5
Análise do comportamento de pilha de lixiviação

Apresenta-se neste capítulo os resultados das análises de fluxo não saturado 2D e as estimativas do fator de segurança, sob carregamentos estático e sísmico, para uma pilha de minério de cobre de 127,5m de altura situada ao sul do Peru. As análises numéricas foram executadas com os módulos SEEP/W, SIGMA/W, SLOPE/W e QUAKE/W do programa comercial de elementos finitos GEO-SLOPE (v. 5.11).

A pilha de lixiviação de cobre projetada para ser construída no sul do Peru em zona de atividade sísmica alcançará uma altura máxima de 127,5 m, com comprimento total de 4.000m e largura 2.000m, formada por 6 sucessivas camadas de minério de cobre de 21 m cada uma e duas camadas de proteção do revestimento de 0.75 m de espessura cada. Os taludes das camadas de minério tem uma inclinação de 37°, obtendo-se uma envoltória final da inclinação do talude de H:2 e V:1.

Os resultados dos ensaios de laboratório nos minérios de cobre utilizados nesta dissertação foram obtidos junto a empresa consultora americana, localizada em Lima (Peru).

5.1.
Modelagem da pilha de lixiviação

A modelagem da pilha para análise do fluxo não-saturado da solução ácida através da pilha pelo método dos elementos finitos (módulo SEEP/W) encontra-se ilustrada na figura 5.1. A preocupação, nesta fase da pesquisa, é verificar os níveis de saturação acima do revestimento da pilha já que a altura máxima da linha freática não poderá ultrapassar as espessuras das camadas de proteção do revestimento.

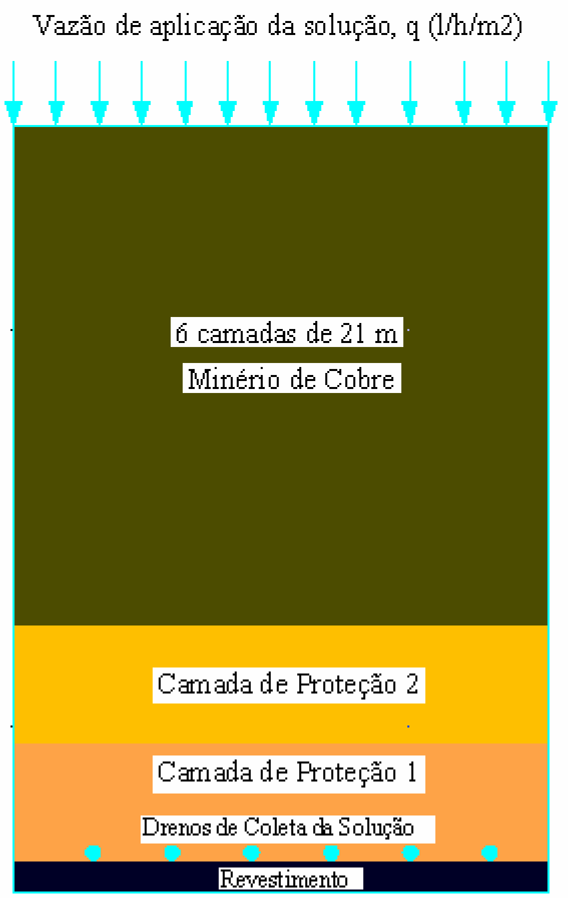

Figura 5.1- Esquema da modelagem da pilha de lixiviação de minério de cobre.

O sistema de revestimento que impermeabilizará a fundação é uma geomembrana de polietileno de baixa densidade, de 1,5 mm de espessura colocada sobre uma camada preparada com material local. O sistema de coleta da solução consiste de tubos perfurados de 7”, fabricados em polietileno de alta densidade, corrugados, de parede dupla, colocados diretamente sobre o revestimento para captar a solução ácida e transportá-la para a piscina de solução fértil. Na modelagem numérica estes drenos são admitidos como pontos nodais de carga total fixa, igual à correspondente carga de elevação.

O valor da vazão de aplicação da solução no topo da pilha foi obtido através de ensaios metalúrgicos em laboratório (ensaio de coluna). O projeto considerará uma vazão mínima de 8 $l/h/m^2$ para um ciclo de lixiviação de 265 dias de irrigação contínua, o que justifica a simulação computacional através de uma análise permanente de fluxo. A vazão de aplicação da solução foi majorada para os valores 15, 30 e 60 $l/h/m^2$ com o propósito de avaliar seus efeitos nos níveis de saturação acima do revestimento da base.

5.2.
Propriedades dos materiais

Uma quantidade razoável de ensaios de laboratório nas amostras de minério de cobre e no material utilizado para a construção das camadas de proteção foi executada. Incluem-se ensaios para determinação do coeficiente de permeabilidade na condição saturada sob vários estados de tensão, simulando as diversas etapas de construção da pilha, bem como análises granulométricas para obtenção indireta das curvas características de sucção.

5.2.1.
Resultados de ensaios no minério de cobre

Ensaios para determinação do coeficiente de permeabilidade na condição saturada, com permeâmetro de parede fixa e carga constante em amostras de 12" diâmetro, foram executados para as várias etapas de construção da pilha. As amostras foram submetidas a estados de tensão correspondentes à construção em campo das 6 camadas de 21m de espessura. Para cada etapa de ensaio foram também determinados os pesos específicos do minério, conforme mostram os dados da tabela 5.1.

Tabela 5.1.-Resumo das propriedades do minério

Condição de Carregamento	Peso Específico Seco (kN/m3)	Porosidade	Gravidade Específica de Solidos, GS	Coeficiente de Permeabilidade, k (cm/s)
Profundidade 10.5 m	15.66	0.3462	2.70	3.47E-01
Profundidade 31.5 m	17.44	0.2731	2.70	1.78E-01
Profundidade 52.5 m	18.68	0.2241	2.70	9.14E-02
Profundidade 73.5 m	19.13	0.2031	2.70	5.32E-02
Profundidade 94.5 m	19.93	0.1761	2.70	3.53E-02
Profundidade 115.5 m	20.55	0.1499	2.70	2.20E-02

Foram também obtidas 6 curvas características de sucção para o minério de cobre (figura 5.2), obtidas diretamente por ensaios de laboratório (*pressure plate*) executados por consultora americana, todas subparalelas mas com diferentes pontos de início devido aos diferentes valores de porosidade e do teor de umidade volumétrico em cada etapa de construção.

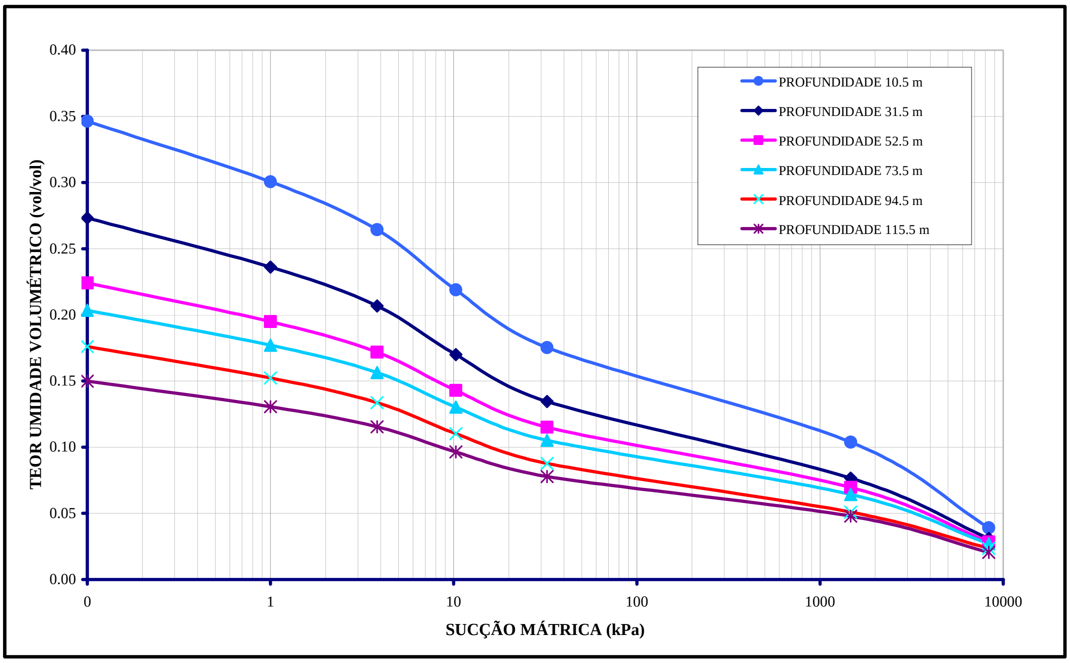

Figura 5.2.- Curvas características de sucção do minério de cobre da pilha de lixiviação.

As correspondentes funções de condutividade hidráulica puderam então ser obtidas pelo programa computacional SEEP/W através do método proposto por Fredlund, Xing e Huang (1994) – ver item 3.2.1 – conforme mostram as curvas da figuras 5.3 a 5.8. Os valores dos coeficientes de permeabilidade na condição saturada (tabela 5.1) foram também utilizados para marcar o ponto pelo qual as funções de condutividade hidráulica devem passar.

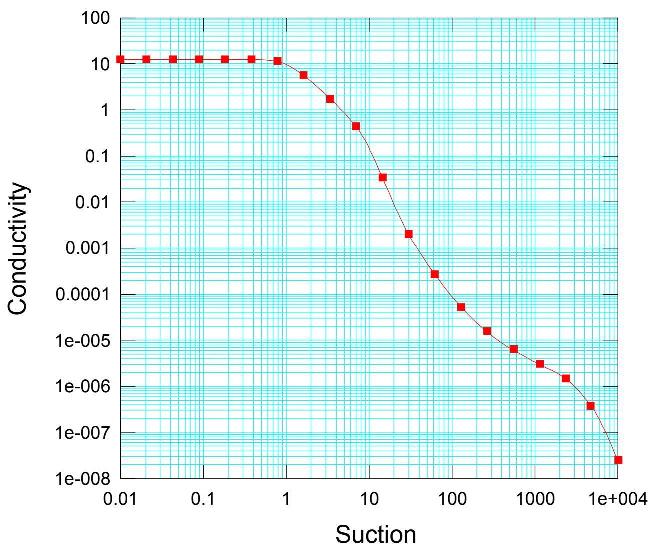

Figura 5.3.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 1

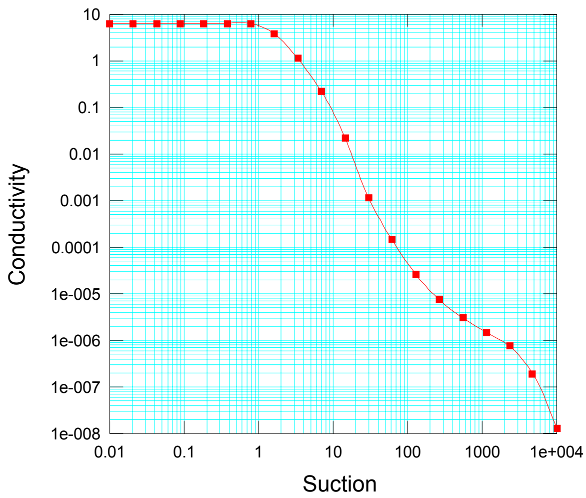

Figura 5.4.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 2

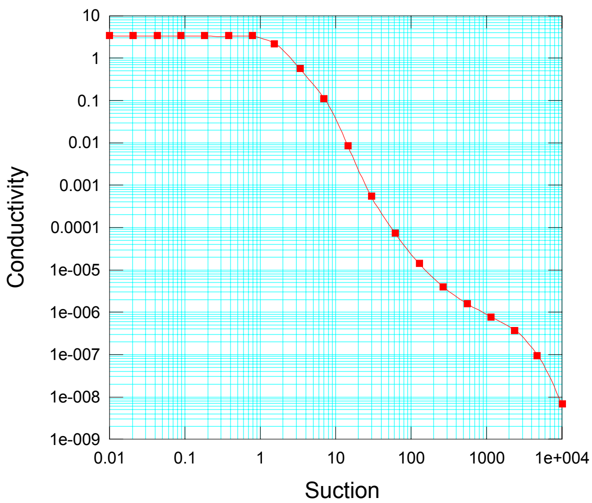

Figura 5.5.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 3

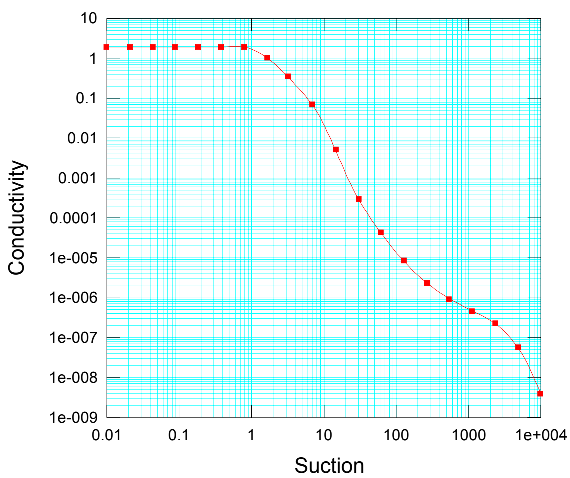

Figura 5.6.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 4

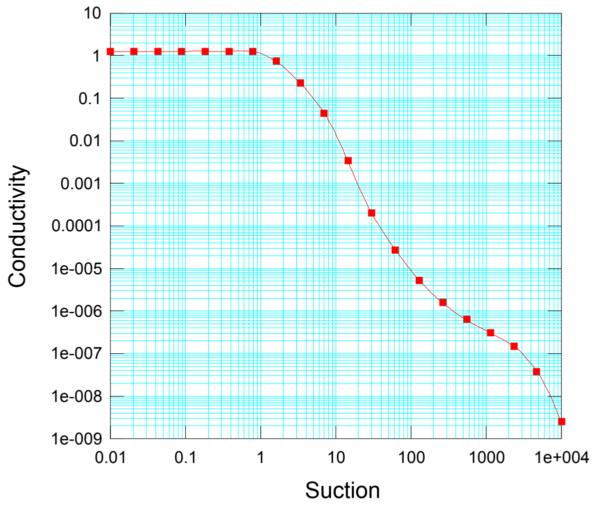

Figura 5.7.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 5

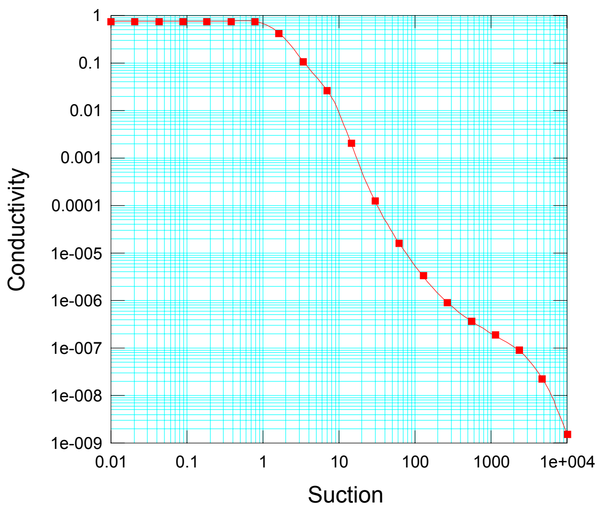

Figura 5.8.- Função de condutividade hidráulica para a camada de minério 6

5.2.2.
Resultados de ensaios no material das camadas de proteção

Resultados das análises granulométricas, ensaios de permeabilidade na condição saturada e a determinação das curvas características de sucção para as 6 etapas de construção da pilha foram também obtidos para o material das camadas de proteção / drenagem situadas na base da pilha, conforme apresentado na tabela 5.2.

Foram obtidas 4 curvas características de sucção (figuras 5.9 e 5.10), duas para cada camada de proteção considerando-se 2 diferentes valores da gravidade específica dos sólidos. Estas curvas mostraram-se também subparalelas, com diferentes pontos de início devido aos diferentes valores de teor de umidade saturado e de porosidade em ambas as camadas.

A razão de se utilizar duas medidas de gravidade específica dos sólidos foi que inicialmente determinou-se o valor de 2,72 em ensaios limitados de laboratório. Quando da execução de um ensaio mais abrangente e completo (ensaio de coluna) constatou-se que devido a migração de finos o valor da gravidade específica dos sólidos foi alterado para 2,582.

Tabela 5.2.-Resumo das propriedades do material das camadas de proteção

Condição de Carregamento	Peso Específico Seco (kN/m3)	Porosidade	Gravidade Específica de Solidos, GS	Coeficiente de Permeabilidade, k (cm/s)
Camada de Proteção 2				
Profundidade 126 m	19.21	0.2095	2.720	2.53E-02
	19.21	0.1681	2.582	2.53E-02
Camada de Proteção 1				
Profundidade 126 m	17.88	0.2645	2.720	2.53E-02
	17.88	0.2261	2.582	2.53E-02

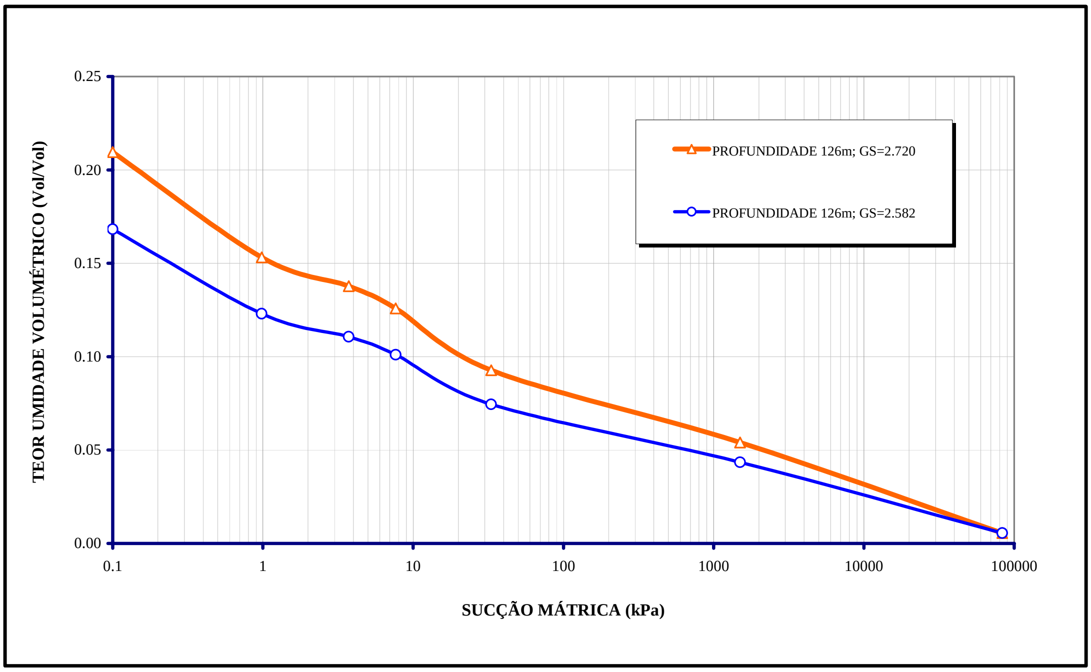

Figura 5.9.- Curvas características de sucção para a camada de proteção 2

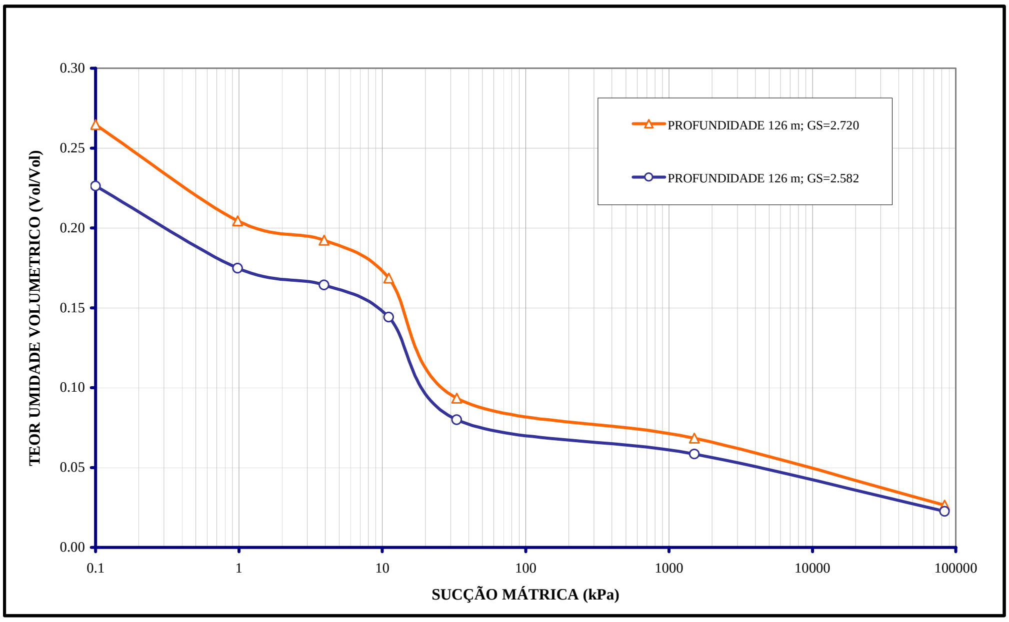

Figura 5.10.- Curvas características de sucção para a camada de proteção 1

As correspondentes funções de condutividade hidráulica foram novamente determinadas pelo programa computacional SEEP/W através do método proposto por Fredlund, Xing e Huang (1994), considerando as funções características de sucção para GS = 2,72. O método de Fredlund, Xing e Huang (1994) foi aqui selecionado porque aqueles autores indicaram ser o mesmo bastante aplicável para materiais granulares, ainda que produzindo resultados não tão precisos para solos coesivos. Os resultados estão mostrados nas figuras 5.11 e 5.12. Novamente, os valores do coeficiente de permeabilidade na condição saturada (tabela 5.2) foram usados para estabelecer o ponto final de saturação das funções de condutividade hidráulica.

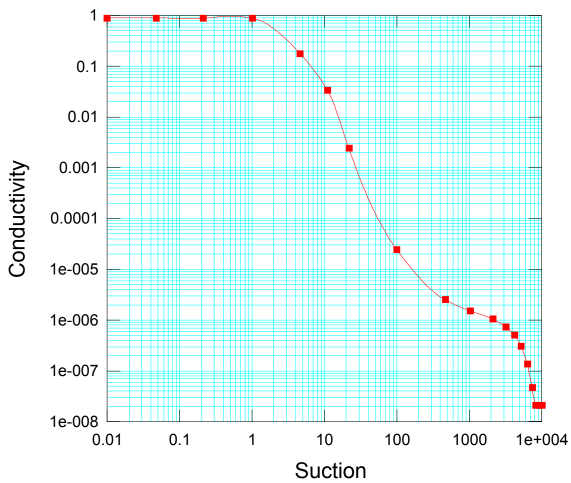

Figura 5.11.- Função de condutividade hidráulica para a camada de proteção 2

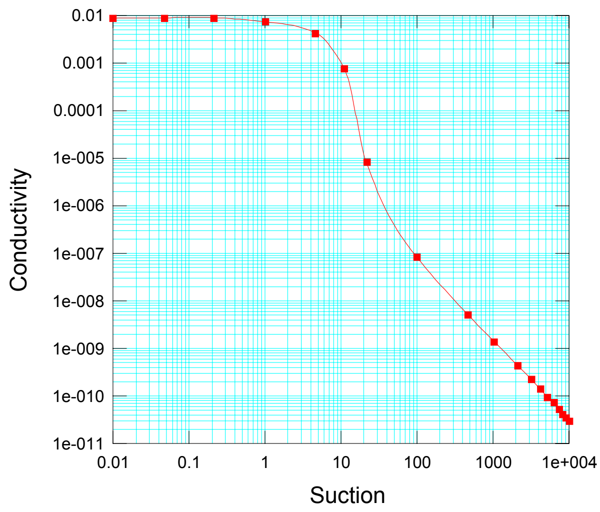

Figura 5.12.- Função de condutividade hidráulica para a camada de proteção 1

5.3. Avaliação aproximada do espaçamento entre drenos

Uma solução analítica para fluxo vertical 1D não confinado pode ser obtida com base na teoria de Dupuit. Assumindo q como a vazão de infiltração na superfície (figura 5.13), obtém-se da equação diferencial de fluxo permanente.

$$k\frac{d}{dx}\left(h\frac{dh}{dx}\right)+q=0 \quad ==> kh^2+qx^2=c_1x+c_2 \tag{5.1}$$

onde:

k - coeficiente de permeabilidade saturado (cm/s)

h - carga hidráulica (m)

q - vazão de infiltração por m^2 de área ($l/h/m^2$)

c_1 e c_2 - constantes de integração

Aplicando-se as condições de contorno $h = h_1$ em $x = 0$ e $h = h_2$ em $x = L$ obtém-se a equação

$$h=\sqrt{h_1^2-\frac{\left(h_1^2-h_2^2\right)}{L}x+\frac{q}{k}(L-x)x} \tag{5.2}$$

No caso de drenos paralelos (figura 5.13) para a condição $h_1 = h_2 = 0$ determina-se a altura máxima de elevação da linha freática em $x = L/2$ através de

$$h^2 = \frac{q}{4k} L^2 \tag{5.3}$$

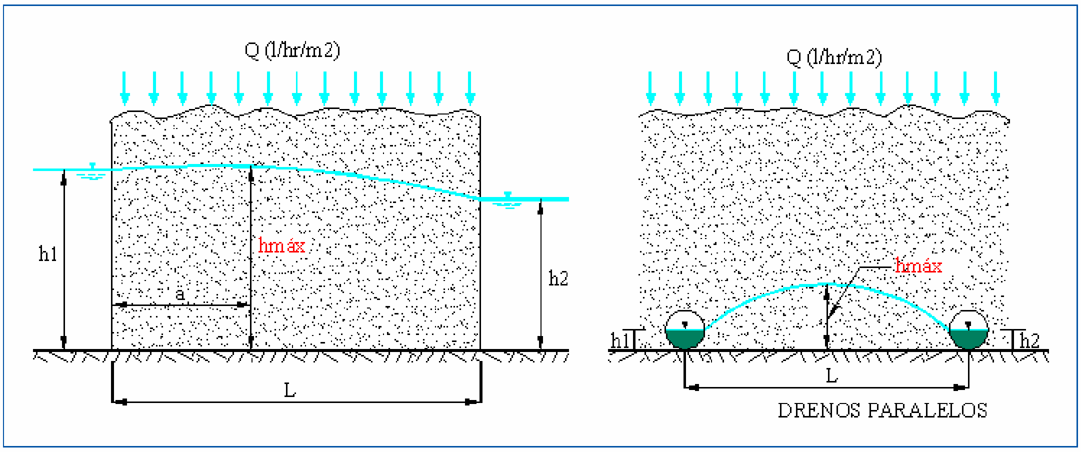

Figura 5.13.- Superfície freática devido à infiltração pela superfície

Os valores de carga máxima na zona saturada calculados pela equação 5.3 para diferentes espaçamentos de drenos, coeficientes de permeabilidade na condição saturada e diferentes vazões de aplicação da solução ácida estão resumidos na tabela 5.3. O espaçamento de drenos proposto para cumprir com o requisito de projeto é de 3 m. O caso mais crítico, dentre os analisados mantendo-se o espaçamento de 3m, ocorreu para vazão q = 60 l/h/m^2 com coeficiente de permeabilidade na camada de proteção 1 igual a k = 2.53 x 10^{-4} cm/s quando a altura da zona saturada atingiria o valor h_{max}= 3,85m.

Tabela 5.3.- Altura de saturação para diferentes espaçamentos entre drenos, coeficientes de permeabilidade da camada 1 de proteção do revestimento e vazões de aplicação da solução.

q (l/h/m^2)	**8.0**					
k1 (cm/s)	2.53E-02		2.53E-03		2.53E-04	
Espaçamento	**$h_{máx}$**	**$h_{média}$**	**$h_{máx}$**	**$h_{média}$**	**$h_{máx}$**	**$h_{média}$**
L (m)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m)
3.00	**0.14**	**0.09**	**0.44**	**0.30**	**1.41**	**0.94**
6.00	0.28	0.19	0.89	0.59	2.81	1.87
9.00	0.42	0.28	1.33	0.89	4.22	2.81
	60.0					
3.00	**0.38**	**0.26**	**1.22**	**0.81**	**3.85**	**2.57**
6.00	0.77	0.51	2.43	1.62	7.70	5.13
9.00	1.15	0.77	3.65	2.43	11.55	7.70

Outras soluções mais apropriadas para representação do fluxo 2D entre drenos, baseadas no método das diferenças finitas (Duke, 1973) ou no método dos elementos finitos (East et al., 1987) foram apresentadas na literatura. A tabela 5.4 compara os resultados da solução analítica 1D com os valores numéricos obtidos por elementos finitos para fluxo não confinado 2D, na condição seca / saturada. Facilmente se observa que a solução analítica produz estimativas mais conservadoras da altura máxima de saturação.

Tabela 5.4.- Comparação da altura máxima de saturação (m) determinadas analiticamente e numericamente.

q = 8 l/h/m2	Solução Analítica			Solução Numérica		
k (cm/s)	2.53E-02	2.53E-03	2.53E-04	2.53E-02	2.53E-03	2.53E-04
L = 3 m	0.14	0.44	1.41	0.07	0.24	0.98
L = 6 m	0.28	0.89	2.81	0.09	0.46	2.39
L = 9 m	0.42	1.33	4.22	0.12	0.70	3.92

5.4. Análise numérica do fluxo não saturado 2D

Foram executados 22 análises de fluxo 2D, não saturado, com o programa computacional SEEP/W para estimativa das alturas de saturação nas camadas de proteção, sob carregamento máximo das 6 camadas de minério, totalizando a altura de 127,5m, com espaçamento entre drenos de 3m. As variações assumidas nos valores dos parâmetros considerados nestas diferentes análises estão listadas na tabela 5.5.

Tabela 5.5. Características das 22 modelagens numéricas.

Nome do Modelo	Camada Proteção 2 k (cm/s)	Camada Proteção 1 k (cm/s)	Vazão de Aplicação q (l/h/m2)	Camadas de Proteção 1 e 2 G.S.
Modelo 01	2.53E-02	2.53E-02	08	2.72
Modelo 02	2.53E-02	2.53E-02	08	2.582
Modelo 03	2.53E-02	2.53E-02	15	2.72
Modelo 04	2.53E-02	2.53E-02	15	2.582
Modelo 05	2.53E-02	2.53E-02	30	2.72
Modelo 06	2.53E-02	2.53E-02	30	2.582
Modelo 07	2.53E-02	2.53E-02	60	2.72
Modelo 08	2.53E-02	2.53E-02	60	2.582
Modelo 09	2.53E-02	2.53E-03	08	2.72
Modelo 10	2.53E-02	2.53E-03	08	2.582
Modelo 11	2.53E-02	2.53E-04	08	2.72
Modelo 12	2.53E-02	2.53E-04	08	2.582
Modelo 13	2.53E-03	2.53E-02	08	2.72
Modelo 14	2.53E-03	2.53E-02	08	2.582
Modelo 15	2.53E-04	2.53E-02	08	2.72
Modelo 16	2.53E-04	2.53E-02	08	2.582
Modelo 17	2.53E-03	2.53E-03	08	2.72
Modelo 18	2.53E-03	2.53E-03	08	2.582
Modelo 19	2.53E-04	2.53E-03	08	2.72
Modelo 20	2.53E-04	2.53E-03	08	2.582
Modelo 21	2.53E-04	2.53E-04	08	2.72
Modelo 22	2.53E-04	2.53E-04	08	2.852

A malha de elementos finitos utilizada foi formada por 13.248 elementos conectados por 14.977 nós, sendo 12.096 elementos quadrilaterais de 4 nós e 1.152 elementos triangulares de 6 nós. Por questão de simetria, os modelos admitiram uma largura de 6m (figura 5.14) com condições de contorno (fronteiras à esquerda, à direita e inferior da malha) consideradas impermeáveis. Os drenos são modelados como pontos nodais com carga de pressão nula.

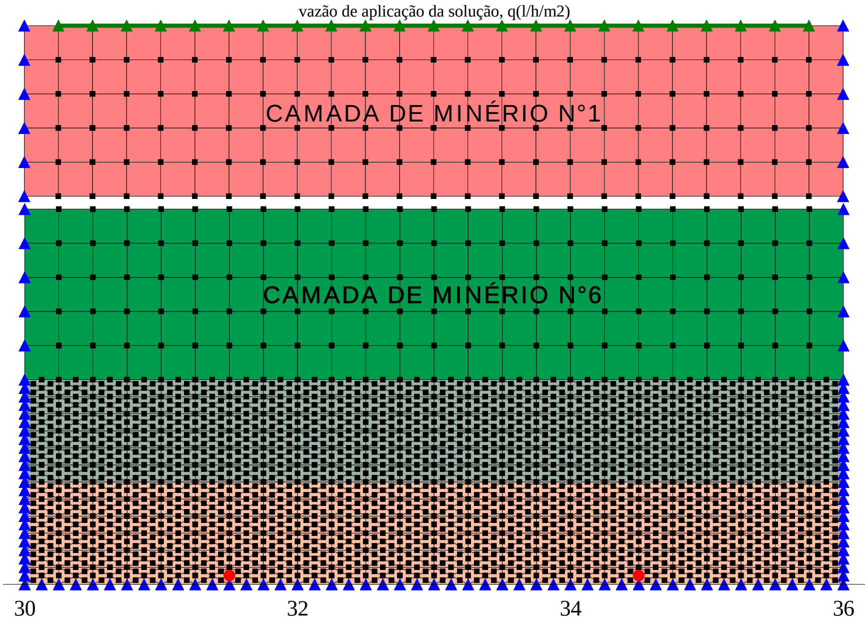

Figura 5.14- Ilustração de parte da malha de elementos finitos correspondente às duas camadas de proteção e camadas de minério 1 e 6.

A figura 5.15 mostra uma representação vetorial das velocidades de fluxo, de onde se observa a natureza basicamente 1D através das camadas de minério e de características bidimensionais nas camadas de proteção devido à influência dos drenos horizontais paralelos. A mesma figura também ilustra a posição da linha freática que delimita a zona de saturação acima do revestimento da base.

As figuras 5.16 apresentam a distribuição dos teores de umidade volumétricos ao longo da altura da pilha, enquanto que a figura 5.17 representa os efeitos da variação da vazão de aplicação da solução ácida na zona de saturação da camada de proteção 1. Observa-se da figura que um incremento de vazão de 8 $l/h/m^2$ para 60 $l/h/m^2$ corresponde a um aumento da altura de saturação de 8,80cm para 31,80 cm, respectivamente. A posição da linha freática e a distribuição das velocidades de fluxo estão ilustradas nas figuras 5.18 e 5.19.

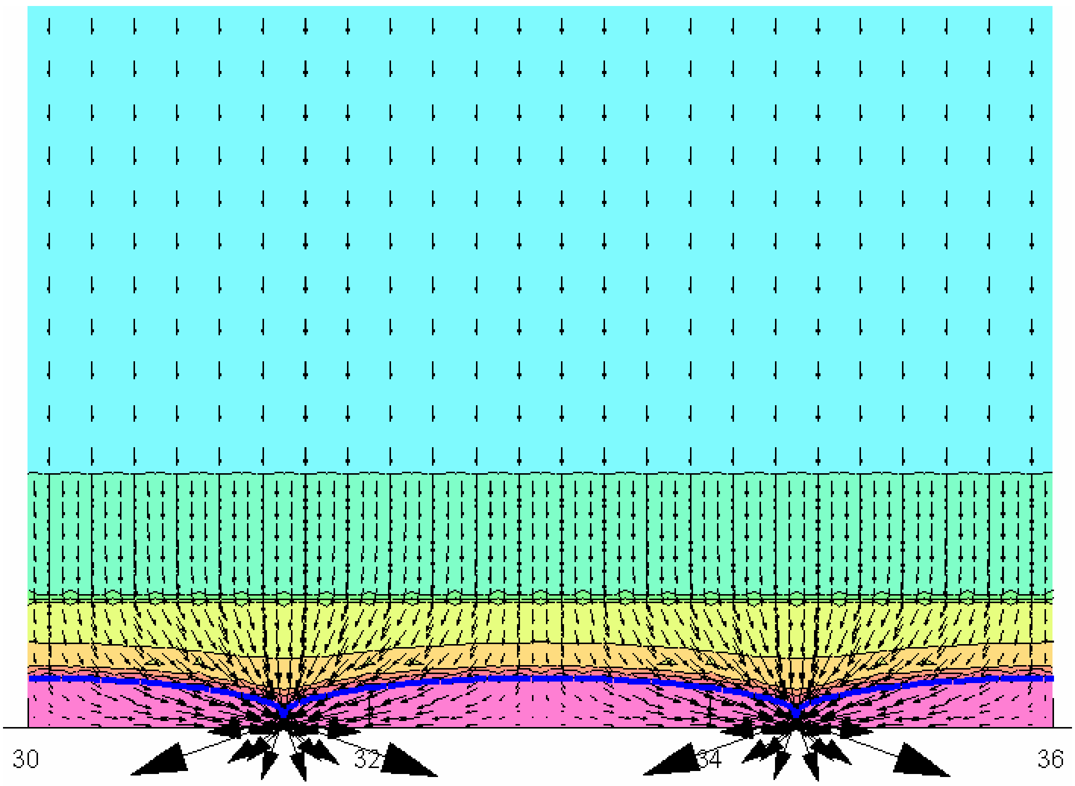

Figura 5.15.- Ilustração dos vetores de velocidades de fluxo e posição da zona de saturação.

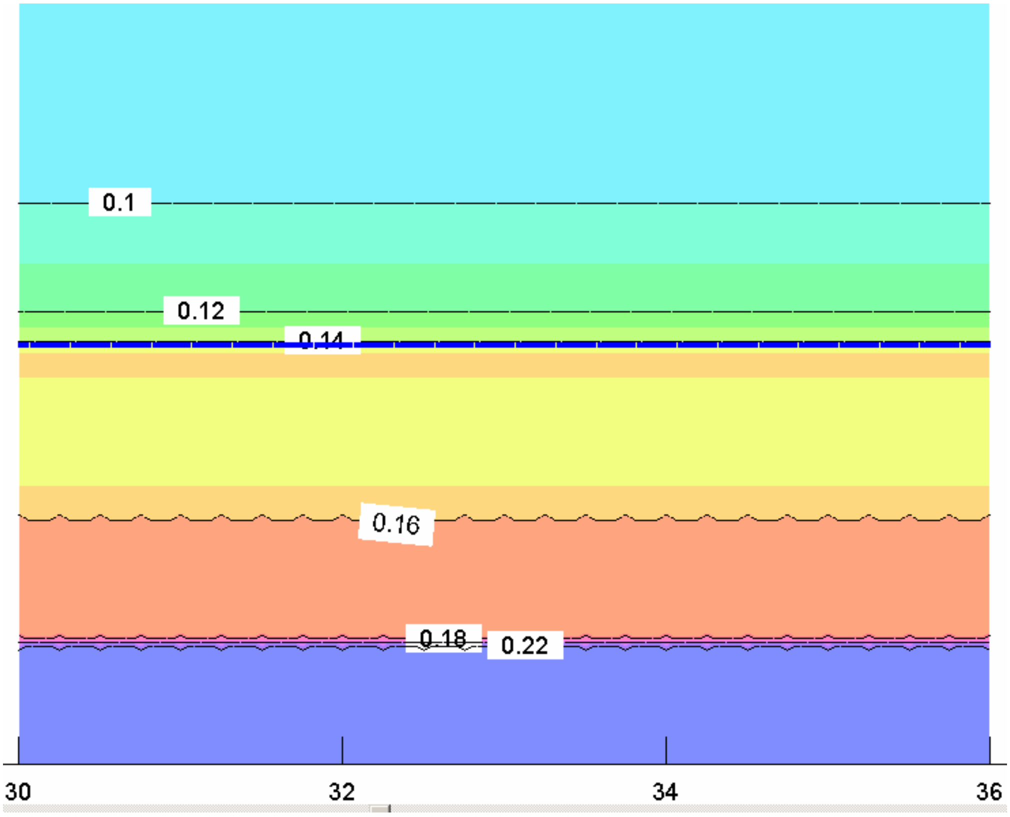

Figura 5.16.- Distribuição do teores de umidade volumétricos ao longo da altura da pilha.

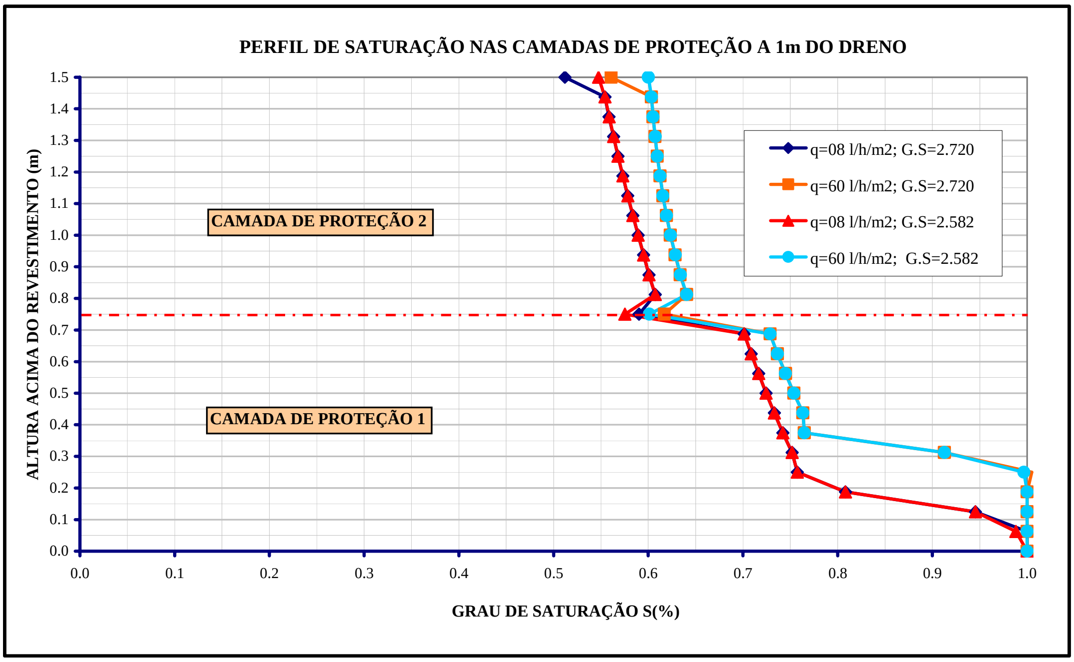

Figura 5.17- Perfil de saturação nas camadas de proteção com a variação da vazão de aplicação da solução ácida.

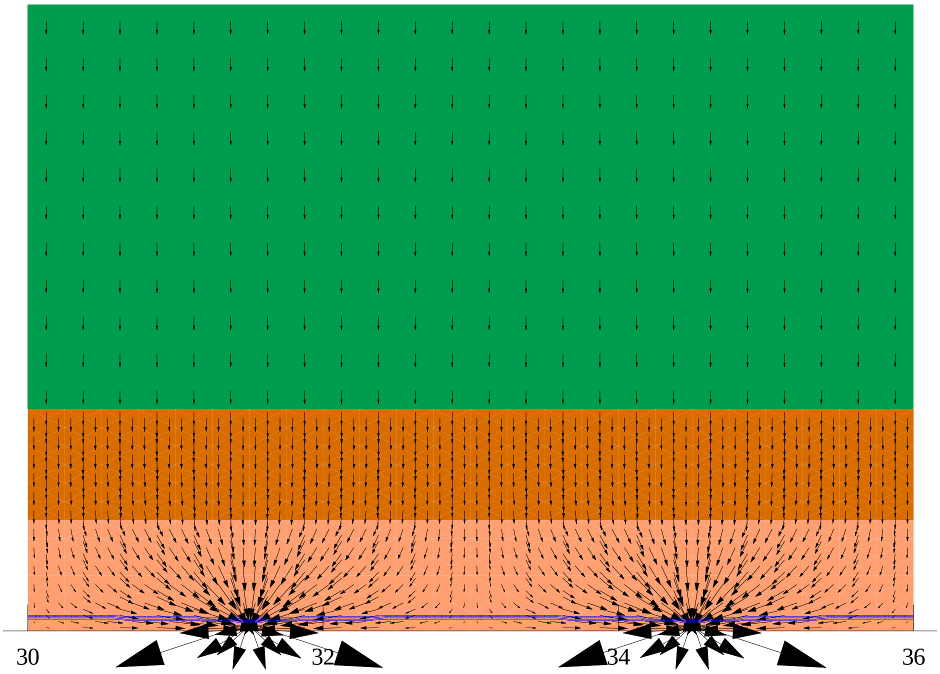

Figura 5.18.- Linha freática e velocidades de fluxo para vazão q = 8 l/h/m^2

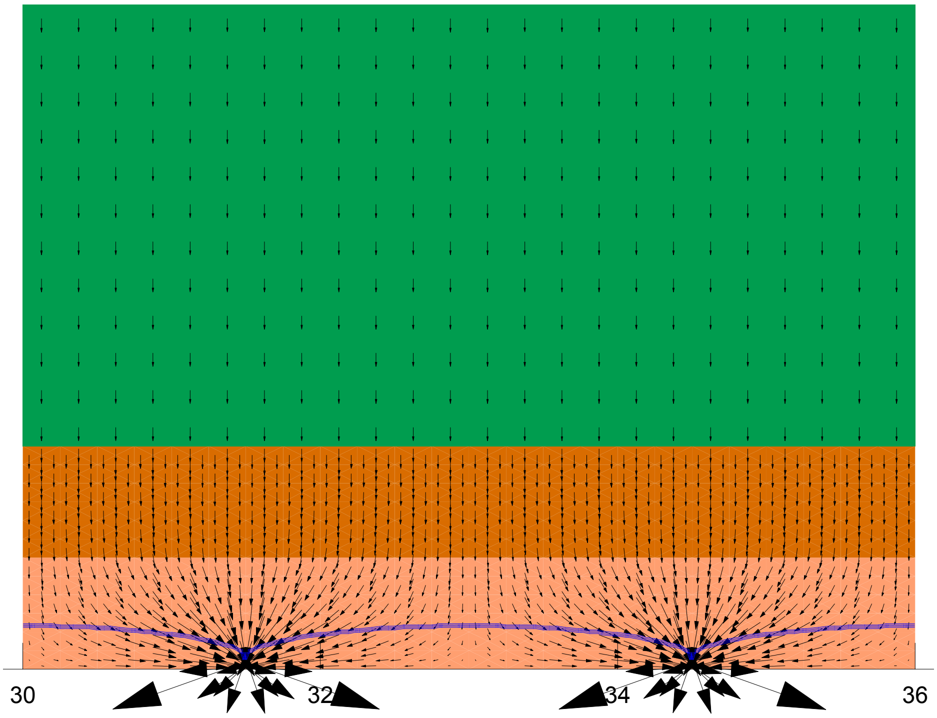

Figura 5.19.- Linha freática e velocidades de fluxo para vazão q = 60 l/h/m^2

As figuras 5.20, 5.21 e 5.22 mostram a influência da variação do coeficiente de permeabilidade saturado da camada de proteção 2 na posição da linha freática desenvolvida na camada de proteção 1 junto à base da pilha. Mantendo-se constantes o coeficiente de permeabilidade da camada de proteção 1 (2.53 x 10^{-2}

cm/s) e a vazão de aplicação da solução no topo da pilha, observa-se que para um decréscimo de 10 vezes no valor do coeficiente de permeabilidade da camada 2 (de 2.53 x 10^{-3} cm/s para 2.53 x 10^{-4} cm/s), a altura máxima de saturação praticamente mantém-se estacionária (aumentando apenas de 8.75cm para 8.79cm).

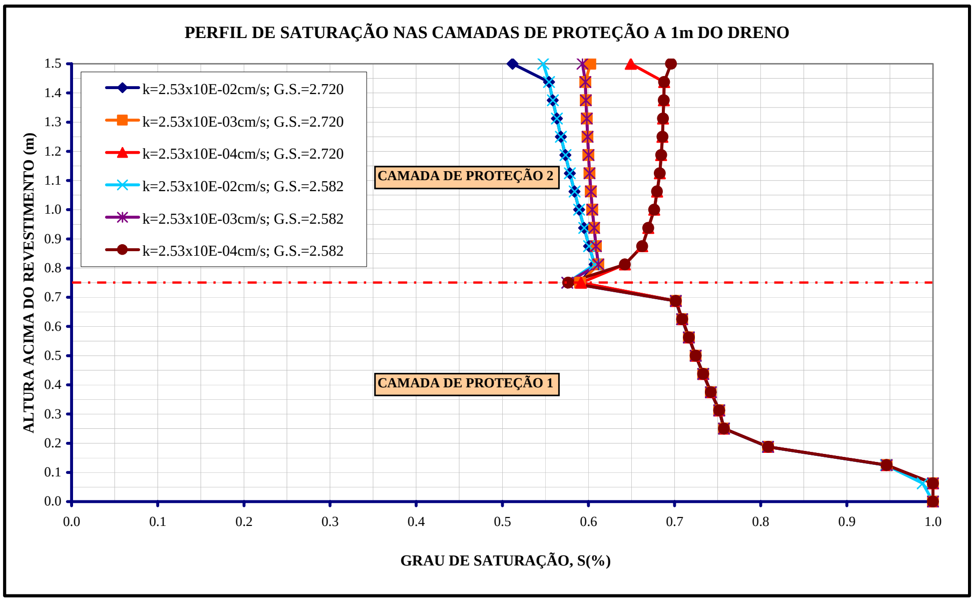

Figura 5.20 - Perfil de saturação nas camadas de proteção com a variação do coeficiente de permeabilidade saturado da camada de proteção 2.

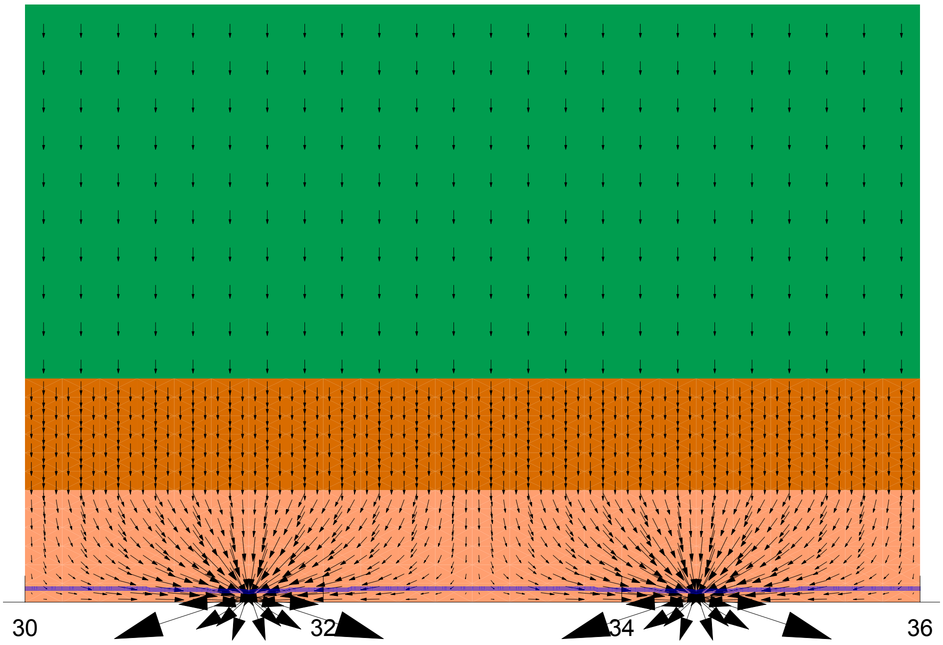

Figura 5.21 - Posição da linha freática e vetores de velocidade de fluxo considerando coeficiente de permeabilidade saturado na camada 2 igual a k = 2.53 x 10^{-3} cm/s.

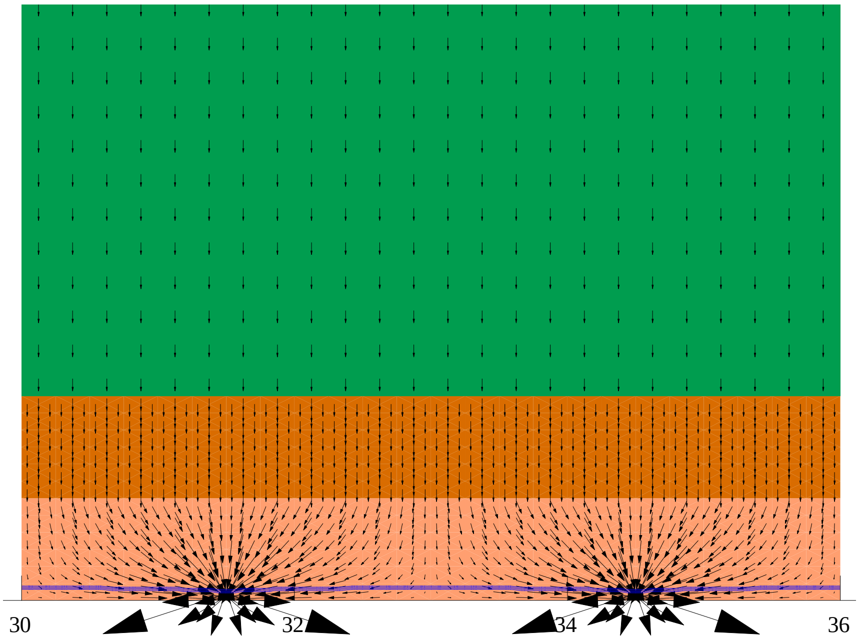

Figura 5.22 - Posição da linha freática e vetores de velocidade de fluxo considerando coeficiente de permeabilidade saturado na camada 2 igual a k = 2.53 x 10^{-4} .cm/s

Nas figuras 5.23, 5.24 e 5.25 são apresentados resultados similares, desta feita obtidos variando-se o coeficiente de permeabilidade saturado da camada de proteção 1 (de 2.53 x 10^{-3}cm/s para 2.53 x 10^{-4} cm/s), conservando constantes o coeficiente de permeabilidade da camada de proteção 2 e a vazão de aplicação da solução ácida q = 8 l/h/m2. Neste caso a variação da altura máxima da linha freática foi significativa, passando de 28cm para 246cm, respectivamente.

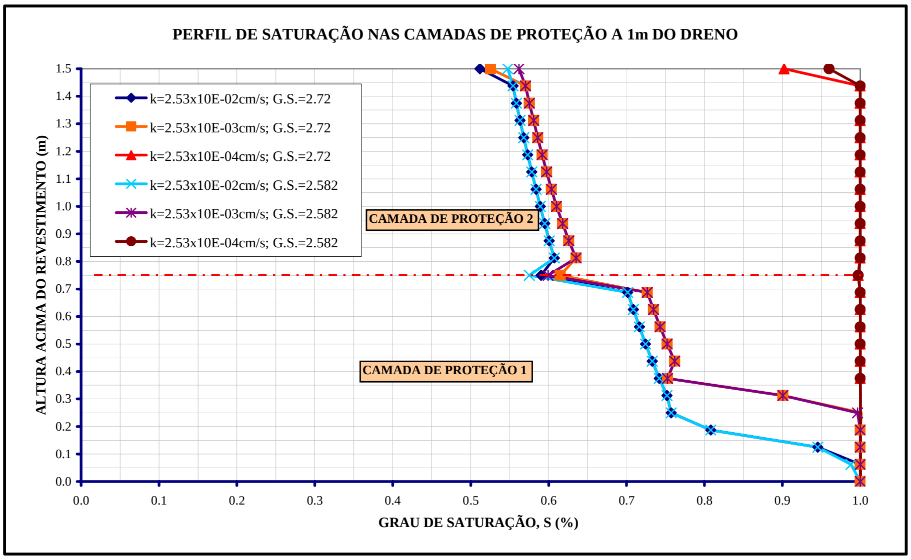

Figura 5.23- Perfil de saturação nas camadas de proteção com a variação do coeficiente de permeabilidade saturado da camada de proteção 1.

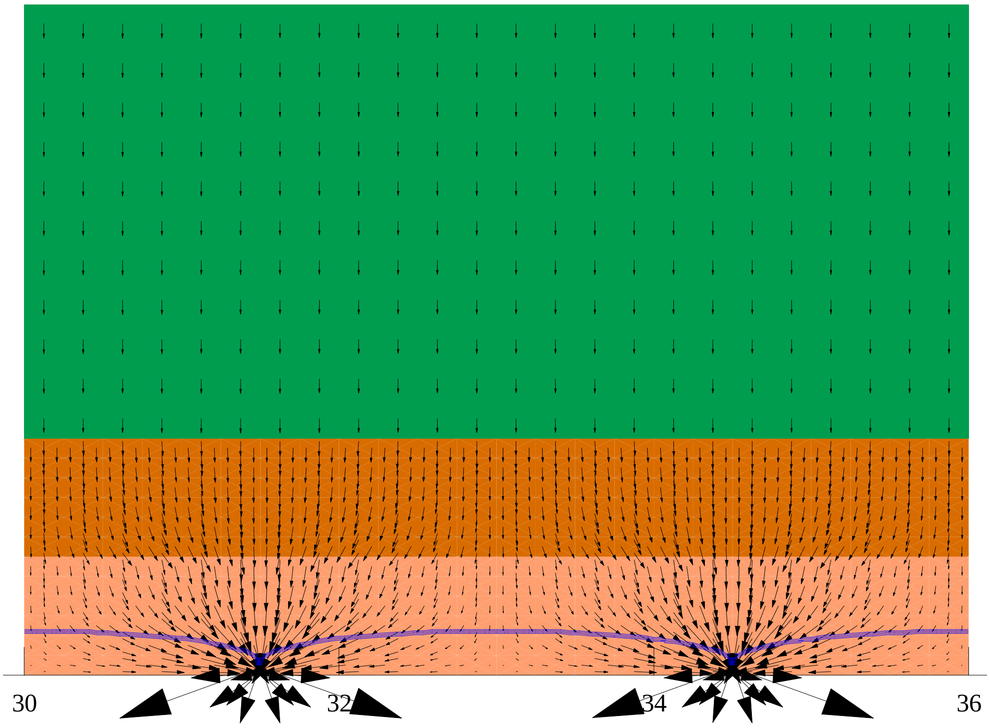

Figura 5.24 - Posição da linha freática e vetores de velocidade de fluxo considerando coeficiente de permeabilidade saturado na camada 1 igual a k = 2.53 x 10^{-3} cm/s

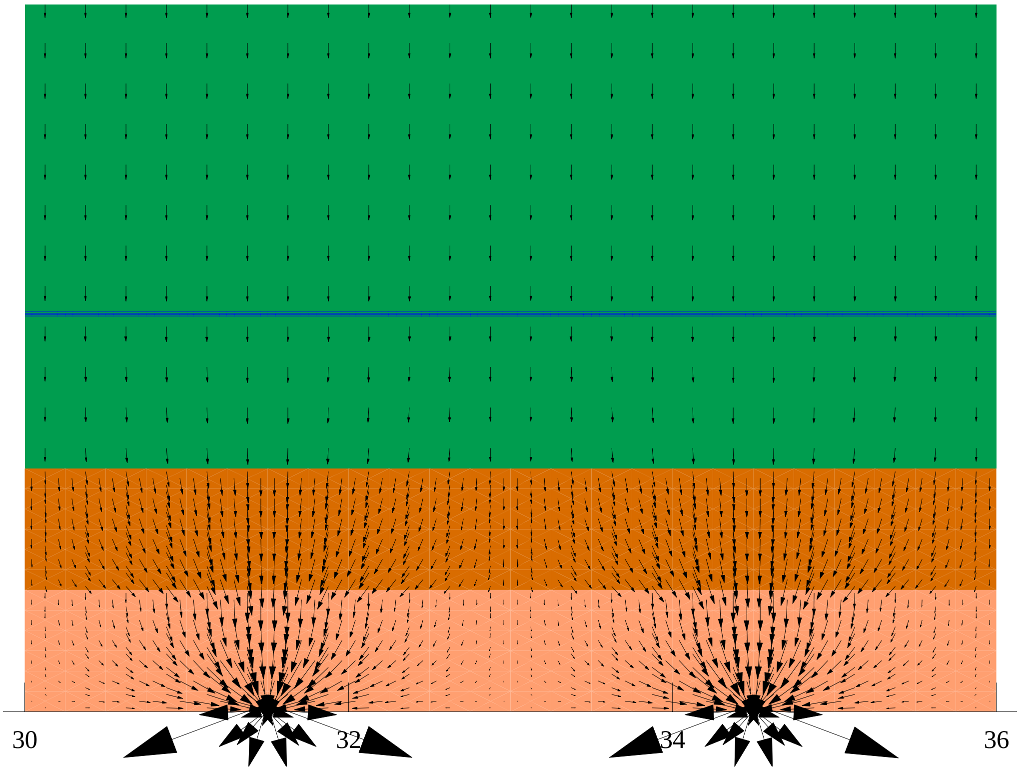

Figura 5.25 - Posição da linha freática e vetores de velocidade de fluxo considerando coeficiente de permeabilidade saturado na camada 1 igual a k = 2.53 x 10^{-4} cm/s

Finalmente, foi investigada a posição da linha freática considerando constantes o coeficiente de permeabilidade da camada de proteção 2 (k = 2.53 x 10^{-2} cm/s) e a vazão de aplicação da solução 8 l/h/m^2, variando-se o coeficiente de permeabilidade da camada de proteção 1 e a distância entre drenos (3m, 6m, 9m), simulando a situação que 1 ou 2 drenos adjacentes deixassem de funcionar, por exemplos, por problemas de entupimento ou esmagamento de minério pelas altas tensões atuantes na base da pilha. A tabela 5.6 mostra os resultados obtidos com as funções de condutividade hidráulica avaliadas pelos métodos de Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980), observando-se que para k = 2,53x10^{-4} cm/s a zona de saturação atinge alturas ($h_{máx}$) inadequadas para um bom funcionamento do processo de lixiviação mesmo para o espaçamento L = 3m, em ambos os casos.

Os parâmetros *a*, *n*, *m* necessários no modelo de Van Genutchen (op.cit.), para as diversas camadas da pilha, estão listados na tabela 5.7. Foram obtidos pelo método dos mínimos quadrados usando-se o aplicativo Excel do sistema Office / Windows considerando-se diversos pontos das curvas características de sucção obtidas em laboratório (figuras 5.2, 5.9 e 5.10) e valores dos coeficientes de permeabilidade saturados conforme tabelas 5.1 e 5.2.

Tabela 5.6.- Altura máxima da zona de saturação considerado fluxo 2D não saturado.

Método	Fredlund e Xing, 1994			Van Genuchten, 1980		
k1 (cm/s)	2.53E-02	2.53E-03	2.53E-04	2.53E-02	2.53E-03	2.53E-04
L = 3 m	0.09	0.28	2.46	0.13	0.42	2.36
L = 6 m	0.14	0.55	3.65	0.26	0.80	3.52
L = 9 m	0.23	0.75	4.96	0.39	0.99	4.83

Tabela 5.7.- Parâmetros do modelo de Van Genuchten (1980)

Camada	k (cm/s)	θ_s (%)	θ_r (%)	a (kPa^{-1})	n	m
Camada1	3.47E-01	34.62	0	1.030	1.195	0.160
Camada2	1.78E-01	27.31	0	1.043	1.194	0.165
Camada3	9.14E-02	22.41	0	1.072	1.188	0.155
Camada4	5.32E-02	20.31	0	1.066	1.178	0.154
Camada5	3.53E-02	17.61	0	1.118	1.185	0.159
Camada6	2.20E-02	14.99	0	1.091	1.180	0.152
C.Proteção 2	2.53E-02	20.95	0	2.507	1.189	0.160
C.Proteção 1	2.53E-02	26.45	0	1.688	1.200	0.167

5.5.
Análises de estabilidade

Para avaliar o fator de segurança estático faz-se uso do método dos elementos finitos e de alguns métodos das fatias (equilíbrio limite) propostos na literatura. Os valores de poropressão na base das fatias são importados da análise numérica do problema de fluxo 2D, não saturado, executada com o módulo SEEP/W. Os parâmetros de resistência para as diversas camadas de minério da pilha são apresentados na tabela 5.8. Observe-se que o ângulo de atrito, em hipótese conservadora, foi considerado decrescente do topo para a base da pilha, embora a mesma ainda não tivesse atingido a sua altura ótima, como se verifica da evolução dos valores do peso específico das diversas camadas. Por outro lado, conforme mencionado no item 2.5, sob tensões muito altas a envoltória de resistência se apresenta curva fazendo com que os ângulos de atrito tenham a tendência de diminuir à medida que as camadas de minério são lançadas na pilha.

Tabela 5.8.- Valores dos parâmetros de resistência (condição saturada) e peso específico natural das camadas de minério de cobre.

Tipo de Material	Altura da Pilha (m)	Peso Específico (kN/m3)	Ângulo de Atrito (ϕ)	Coesão (kPa)
Camada 1	0 a 21	20.30	37	0
Camada 2	21 a 42	21.50	37	0
Camada 3	42 a 63	22.27	36	0
Camada 4	63 a 84	22.69	36	0
Camada 5	84 a 105	23.08	35	0
Camada 6	105 a 126	23.52	35	0
Camada Proteção 2	126 a 126.75	22.69	34	0
Camada Proteção 1	126.75 a 127.5	21.78	34	0
Revestimento	0 - 127.5	10.00	27	0

A malha de elementos finitos utilizada contém um total de 3.324 elementos (quadrilaterais de 8 nós e triangulares de 6 nós) conectados por 9.777 pontos nodais. As condições de contorno aplicadas nos nós situados nas fronteiras inferior e da direita implicam que o fluxo através das mesmas é nulo (condição impermeável). Na parte superior da malha, ao longo dos lados dos elementos, são aplicadas as vazões da solução ácida e os drenos na base são novamente modelados como nós com carga de pressão nula. A base da pilha apresenta uma inclinação de 4,5% (figura 5.26).

As figuras 5.27, 5.28, 5.29 e 5.30 ilustram, respectivamente, a distribuição na seção transversal do talude dos vetores de fluxo, dos valores de poropressão, do teor de umidade volumétrico da pilha e dos valores de carga total.

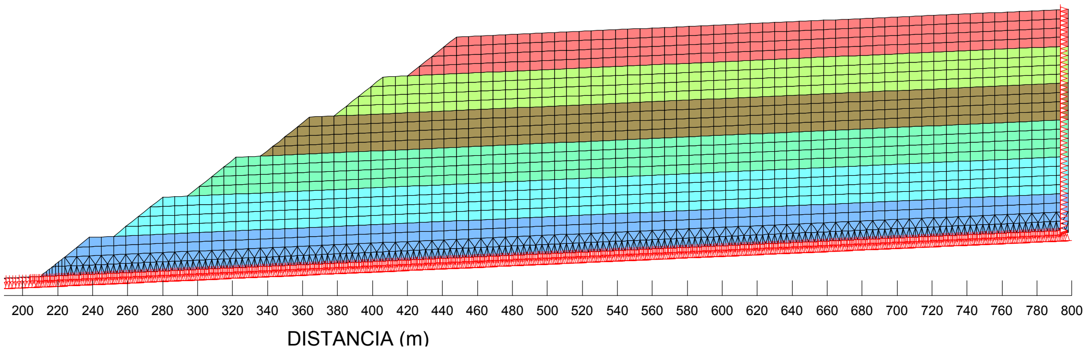

Figura 5.26.- Malha de elementos finitos da seção transversal da pilha de lixiviação.

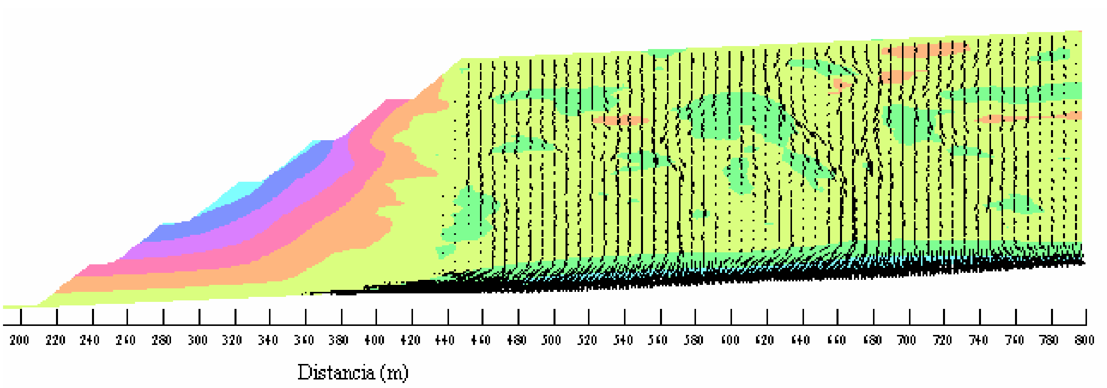

Figura 5.27.- Distribuição dos vetores das velocidades de fluxo, preponderantemente verticais

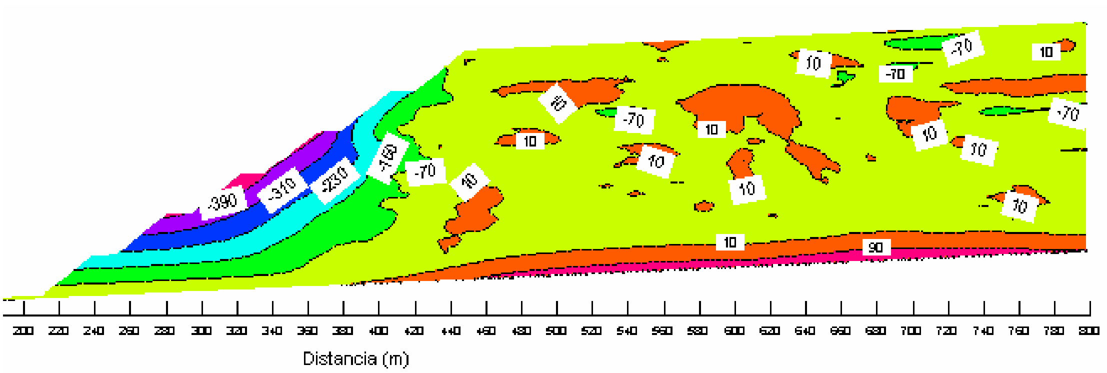

Figura 5.28.- Distribuição das poropressões nas zonas não saturadas e saturadas

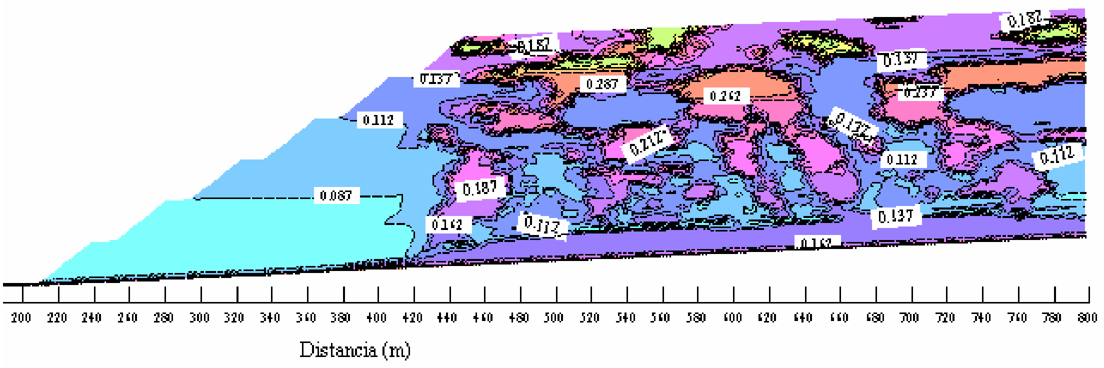

Figura 5.29.- Distribuição dos teores de umidade volumétrico na pilha de lixiviação

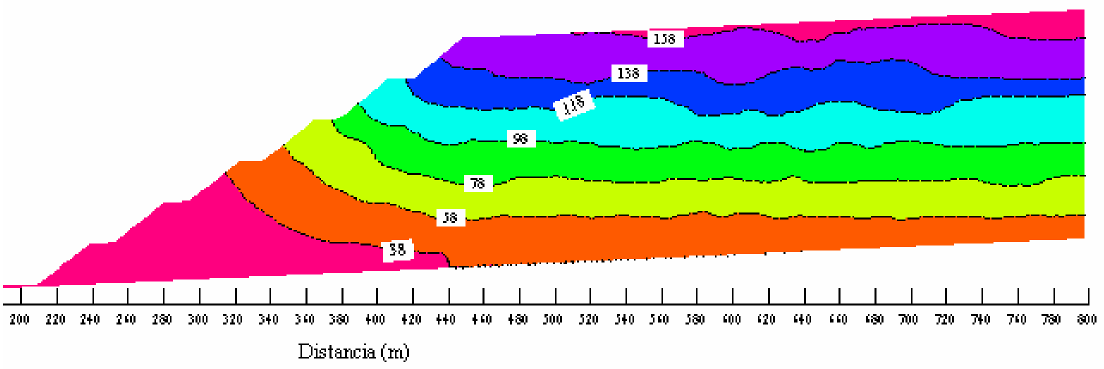

Figura 5.30.- Distribuição das cargas totais

5.5.1. Análise pelo método dos elementos finitos

O programa SIGMA/W foi utilizado para simulação direta do colapso do talude aplicando-se uma redução gradual nos valores do parâmetro de resistência (*tan* ϕ) dos materiais das camadas, conforme mostram as tabelas 5.9 e 5.10.

Tabela 5.9.- Redução da resistência das camadas de minério na simulação do colapso.

Material	ϕ	Tan(ϕ)	Simulação 1		Simulação 2		Simulação 3		Simulação 4		Simulação 5	
			M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*
Camada 1	37	0.7536	1.10	34.41	1.20	32.13	1.30	30.10	1.35	29.17	1.40	28.29
Camada 2	37	0.7536	1.10	34.41	1.20	32.13	1.30	30.10	1.35	29.17	1.40	28.29
Camada 3	36	0.7265	1.10	33.44	1.20	31.19	1.30	29.20	1.35	28.29	1.40	27.43
Camada 4	36	0.7265	1.10	33.44	1.20	31.19	1.30	29.20	1.35	28.29	1.40	27.43
Camada 5	35	0.7002	1.10	32.48	1.20	30.26	1.30	28.31	1.35	27.41	1.40	26.57
Camada 6	35	0.7002	1.10	32.48	1.20	30.26	1.30	28.31	1.35	27.41	1.40	26.57
C.Proteção 2	34	0.6745	1.10	31.52	1.20	29.34	1.30	27.42	1.35	26.55	1.40	25.72
C.Proteção 1	34	0.6745	1.10	31.52	1.20	29.34	1.30	27.42	1.35	26.55	1.40	25.72

Tabela 5.10.- Redução da resistência das camadas de minério na simulação do colapso.

Material	ϕ	Tan(ϕ)	Simulação 6		Simulação 7		Simulação 8		Simulação 9		Simulação 10	
			M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*
Camada 1	37	0.7536	1.45	27.46	1.50	26.67	1.55	25.93	1.60	25.22	1.65	24.55
Camada 2	37	0.7536	1.45	27.46	1.50	26.67	1.55	25.93	1.60	25.22	1.65	24.55
Camada 3	36	0.7265	1.45	26.61	1.50	25.84	1.55	25.11	1.60	24.42	1.65	23.77
Camada 4	36	0.7265	1.45	26.61	1.50	25.84	1.55	25.11	1.60	24.42	1.65	23.77
Camada 5	35	0.7002	1.45	25.78	1.50	25.02	1.55	24.31	1.60	23.64	1.65	22.99
Camada 6	35	0.7002	1.45	25.78	1.50	25.02	1.55	24.31	1.60	23.64	1.65	22.99
C.Proteção 2	34	0.6745	1.45	24.95	1.50	24.21	1.55	23.52	1.60	22.86	1.65	22.23
C.Proteção 1	34	0.6745	1.45	24.95	1.50	24.21	1.55	23.52	1.60	22.86	1.65	22.23

Para a análise das tensões pelo método de elementos finitos foi utilizada como relação constitutiva dos materiais da pilha um modelo elasto-perfeitamente plástico associado ao critério de ruptura de Mohr-Coulomb. Este modelo necessita de 4 constantes do material - módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν), ângulo de atrito (ϕ) e coesão (c) – cujos valores estão listados na tabela 5.11. Para estimativa do módulo de elasticidade, adotou-se o valor do módulo de descarregamento-recarregamento $E_{ur,}$ normalmente utilizados no modelo constitutivo hiperbólico (Duncan e Chang, 1970). A escolha desta formulação para obtenção dos correspondentes módulos de elasticidade é que existe na literatura, fruto da experiência acumulada, grande quantidade de informações a respeito dos valores dos parâmetros do modelo hiperbólico para muitos tipos de materiais, incluindo enrocamento.

$$E_{ur} = K_{ur} P_a \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right)^n \tag{5.4}$$

onde P_a é um valor de normalização das unidades e equivalente à pressão atmosférica e K_{ur} e n são parâmetros do material.

A malha de elementos finitos (figura 5.26) contém 3.324 elementos (quadrilaterais de 8 nós e triangulares de 6 nós) conectados por 9.777 pontos nodais. As condições de contorno para os nós da fronteira à direita da malha são deslocamentos horizontais nulos e para os nós da base são impostos deslocamentos nulos em ambas das direções. A figura 5.31 ilustra a variação das tensões principais máximas na seção transversal da pilha de lixiviação.

Tabela 5.11.- Valores dos parâmetros para as análises de tensões elastoplásticas.

Material	Atrito ϕ	Coesão (kPa)	Prof (m)	γsat (kN/m3)	ν	K_o	σ_1 (kPa)	σ_3 (kPa)	K_{ur}	n	E_{ur} (MPa)
Camada N°1	37	0	10.50	20.30	0.3	0.43	213.15	91.35	1000	0.5	96.196
Camada N°2	37	0	31.50	21.50	0.3	0.43	652.05	279.45	1000	0.5	168.251
Camada N°3	36	0	52.50	22.27	0.3	0.43	1111.64	476.42	1000	0.5	219.683
Camada N°4	36	0	73.50	22.69	0.3	0.43	1583.72	678.74	1000	0.5	262.213
Camada N°5	35	0	94.50	23.08	0.3	0.43	2064.30	884.70	1000	0.5	299.366
Camada N°6	35	0	115.50	23.52	0.3	0.43	2553.60	1094.40	1000	0.5	332.961
C.Proteção 2	34	0	126.38	22.69	0.3	0.43	2809.07	1203.89	1000	0.5	349.219
C.Proteção 1	34	0	127.50	21.78	0.3	0.43	2833.91	1214.53	1000	0.5	350.760

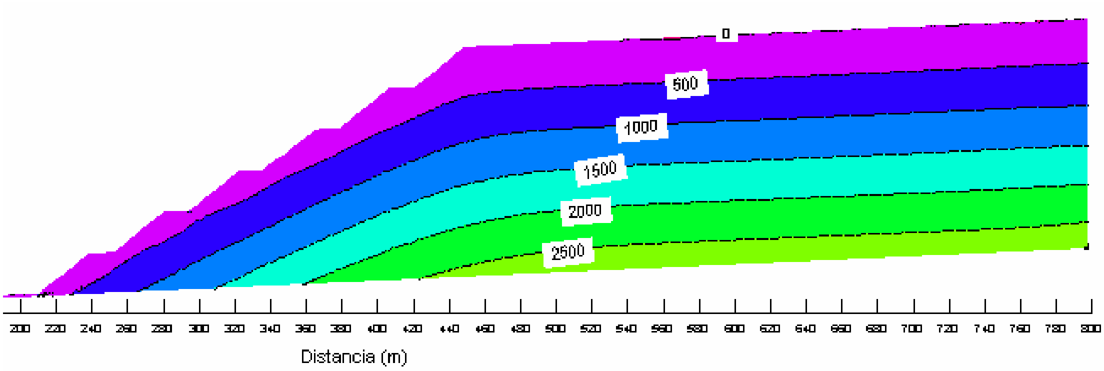

Figura 5.31.- Distribuição dos valores das tensões principais máximas na pilha de lixiviação.

A não convergência da solução numérica, para determinado valor do fator de redução M, indica o respectivo fator de segurança do talude, i.e. FS = M. A figura 5.32 ilustra a convergência das equações de equilíbrio para vários valores do fator de redução M, tendo sido considerado como resposta da análise de estabilidade o valor M = FS = 1,60, além do qual os resultados numéricos apresentam não-convergência da solução do sistema de equações. As figuras 5.33 e 5.34 apresentam os campos de deslocamentos para alguns os diferentes valores do fator de redução M considerados nesta análise.

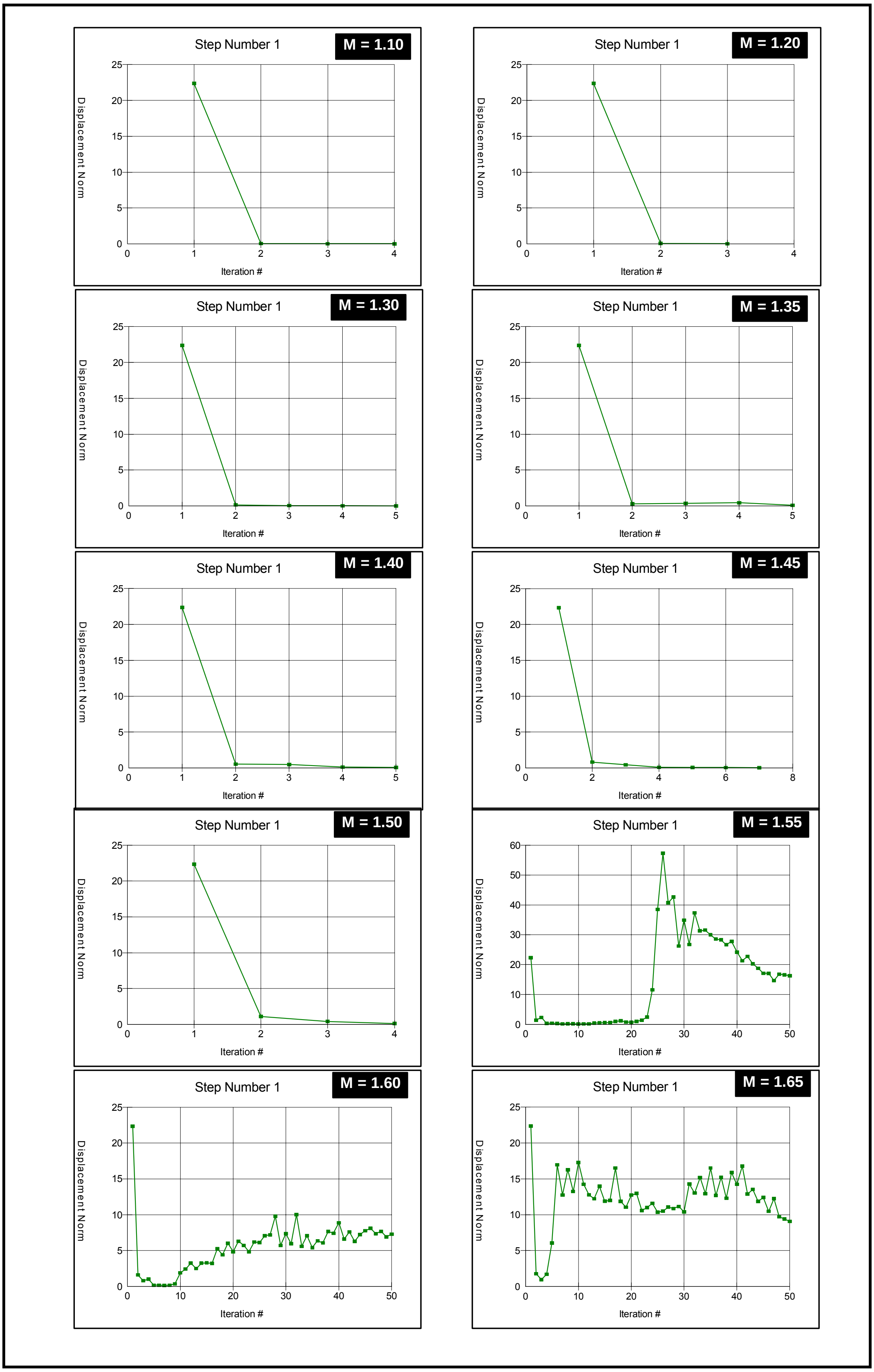

Figura 5.32.- Convergência da solução numérica para valores do fator de redução M.

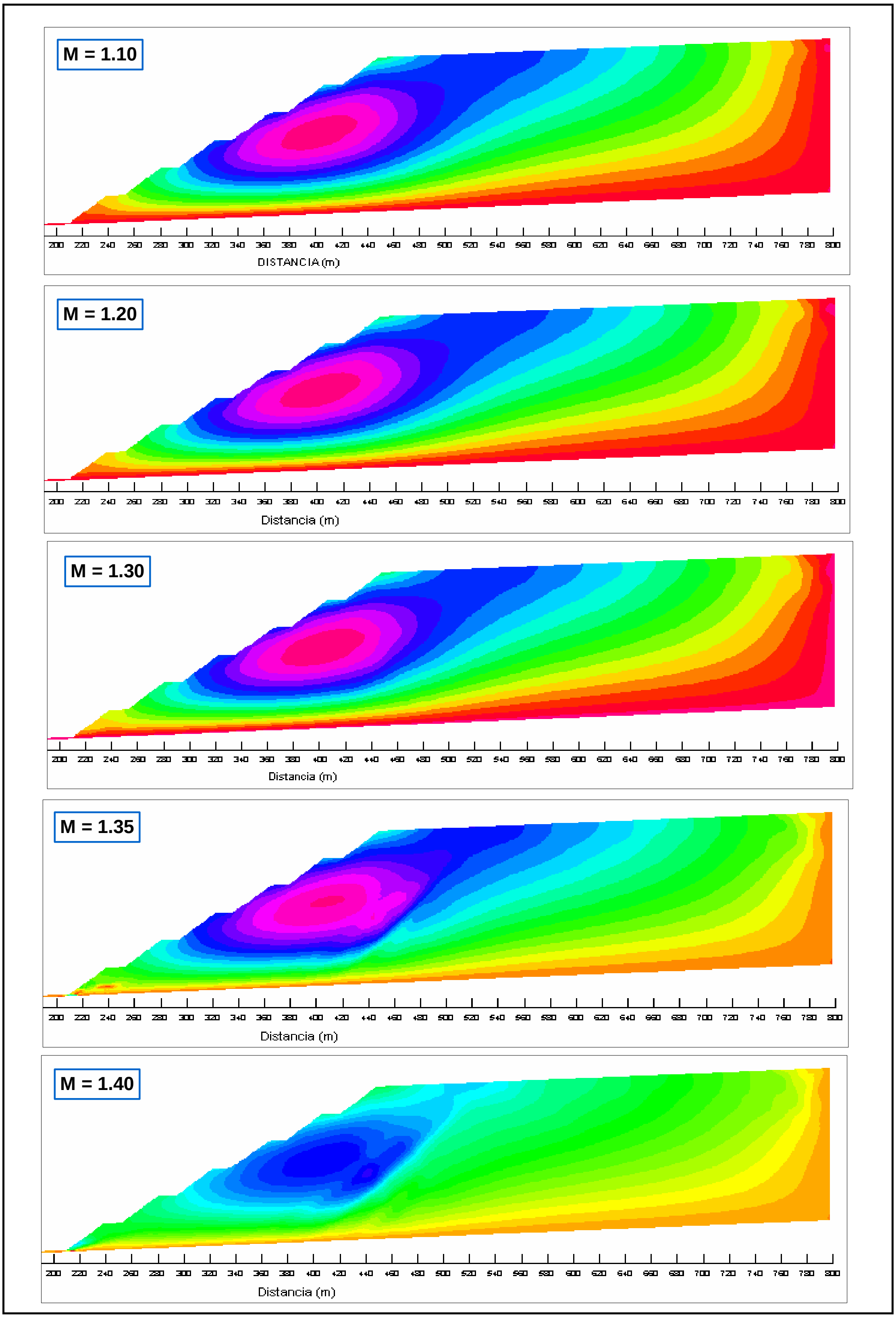

Figura 5.33.- Campo de deslocamentos para M = 1,10 a M = 1,40

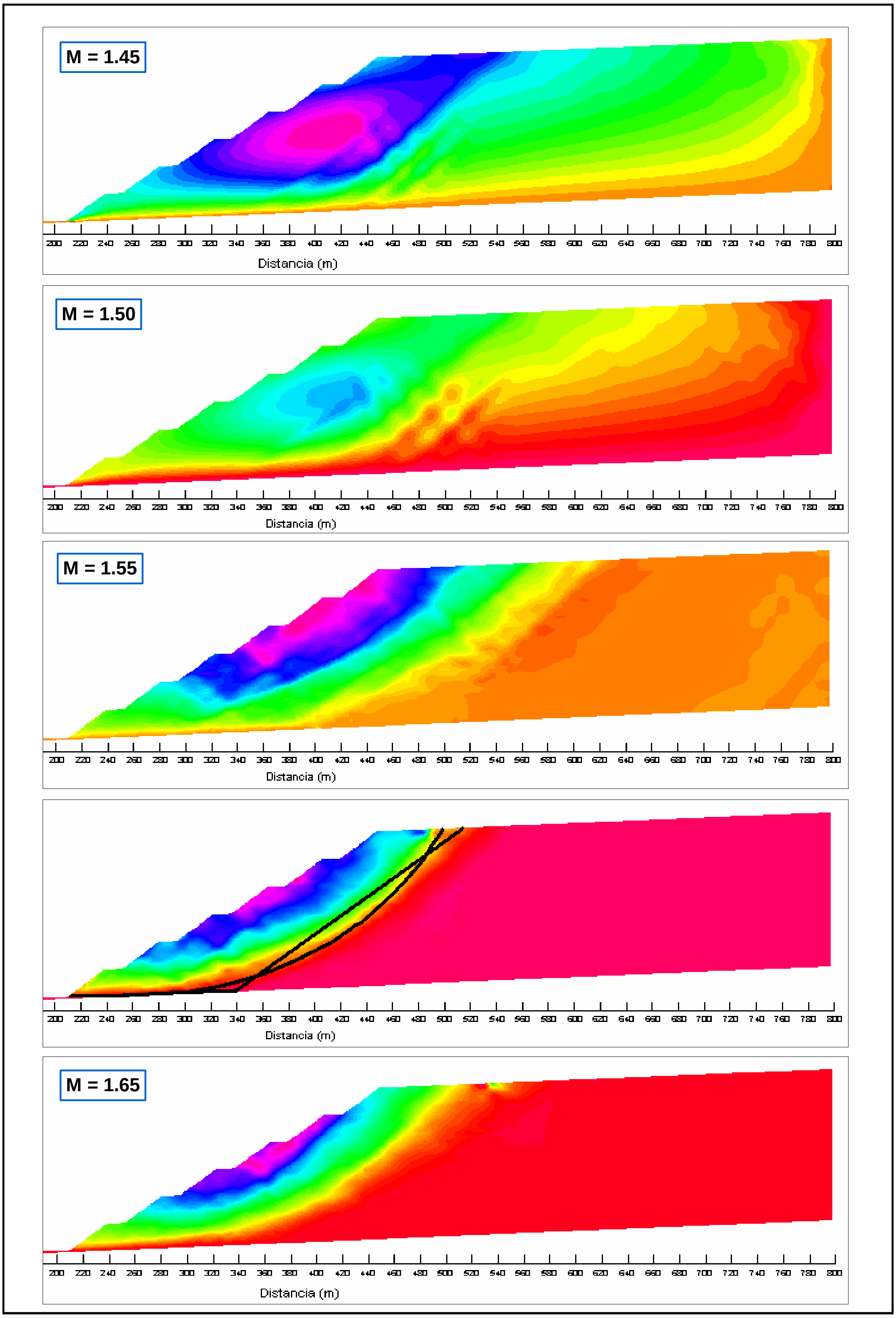

Figura 5.34.- Campo de deslocamentos para M = 1,45.a M = 1.65 com indicação das superfícies plana e composta para M = 1,60..

5.5.2. Análise pelo método de equilíbrio limite aperfeiçoado

Além das análises pelos métodos de fatias clássicos, é possível combinar os resultados obtidos nos módulos de análises de tensões (SIGMA/W) e de fluxo (SEEP/W) com o módulo de estabilidade de taludes (SLOPE/W) para executar análises de estabilidade pelo chamado método de equilíbrio limite aperfeiçoado (item 4.2.2) onde as tensões devidas ao carregamento da pilha e as poro-pressões geradas pelo fluxo da solução de lixiviação são determinadas ao longo das potenciais superfícies de ruptura com base no método dos elementos finitos.

Com base nos resultados da simulação por colapso (figura 5.34 com M = 1,60) foram consideradas duas superfícies de ruptura potenciais, a primeira como composição de um arco de círculo com superfície plana junto ao pé do talude (figura 5.35) e a segunda como união de duas superfícies planas (figura 5.36).

a) Superfície de ruptura composta

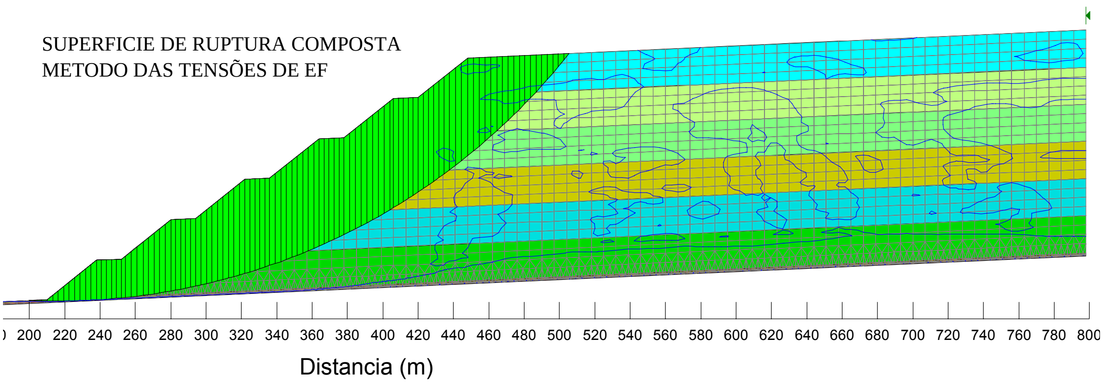

Figura 5.35 .- Superfície de ruptura composta (FS = 1,634)

b) Superfície de ruptura plana

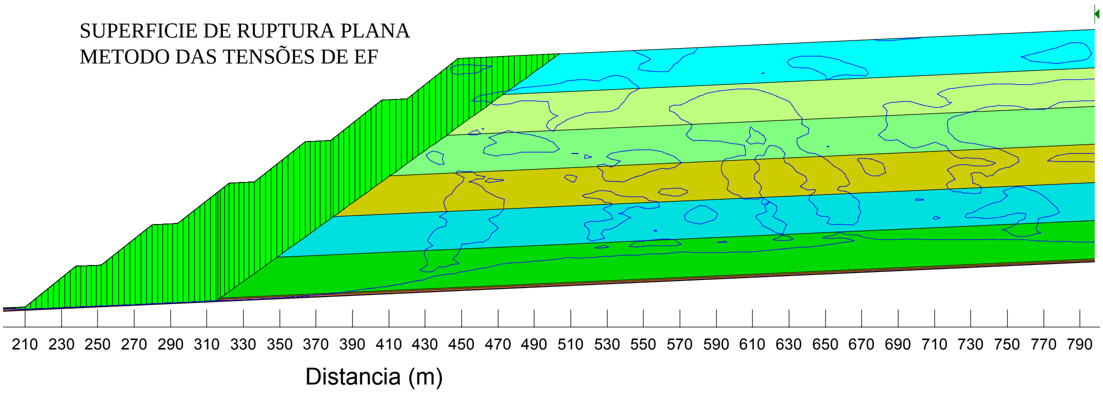

Figura 5.36.- Superfície de ruptura plana (FS = 1,645)

5.5.3. Análise pelo método de equilíbrio limite

Os resultados das avaliações do fator de segurança estático por método de equilíbrio limite (método das fatias) estão apresentados nas figuras 5.37 e 5.38 e nas tabelas 5.12 e 5.13, determinados pelo módulo computacional SLOPE/W com importação prévia de dados do módulo SEEP/W. Nestas tabelas FS_m indica método baseado em equilíbrio de momentos (equação 4.5) e FS_f em equilíbrio de forças (equação 4.7).

a) Superfície de ruptura composta

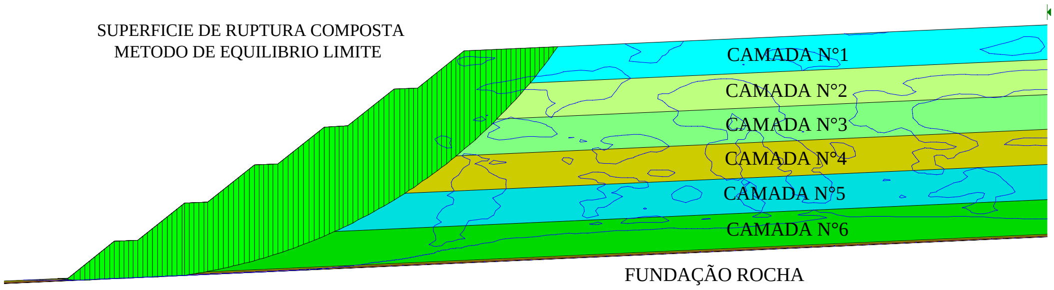

Figura 5.37.- Potencial superfície de ruptura composta – método de equilíbrio limite.

Tabela 5.12.- Fatores de segurança para superfície composta

Método	FS_m	FS_f
Bishop's Simplificado	1.618	_
Spencer	1.603	1.603
Lowe_Karafiath	_	1.601
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.607	1.607
Finite Element Based Function	1.603	1.603
$FS_{médio}$	**1.608**	**1.604**

b) Superfície de ruptura plana

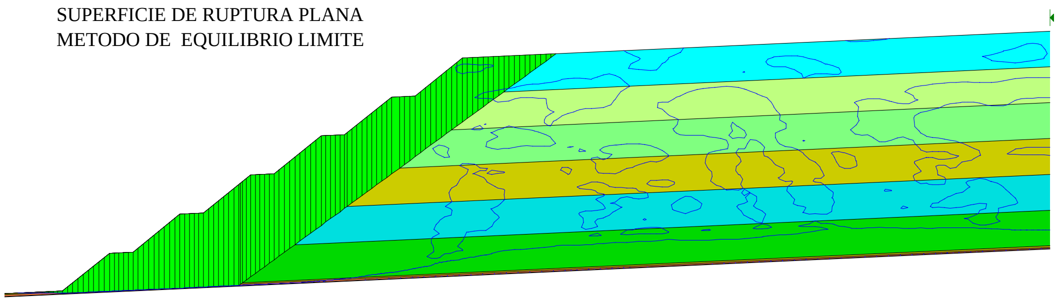

Figura 5.38.- Posição da potencial superfície de ruptura plana – método de equilíbrio limite.

Tabela 5.13.- Fator de segurança para superfície plana.

Método	FS_m	FS_f
Spencer	1.602	1.602
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.611	1.611
Finite Element Based Function	1.604	1.604
$FS_{médio}$	**1.606**	**1.606**

5.5.4.
Comparação dos resultados

A tabela 5.14 permite comparar o valor numérico do fator de segurança determinado pelo método dos elementos finitos (FS = 1,60) com aqueles calculados pelo método de equilíbrio limite e método de equilíbrio limite aperfeiçoado com base em 2 potenciais superfícies de ruptura.

Tabela 5.14.- Valores dos fatores de segurança estáticos

Superfície de Ruptura Composta	FS
Equilíbrio Limite (Slope/w + Seep/w)	1.610
Equilíbrio Limite Aperfeiçoado - Elasto-Plástico (Slope/w +Seep/w + Sigma/w)	1.634
Superfície de Ruptura Plana	FS
Equilíbrio Limite (Slope/w + Seep/w)	1.610
Equilíbrio Limite Aperfeiçoado - Elasto-Plástico (Slope/w +Seep/w + Sigma/w)	1.645

5.5.5.
Análise pseudo-estática

Os resultados das análises de estabilidade pseudo-estáticas (tabelas 5.15 e 5.16) foram obtidos considerando-se valores do coeficiente sísmico k_h = 0,10g, 0,15g e 0,20g.

a) Superfície de ruptura composta

Tabela 5.15.- Fatores de segurança para superfície composta

Coeficiente Sísmico, K_h	0.10g		0.15g		0.20g	
Método	FS_m	FS_f	FS_m	FS_f	FS_m	FS_f
Bishop's Simplificado	1.285	_	1.164	_	1.057	_
Spencer	1.276	1.276	1.152	1.152	1.047	1.047
Lowe_Karafiath	_	**1.246**	_	**1.115**	_	**1.005**
Morgenstern - Price:						
Half_Sene Function	1.280	1.280	1.157	1.157	1.053	1.052
Finite Element Based Function	1.276	1.276	1.152	1.152	1.048	1.048
$FS_{médio}$	**1.279**	**1.270**	**1.156**	**1.144**	**1.051**	**1.038**

b) Superfície de ruptura plana

Tabela 5.16.- Fatores de segurança para superfície plana

Coeficiente Sísmico, K_h	0.10g		0.15g		0.20g	
Método	FS_m	FS_f	FS_m	FS_f	FS_m	FS_f
Spencer	1.296	1.295	1.179	1.178	1.080	1.079
Morgenstern - Price:						
Half_Sene Function	1.304	1.304	1.188	1.187	1.089	1.089
Finite Element Based Function	1.298	1.298	1.181	1.181	1.082	1.082
$FS_{médio}$	**1.299**	**1.299**	**1.183**	**1.182**	**1.084**	**1.083**

5.6. Análise sísmica

Os parâmetros elásticos utilizados na análise sísmica da estabilidade da pilha de lixiviação estão mostrados na tabela 5.17. O valor do módulo de cisalhamento G_{max} foi obtido da equação empírica de Seed e Idriss (1970) para solos granulares, considerando k_2 =100 (tipicamente varia entre 80 e 180).

$$G_{máx} = 218.82 k_2 \left(\sigma'_m\right)^{0.5} \text{(kPa)} \qquad (5.5)$$

$$E_{\max} = G_{máx} 2(1+\nu) \qquad (5.6)$$

Tabela 5.17.- Parâmetros para análise dinâmica.

Material	γ (kN/m3)	ν	K_o	σ_1 (kPa)	σ_3 (kPa)	σ_m (kPa)	$G_{máx}$ (MPa)	$E_{máx}$ (MPa)
Camada N°1	20.30	0.3	0.43	213.15	91.35	131.95	251.357	653.529
Camada N°2	21.50	0.3	0.43	652.05	279.45	403.65	439.632	1143.044
Camada N°3	22.27	0.3	0.43	1111.64	476.42	688.16	574.024	1492.463
Camada N°4	22.69	0.3	0.43	1583.72	678.74	980.40	685.153	1781.398
Camada N°5	23.08	0.3	0.43	2064.30	884.70	1277.90	782.232	2033.803
Camada N°6	23.52	0.3	0.43	2553.60	1094.40	1580.80	870.012	2262.032
C. Proteção 2	22.69	0.3	0.43	2809.07	1203.89	1738.95	912.494	2372.486
C. Proteção 1	21.78	0.3	0.43	2833.91	1214.53	1754.33	916.521	2382.954

A malha utilizada é a mesma da figura 5.26. O modelo constitutivo para o minério de cobre empregado nesta análise é o método linear equivalente, como usual em vários problemas de dinâmica de solos, no qual o módulo de cisalhamento (G) e a razão de amortecimento ζ são continuamente atualizados em função das amplitude das deformações computadas. A atualização destes parâmetros termina quando os níveis de deformação calculados pelo programa de elementos finitos são compatíveis com os níveis de deformação associados aos parâmetros G (figura 5.39) e ζ (figura 5.40) empregados no modelo. O valor do coeficiente de Poisson é admitido constante.

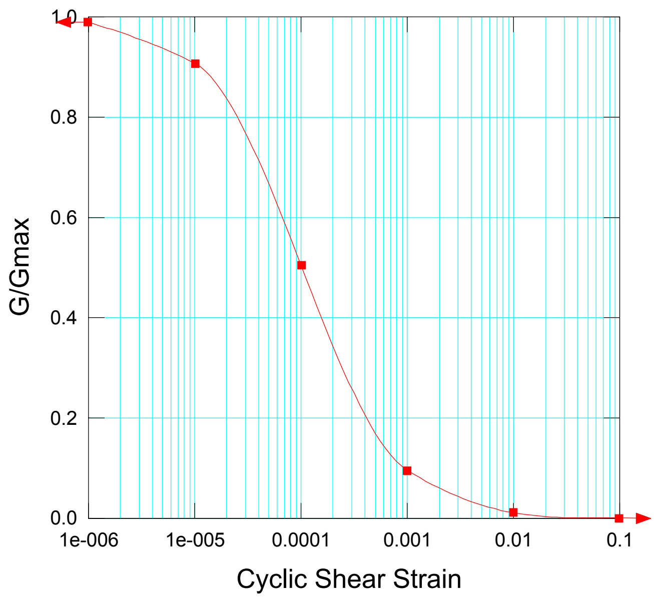

Figura 5.39.- Função de redução do módulo de cisalhamento G.

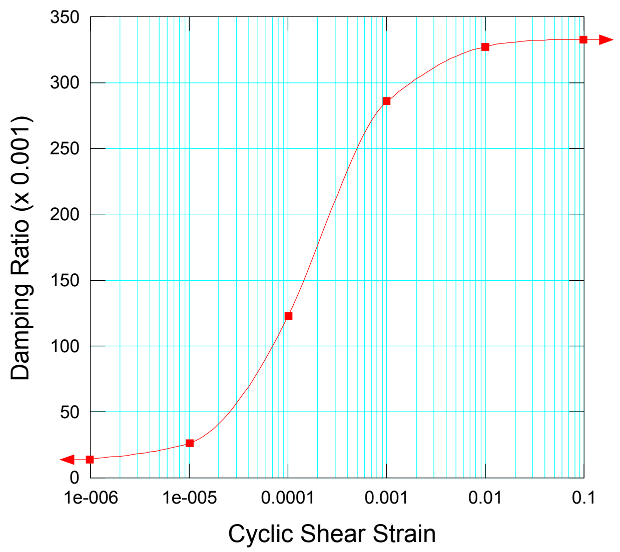

Figura 5.40.- Função da redução da razão de amortecimento ξ.

A atividade sísmica no Peru é devida principalmente pelo movimento de subducção da placa de Nazca sob a placa Sul-Americana a uma velocidade relativa de 8 a 10 cm/ano. Em conseqüência, o sul do Peru, região de construção da pilha de lixiviação de cobre, é de alta atividade sísmica conforme pode ser observado na figura 5.41, onde os círculos representam terremotos superficiais, os quadrados a distâncias epicentrais intermediárias (100km) e os triângulos a sismos profundos.

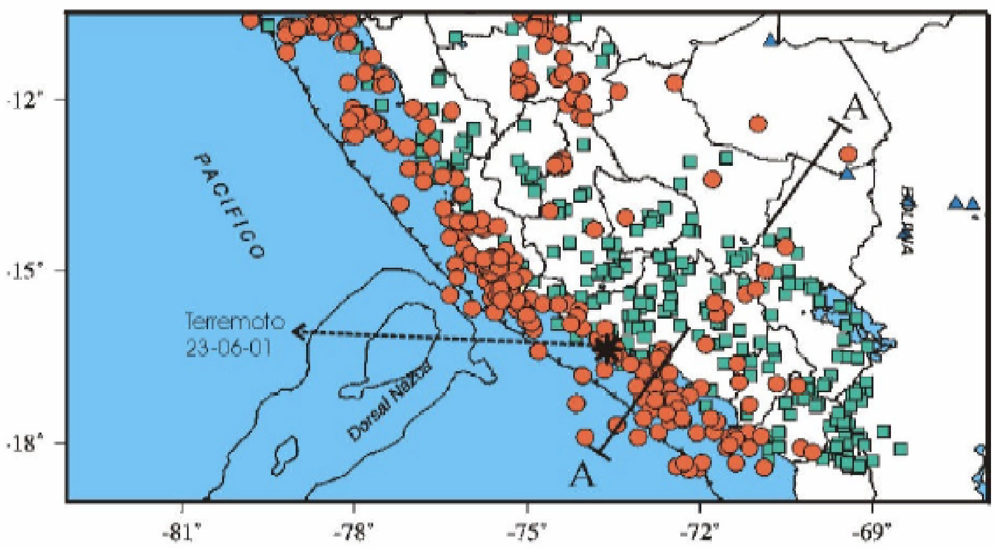

Figura 5.41.- Sismicidade na região sul do Peru entre 1964 e 1996 (magnitudes M > 5) – Instituto Geofísico do Peru

De análises regionais de perigo sísmico, é possível esperar-se terremotos com magnitude local de 7,5 na escala Richter com valores máximos de aceleração do terreno iguais a 0,30g . Nesta dissertação foram escolhidos para análise da estabilidade dinâmica da pilha de lixiviação os registros sísmicos do terremoto de Lima (1974), com 76 segundos de duração (figura 5.42), e o terremoto de Moquega (2001), com 120 segundos de duração (figura 5.43). O terremoto de Lima apresentou aceleração máxima de 0,19g, tendo seu registro sido normalizado para uma aceleração máxima de 0,30g.

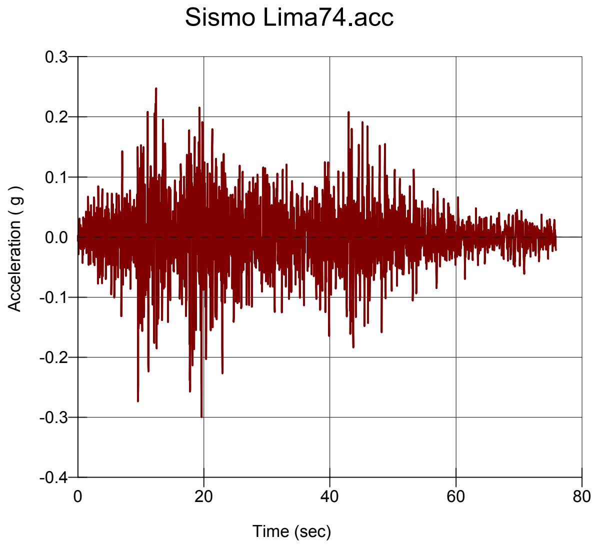

Figura 5.42.- Registro do terremoto de Lima (1974) normalizado para aceleração máxima de 0.30g.

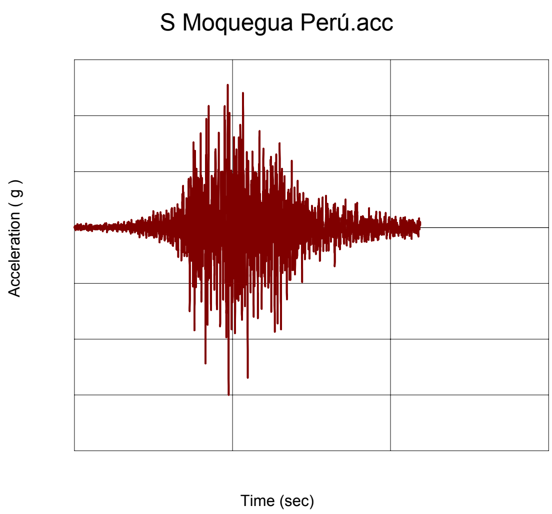

Figura 5.43.- Registro do terremoto de Moquega (2001) com aceleração máxima de 0.30g.

Um aspecto importante da análise dinâmica por elementos finitos é a escolha cuidadosa do tamanho do elemento, principalmente nos casos em que efeitos de alta freqüência são importantes. Kuhlemeyer e Lysmer (1973) constataram que o tamanho do elemento na direção de propagação da onda tem grande influência nos resultados da análise dinâmica, com grandes elementos mostrando-se incapazes de transmitir movimentos sob altas freqüências. Aqueles autores propuseram a regra empírica que o tamanho do elemento finito para uma transmissão eficiente da freqüência não deve ser maior do que 1/8 do menor comprimento de onda, atualizando uma recomendação anterior (Lysmer e Kuhlemeyer, 1969) que fixava o limite de 1/12.

$$h_{\max} = \frac{1}{8}\frac{v_s}{f_{máx}} \tag{5.7}$$

onde v_s é velocidade de propagação da onda S e $f_{máx}$ a máxima freqüência de interesse (*cutoff frequency*)

Considerando como valores médios do módulo de cisalhamento máximo G_{max} = 680 MPa, do peso específico médio γ = 22,23 kN/m^3 e da velocidade de propagação de onda cisalhante v_s = 550 m/s, a máxima freqüência f_{max} foi estimada das freqüências naturais da pilha de altura H = 127,5 m de acordo com (Kramer, 1996):

$$\begin{aligned} f_1 &= \frac{1}{2\pi}(2.404)\frac{v_s}{H} \\ f_2 &= \frac{1}{2\pi}(5.520)\frac{v_s}{H} \\ f_3 &= \frac{1}{2\pi}(8.654)\frac{v_s}{H} \end{aligned} \tag{5.8}$$

As três primeiras freqüências naturais da pilha resultaram em f_1 = 1.65 Hz, f_2 = 3.79 Hz e f_3 = 5.94 Hz. Como a maior parte da energia em um evento sísmico é transmitida nas primeiras freqüências, a freqüência máxima foi limitada em f_{max} = 10 Hz. Em conseqüência, pela equação (5.7), em um elemento de altura máxima igual a 7m, considerando-se que as ondas S se propagam verticalmente da base para o topo da pilha.

As condições estáticas iniciais foram avaliadas pelo módulo computacional dinâmico QUAKE/W antes de ser aplicado o registro das acelerações sísmicas na base da malha de elementos finitos.

Utilizando-se o registro correspondente ao terremoto normalizado de Lima (1974) foram computados no topo da pilha os registros de deslocamentos horizontais e de acelerações horizontais apresentados nas figuras 5.44 e 5.45 respectivamente, indicando um fator de majoração dinâmica de 2.30, com a aceleração máxima na base da pilha aumentada para o valor a_{max} = 0,69g em seu topo.

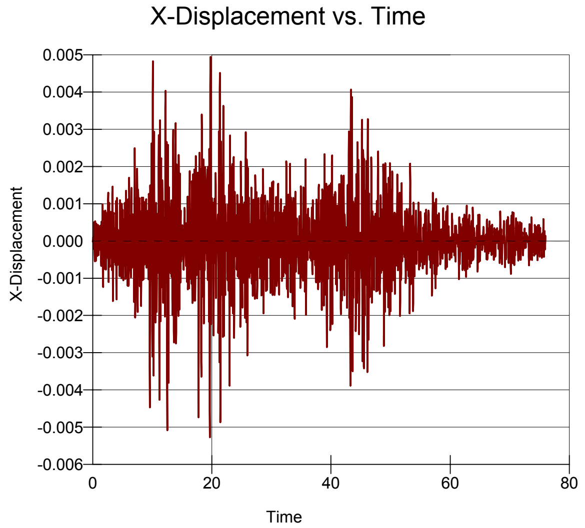

Figura 5.44.- Registro dos deslocamentos horizontais no topo da pilha

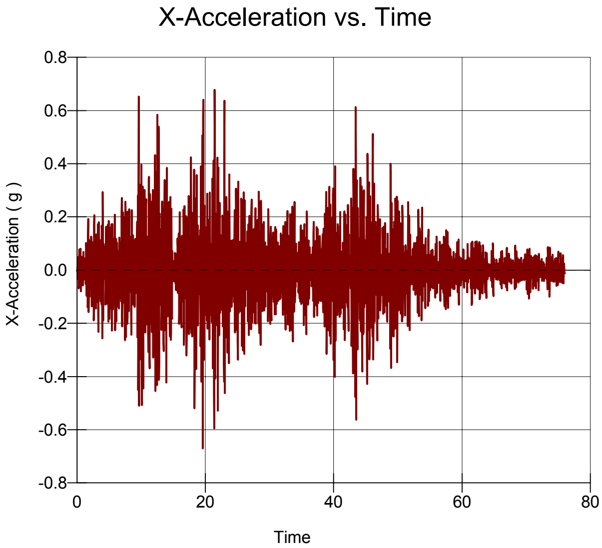

Figura 5.45.- Registro das acelerações horizontais no topo da pilha.

Para o sismo de Moquega (2001), resultados similares mostrados nas figuras 5.46 e 5.47 resultam num fator de majoração dinâmica de 2.60, passando a aceleração horizontal de 0,30g na base para um valor máximo a_{max} = 0,78g no topo.

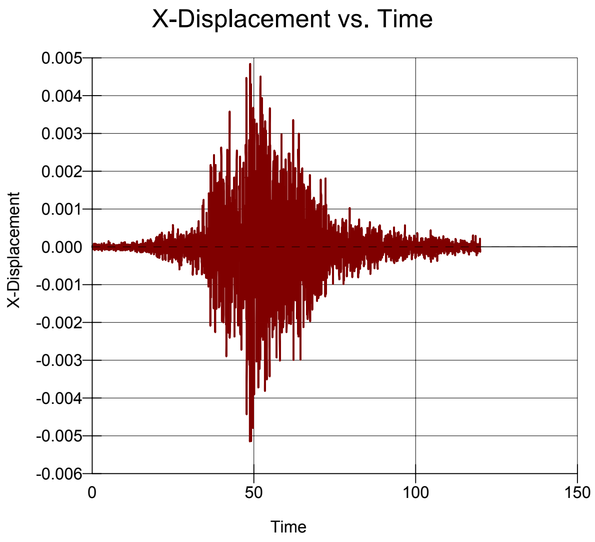

Figura 5.46.- Registro de deslocamentos horizontais no topo da pilha.

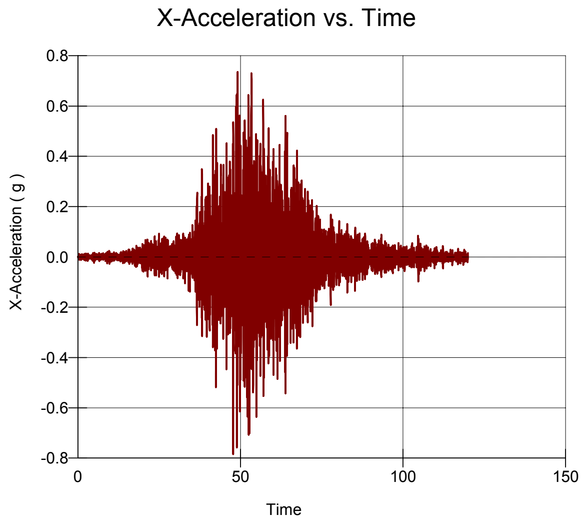

Figura 5.47.- Registro das acelerações horizontais no topo da pilha.

Os resultados numéricos (deslocamentos, velocidades, acelerações) do módulo computacional QUAKE/W obtidos em cada incremento de tempo (3.800 incrementos de 0,02 segundos para o terremoto de Lima e 12.000 incrementos de 0,01 segundos para o terremoto de Moquegua) foram utilizados pelo módulo SLOPE/W para cálculo da variação no tempo do fator de segurança pelo método do equilíbrio limite aperfeiçoado (equação 4.13). Adicionalmente, os deslocamentos permanentes causados pelo terremoto são obtidos com base no método de Newmark (1965). A aceleração média da massa deslizante que produz um fator de segurança igual a 1 é chamada aceleração de fluência (ou escoamento); para acelerações superiores à mesma considera-se que haverá deslocamentos permanentes, calculados por dupla integração da parcela da aceleração que excede ao valor de fluência.

5.6.1.
Terremoto de Lima (1974)

a) Superfície de ruptura composta

A variação temporal do fator de segurança é apresentada na figura 5.48, de onde se observa valor máximo F_{max} = 3,90 e valor mínimo F_{min} = 1. Na figura 5.49 é mostrada a variação do fator de segurança com a aceleração média da massa deslizante, indicando que não é atingido durante o sismo a aceleração de fluência correspondente ao valor do fator de segurança FS = 1.

O método de Newmark (1965), como mencionado, consiste na dupla integração no tempo das acelerações médias (figura 5.50) que excedem ao valor da aceleração de fluência, assim determinando-se um deslocamento permanente médio da massa deslizante. Neste caso, o deslocamento permanente é evidentemente nulo.

b) Superfície de ruptura plana

Da análise da resposta dinâmica ao longo da potencial superfície de ruptura plana (figuras 5.51 a 5.53) constatou-se novamente que o deslocamento permanente da massa deslizante pode ser considerado nulo.

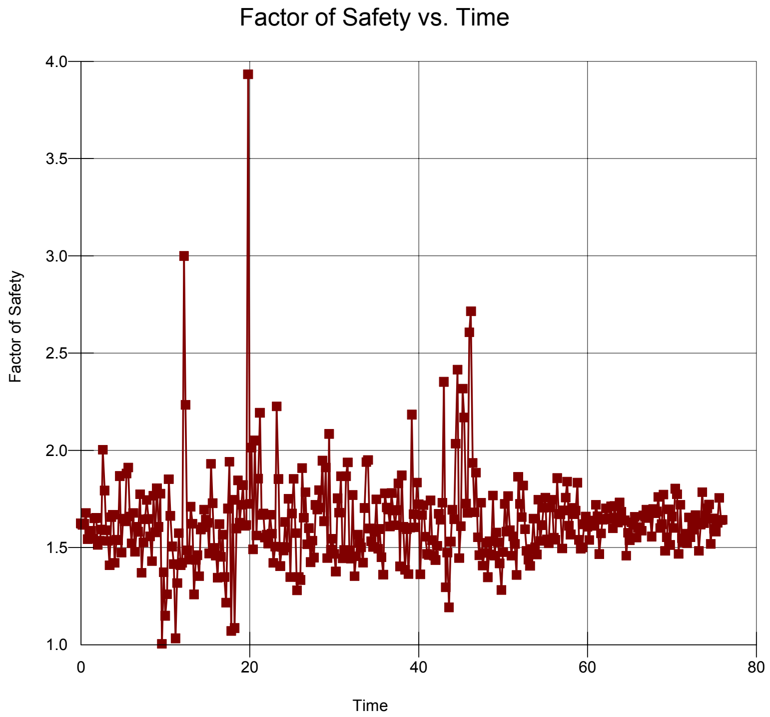

Figura 5.48.- Variação do fator de segurança no tempo (F_{max} = 3,90, F_{min} = 1).

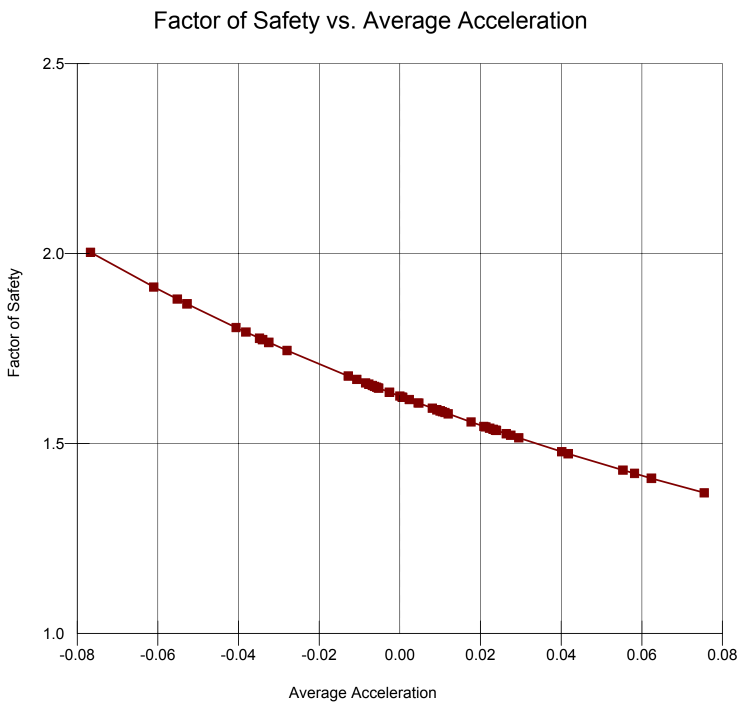

Figura 5.49.- Variação do fator de segurança com a aceleração média da massa deslizante.

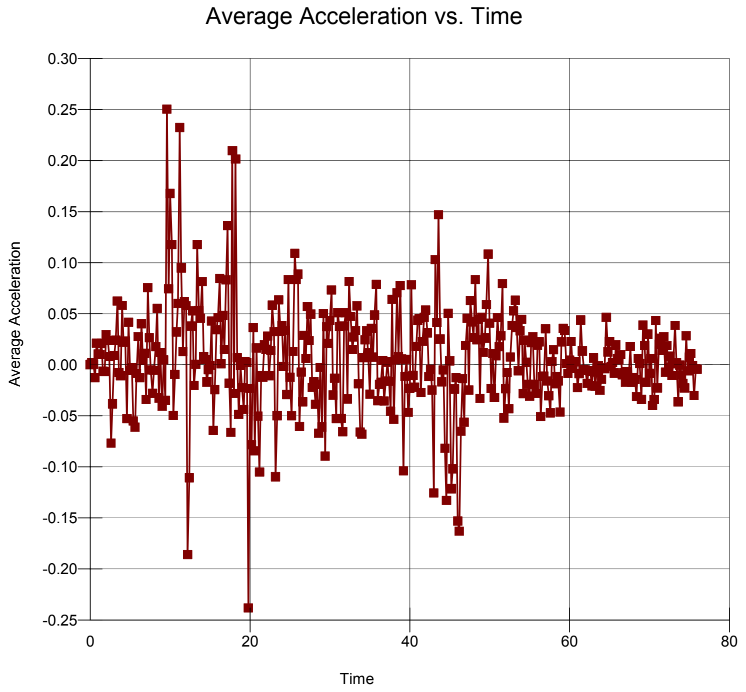

Figura 5.50.- Variação da aceleração média da massa deslizante em função do tempo.

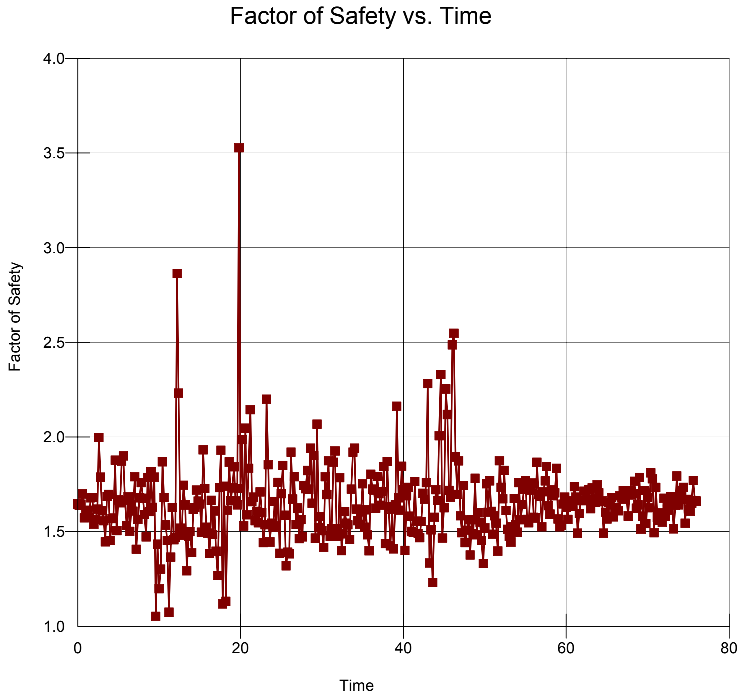

Figura 5.51 - Variação do fator de segurança no tempo (F_{max} = 3,50, F_{min} = 1,05)

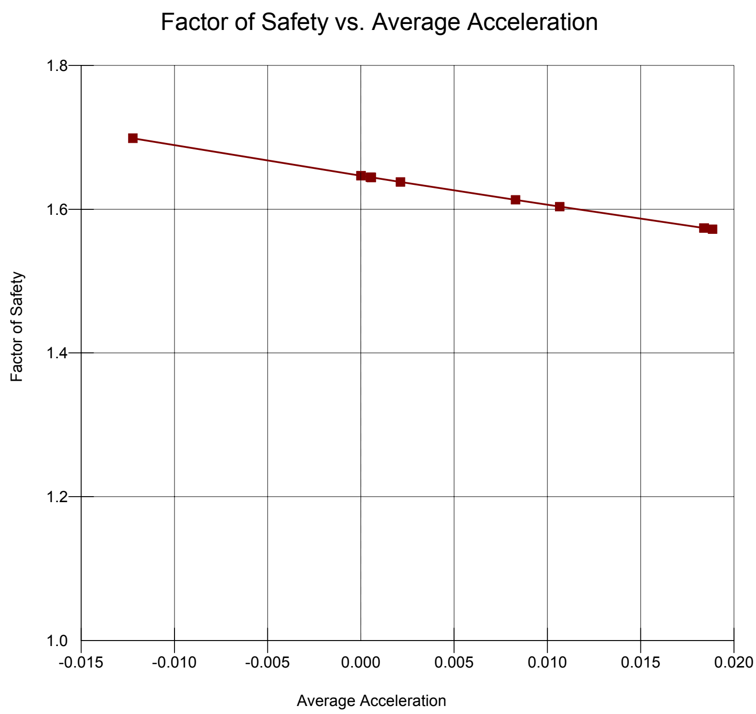

Figura 5.52 - Variação do fator de segurança com a aceleração média da massa deslizante. .

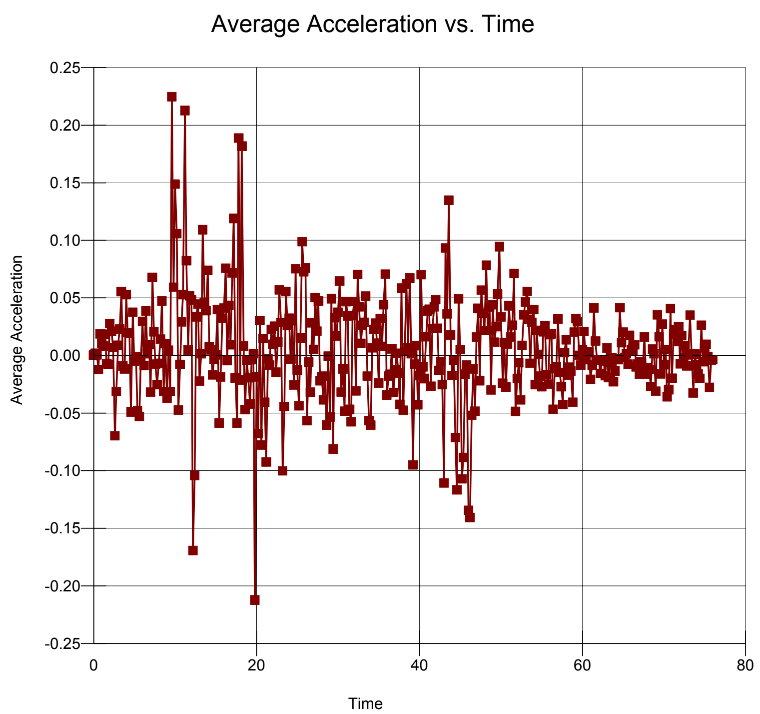

Figura 5.53.- Variação da aceleração média como uma função do tempo

5.6.2.
Terremoto de Moquegua (2001)

O deslocamento permanente da massa deslizante, compreendido pelas superfícies composta ou plana, resultou novamente nulo pela aplicação do método de Newmark (1965) como evidenciam os resultados das figuras 5.54 a 5.57.

A tabela 5.18 compara os valores máximo e mínimo dos fatores de segurança calculados para ambos os terremotos. Fator de segurança FS < 1 pode ocorrer em uma análise dinâmica, devendo ser encarado como valor instantâneo que varia com as forças de inércia induzidas pelas acelerações do terremoto.

a) Superfície de ruptura composta

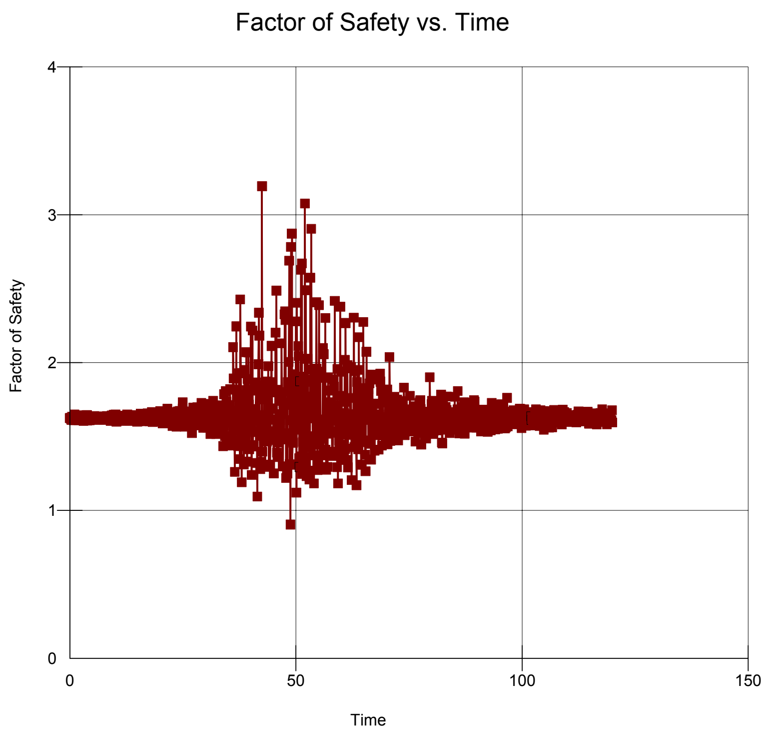

Figura 5.54 - Variação do fator de segurança médio da massa deslizante no tempo (F_{max} = 3,20, F_{min} = 0,90).

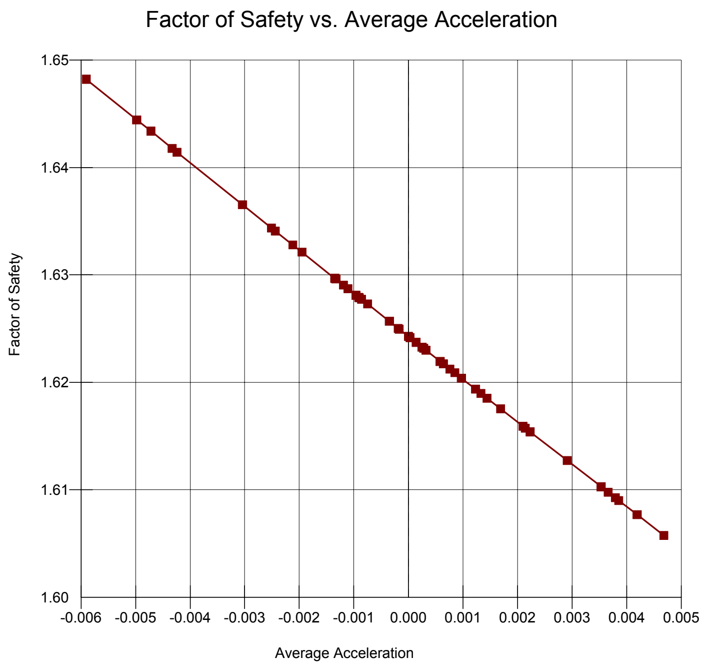

Figura 5.55.- Variação do fator de segurança com a aceleração média da massa deslizante.

b) Superfície de ruptura plana

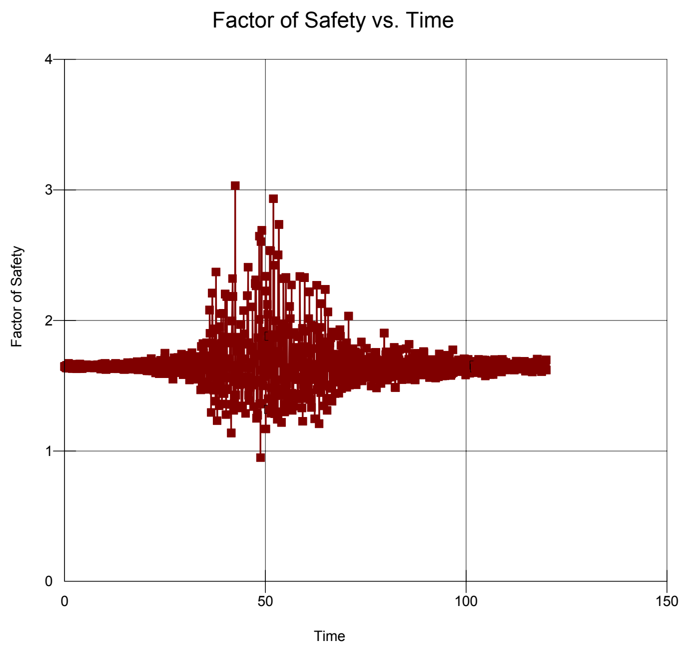

Figura 5.56.- Variação do fator de segurança médio da massa deslizante no tempo (F_{max} = 3,05, F_{min} = 0,95).

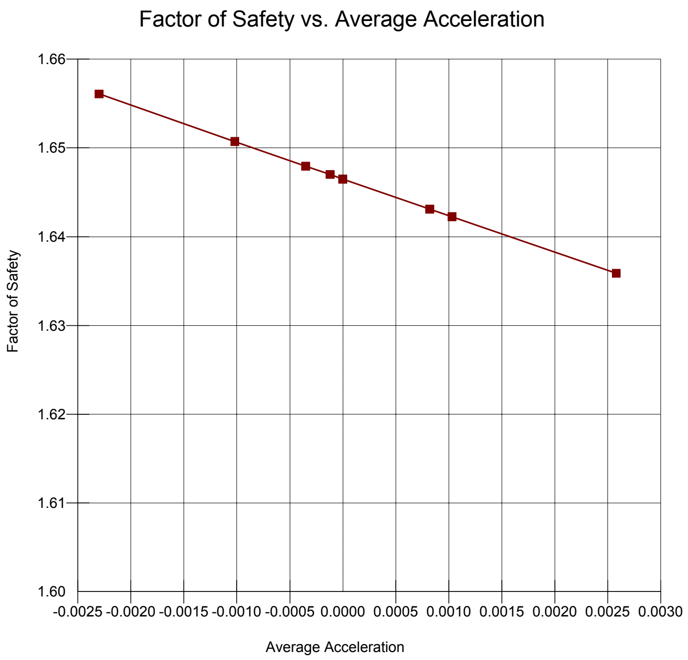

Figura 5.57.- Variação do fator de segurança com a aceleração média da massa deslizante.

Tabela 5.18 .-Comparação dos fatores de segurança dinâmicos avaliados com os registros dos terremotos de Lima (1974) e de Moquegua (2001)

Variação do Fator de Segurança Durante o Sismo		
Sismo de Lima -Peru (1974)	FS	
Superfície de ruptura composta	1.00	3.80
Superfície de ruptura plana	1.05	3.50
Sismo de Moquegua -Peru (2001)	FS	
Superfície de ruptura composta	0.90	3.20
Superfície de ruptura plana	0.95	3.05

5.7. Estabilidade estática pós sismo

5.7.1. Análise pelo método dos elementos finitos

O procedimento de análise é similar ao empregado no item 5.5.1, utilizando-se novamente a malha da figura 5.26. Os valores de poro pressão foram importados do módulo QUAKE/W, gerados após as análises com os registros de aceleração dos terremotos de Lima (1974) e de Moquegua (2001). A tabela 5.19 apresenta a redução gradual nos valores do parâmetro de resistência das diversas camadas da pilha de lixiviação.

Tabela 5.19 .-Redução do ângulo de resistência ao cisalhamento na simulação do colapso.

Material	ϕ	Tan (ϕ)	Simulação 1		Simulação 2		Simulação 3		Simulação 4		Simulação 5	
			M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*	M	ϕ*
Camada 1	37	0.7536	1.00	37.00	1.10	34.41	1.15	33.24	1.20	32.13	1.25	31.08
Camada 2	37	0.7536	1.00	37.00	1.10	34.41	1.15	33.24	1.20	32.13	1.25	31.08
Camada 3	36	0.7265	1.00	36.00	1.10	33.44	1.15	32.28	1.20	31.19	1.25	30.17
Camada 4	36	0.7265	1.00	36.00	1.10	33.44	1.15	32.28	1.20	31.19	1.25	30.17
Camada 5	35	0.7002	1.00	35.00	1.10	32.48	1.15	31.34	1.20	30.26	1.25	29.26
Camada 6	35	0.7002	1.00	35.00	1.10	32.48	1.15	31.34	1.20	30.26	1.25	29.26
C.Proteção 2	34	0.6745	1.00	34.00	1.10	31.52	1.15	30.39	1.20	29.34	1.25	28.35
C.Proteção 1	34	0.6745	1.00	34.00	1.10	31.52	1.15	30.39	1.20	29.34	1.25	28.35

a) Terremoto de Lima (1974)

As figuras 5.58 e 5.59 apresentam os resultados das análises de simulação do colapso da pilha de lixiviação, nas quais se pode claramente notar a não convergência da solução numérica e a correspondente posição da potencial superfície de ruptura para M = 1,20. Observa-se também que a configuração da superfície é mais acentuadamente plana (figura 5.59) e ligeiramente diferente daquela empregada na análise estática (fig. 5.34, para M = 1.60).

b) Sismo de Moquegua (2001)

As figuras 5.60 e 5.61 novamente apresentam os resultados das análises de simulação do colapso, desta feita considerando-se o registro do sismo de Moquegua (2001). Observa-se mais uma vez que o fator de segurança estático na condição pós-sismo atinge o valor aproximado FS = 1,20, associado a uma potencial superfície de ruptura plana também ligeiramente deslocada em relação à obtida na análise estática da pilha de lixiviação.

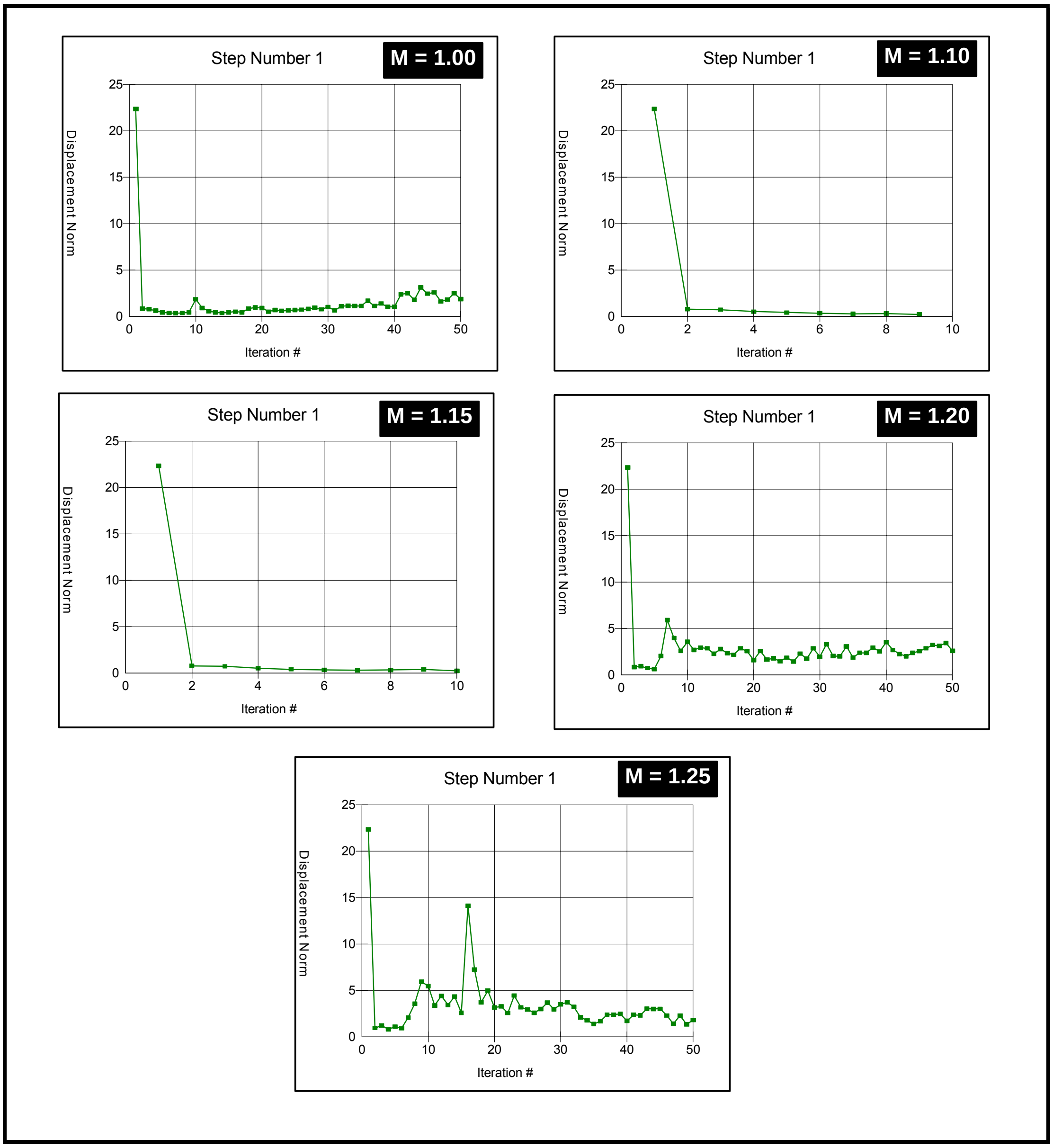

Figura 5.58.- Convergência da solução numérica para variação do fator de redução M

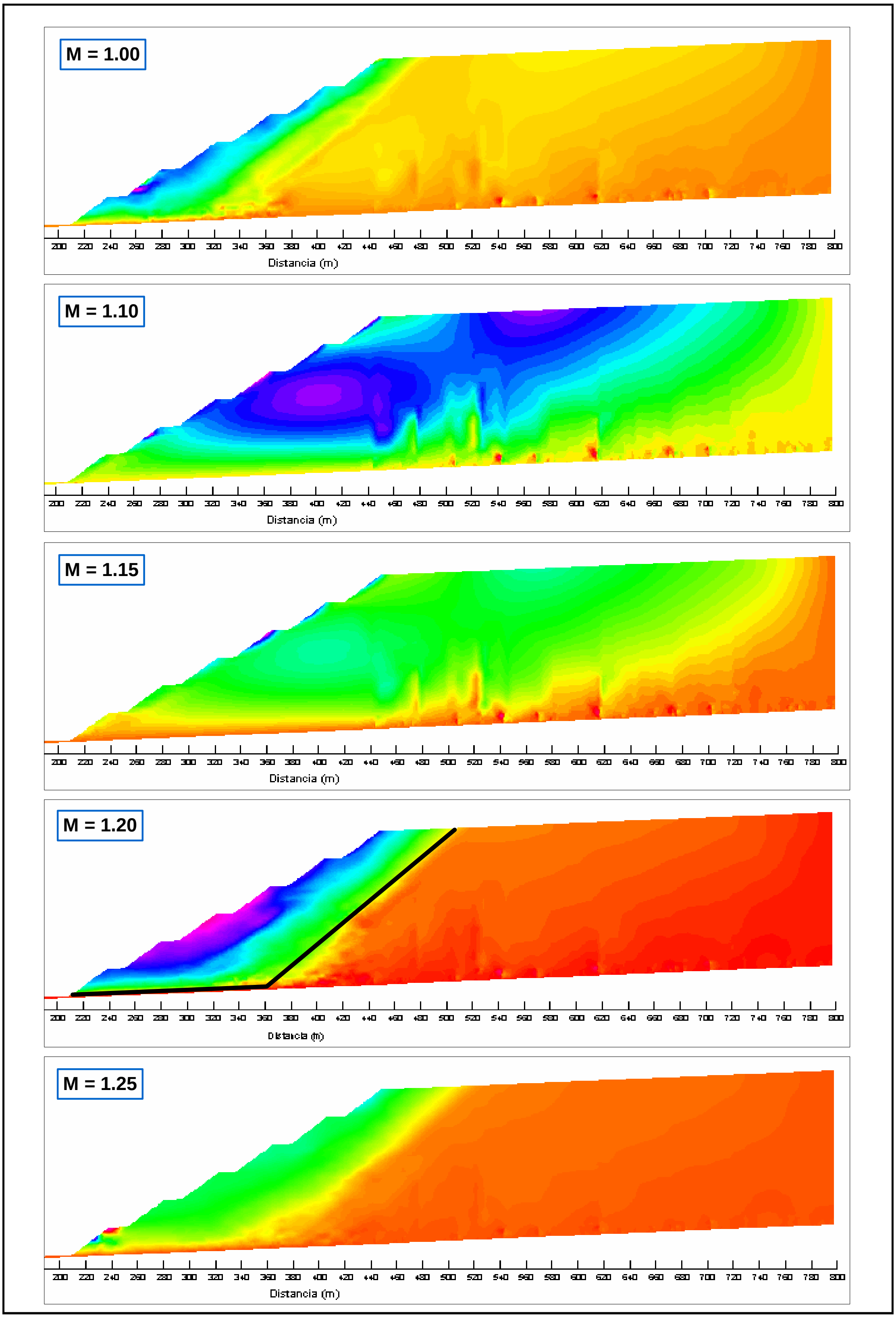

Figura 5.59.- Campos de deslocamentos para M = 1 a M = 1.25, com indicação da superfície plana para M = 1.20

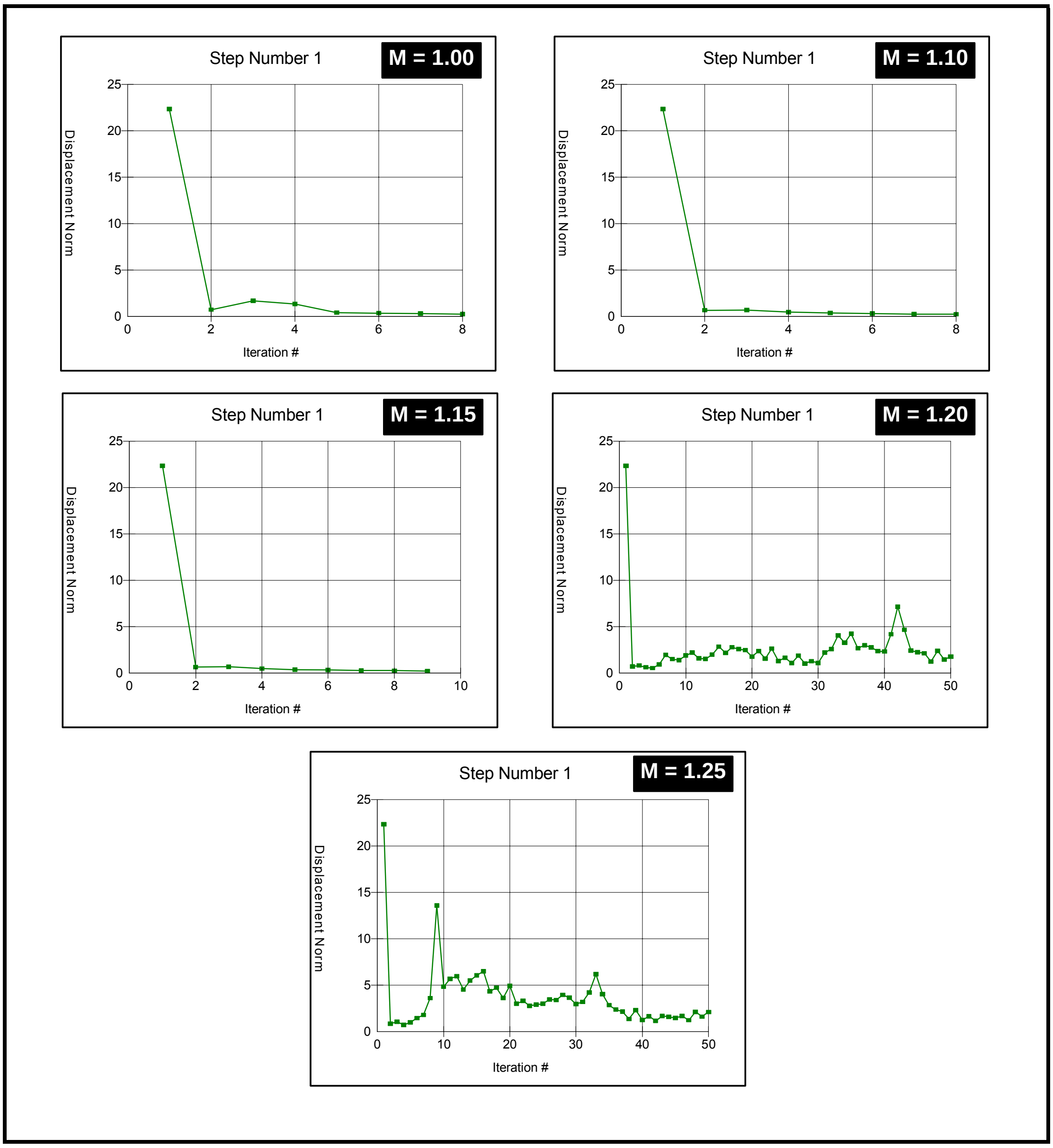

Figura 5.60 - Convergência da solução numérica para variação do fator de redução M.

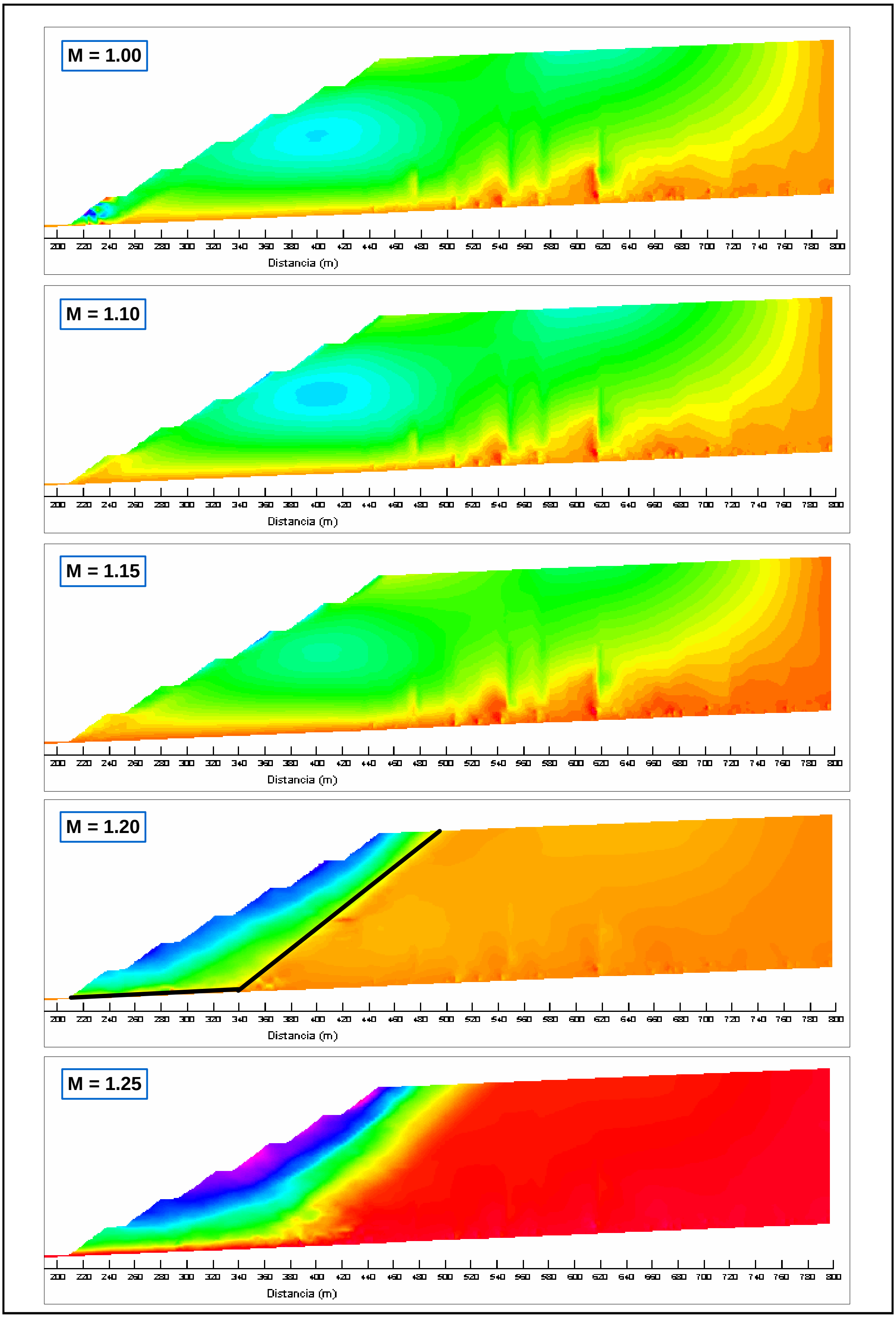

Figura 5.61.- Campos de deslocamentos para o fator de redução M = 1 a M = 1,25, com indicação da superfície plana para M = 1.20.

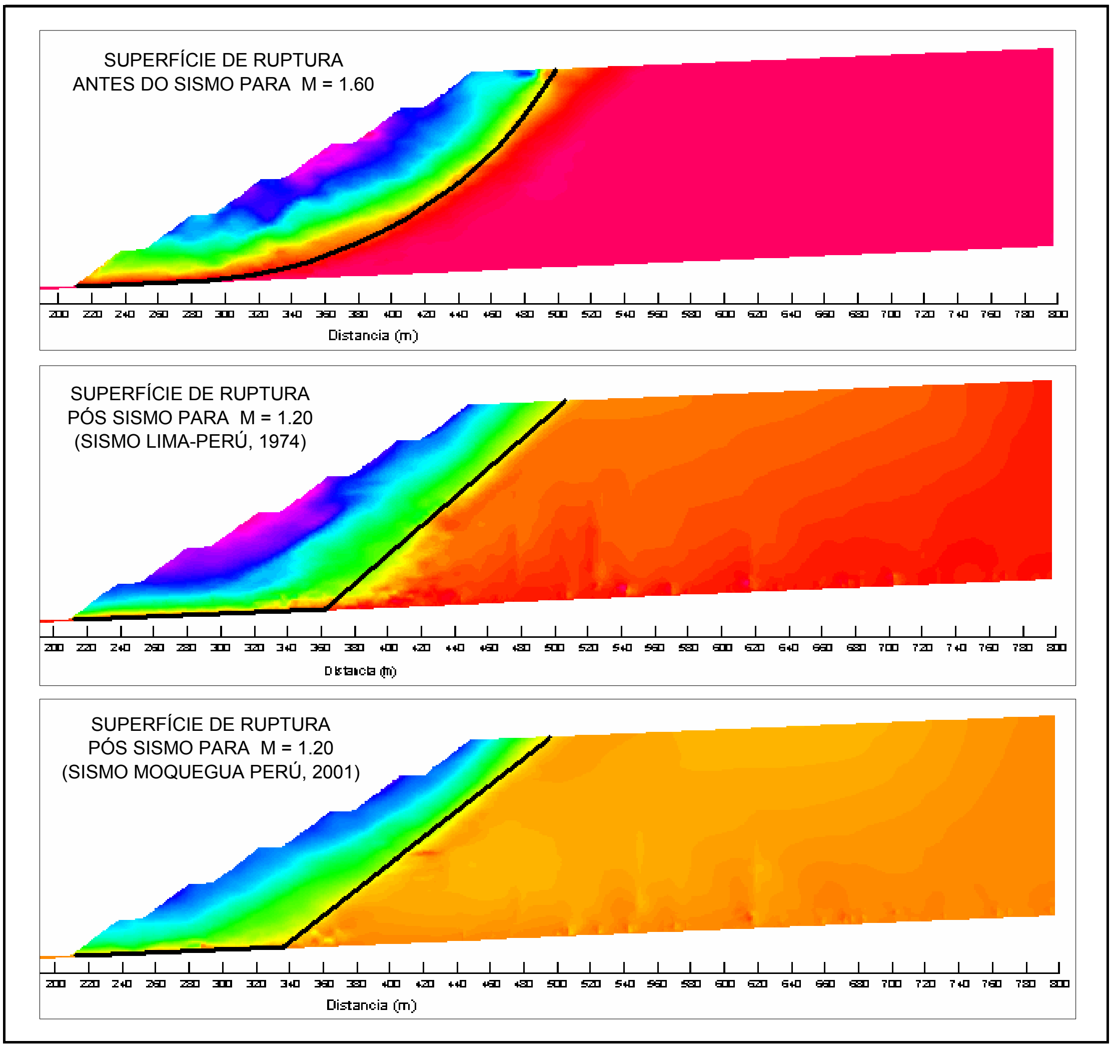

Figura 5.62.- Posição das superfícies de ruptura nas análise pré e pós - sismo

5.7.2. Análise pelo método de equilíbrio limite

Em análises de eventos pós-sismo, vários autores (Seed and Harder 1990; Marcuson et al.1996; Finn 1998) admitem uma perda da resistência do material que geralmente situa-se na proporção de 20% a 25% em relação aos valores determinados antes do sismo. Neste estudo, considerando-se a sugestão de Seed e Harder (op.cit.), executaram-se análises de estabilidade pelo método de equilíbrio limite considerando-se uma redução de 25% na resistência ao cisalhamento dos materiais que compõem as várias camadas da pilha de lixiviação.

Os valores computados dos fatores de segurança foram os seguintes (tabelas 5.20 a 5.23):

a) Poropressões geradas pelo terremoto de Lima (1974)

Tabela 5.20 .-Fator de segurança pós sismo para superfície composta

Método	FS_m	FS_f
Bishop's Simplificado	1.214	-
Spencer	1.201	1.201
Lowe_Karafiath	-	1.200
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.207	1.207
Finite Element Based Function	1.201	1.201
$FS_{médio}$	**1.206**	**1.202**

Tabela 5.21 .-Fator de segurança pós sismo para superfície plana

Método	FS_m	FS_f
Spencer	1.194	1.194
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.214	1.214
Finite Element Based Function	1.196	1.196
$FS_{médio}$	**1.201**	**1.201**

b) Poropressões geradas pelo terremoto de Moquegua (2001)

Tabela 5.22 .-Fator de segurança pós sismo para superfície composta.

Método	FS_m	FS_f
Bishop's Simplificado	1.237	-
Spencer	1.224	1.224
Lowe_Karafiath	-	1.224
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.231	1.231
Finite Element Based Function	1.225	1.225
$FS_{médio}$	**1.229**	**1.226**

Tabela 5.23 .-Fator de segurança pós sismo para superfície plana.

Método	FS_m	FS_f
Spencer	1.211	1.211
Morgenstern - Price:		
Half_Sene Function	1.234	1.234
Finite Element Based Function	1.213	1.213
$FS_{médio}$	**1.219**	**1.219**