de valor de mergulho (talude **B**); um valor mais conservativo é alcançado uma vez redefinido o bloco chave que controla o talude no processo bloco-flexural. As rigidezes nas descontinuidades é um fator que é desconsiderado na abordagem analítica, esta condição juntamente com as deformações e deslocamentos próprios do processo mecânico envolvidos na flexão e no tombamento, criam condições não previstas como a mudança do “bloco chave” que é um elemento fundamental da formulação analítica na assunção da estabilidade.

Para o cálculo analítico deve ser considerado os pontos de aplicação das forças intercolunares, devido a que a formulação inicial não muda a condição de aplicação das forças P_{n-1} ou P_{n+1} se o bloco n apresenta maior altura do que os blocos $n+1$ e $n-1$ ver fig. 5.15.

Por outro lado, nos taludes “**C**” e “**D**” quando as falhas secundárias são aplicadas simultaneamente, a resistência deles fica mais concorde com a resistência menor relatada pelo talude “**A**” que contém a falha com menor mergulho; no entanto, o fraturamento de colunas que ficam em partes internas desses taludes começa em etapas prematuras a respeito do nível de gravidade

necessário para levar o talude ao colapso. Enquanto à deformação máxima sugerida neste processo para os taludes “C” e “D” colapsarem, vê-se acrescentada até 7 mm e 6 mm respectivamente (5.19).