

UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS
ESCOLA DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM GEOTECNIA, MECÂNICA DAS
ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL

**BUSCA DA SUPERFÍCIE DE RUPTURA
CRÍTICA NA ANÁLISE TRIDIMENSIONAL
DE ESTABILIDADE DE TALUDES**

PATRÍCIA MARIA DE CARVALHO SOARES

D0031E10
GOIÂNIA
2010

PATRÍCIA MARIA DE CARVALHO SOARES

**BUSCA DA SUPERFÍCIE DE RUPTURA
CRÍTICA NA ANÁLISE TRIDIMENSIONAL
DE ESTABILIDADE DE TALUDES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, Mecânica das Estruturas e Construção Civil da Universidade Federal de Goiás para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Mecânica das Estruturas

Orientadora: Sylvia Regina Mesquita de Almeida

Co-orientador: Gilson de Farias Neves Gitirana Júnior

D0031E10
GOIÂNIA
2010

PATRÍCIA MARIA DE CARVALHO SOARES

BUSCA DA SUPERFÍCIE DE RUPTURA CRÍTICA NA ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DE ESTABILIDADE DE TALUDES

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, Mecânica das Estruturas e Construção Civil da Universidade Federal de Goiás para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Aprovada em ____ / ____ / ____.

Prof.^a. Dr.^a. Sylvia Regina Mesquita de Almeida (Presidente)
Universidade Federal de Goiás

Prof. Dr. Carlos Alberto Lauro Vargas (Membro interno)
Universidade Federal de Goiás

Prof.^a. Dr.^a. Denise Maria Soares Gerscovich, (Membro externo)
Universidade do Estado do Rio de Janeiro

AGRADECIMENTOS

Agradeço em primeiro lugar a Deus pelo dom da vida, pela saúde e pela capacidade de concluir esta tarefa tão árdua.

Agradeço ao meu marido pela compreensão, apoio e ajuda incondicional.

Agradeço aos meus filhos que indiretamente me ajudaram por tolerar a minha falta de tempo e atenção durante o período dedicado a este trabalho.

Agradeço aos meus pais e irmãos pelo suporte oferecido inúmeras vezes.

Agradeço a minha orientadora Sylvia Regina Mesquita de Almeida e ao meu co-orientador Gilson de Farias Neves Gitirana Júnior pelo tempo e atenção a mim dedicados.

Agradeço à CAPES pelo auxílio financeiro através da concessão de bolsa de estudo.

RESUMO

O principal objetivo deste trabalho é desenvolver, implementar e avaliar um método de busca de superfícies de ruptura tridimensionais a fim de determinar a superfície crítica, correspondente ao menor fator de segurança do talude. São também objetivos deste trabalho avaliar a influência dos parâmetros de resistência e elásticos e da geometria do talude no fator de segurança 3D e no formato e na posição da superfície de ruptura, assim como avaliar a relação entre os fatores de segurança bi e tridimensionais. Foi implementada uma rotina de otimização na linguagem FORTRAN que realiza a busca pela superfície de ruptura crítica, cujo fator de segurança é calculado pelo programa SAFE-3D. O programa SAFE-3D utiliza tensões vindas de uma análise elástica de tensões realizada pelo programa FlexPDE, o qual utiliza o método dos elementos finitos e fornece as tensões normais e cisalhantes atuantes no talude necessárias para o cálculo do fator de segurança. Para a análise foi adotado o elipsóide como forma da superfície de ruptura. O método de busca implementado analisa fatores de segurança obtidos para um conjunto finito de soluções tendo como variáveis de projeto as coordenadas do centro do elipsóide e as dimensões dos seus três semi-eixos. O algoritmo de busca implementado consiste em análises sucessivas do fator de segurança através do programa SAFE-3D, variando-se a posição e as dimensões do elipsóide para a determinação do menor fator de segurança do talude. Foram analisados dois exemplos de taludes, um talude simétrico onde foram variados os parâmetros de resistência do solo e o ângulo da face do talude e o outro foi o caso histórico do escorregamento de Lodalen. A metodologia implementada teve êxito na busca pela superfície de ruptura crítica, conseguindo coerência nos resultados encontrados. O coeficiente de Poisson se mostrou muito influente nos resultados dos fatores de segurança tridimensionais de superfícies críticas. Foi observado também que existe uma menor diferença entre os fatores de segurança quando se mantêm as tensões cisalhantes inadmissíveis, quando estas tensões são eliminadas existe uma maior proximidade entre os fatores de segurança.

Palavras-chave: Busca. Superfície de ruptura. Fator de Segurança. Talude.

ABSTRACT

The main objective is to develop, implement and evaluate a method to search for surfaces in order to determine the three-dimensional critical surface, corresponding to the lowest factor of safety of the embankment. They are also objectives of this study to evaluate the influence of the strength and elastic parameters the geometry of the slope safety factor and the 3D shape and position of the failure surface, as well as to evaluate the relationship between 2D and 3D safety factors. It was implemented an optimization routine in FORTRAN that performs the search for critical failure surface, whose safety factor is calculated by SAFE-3D program. The SAFE-3D program uses voltages coming from an elastic stress analysis performed by FlexPDE program, which uses the finite element method and provides the shear and normal stresses acting on the slope necessary to calculate the safety factor. For the analysis has been adopted as the ellipsoid shape of the rupture surface. The search method implemented examines safety factors obtained for a finite set of solutions and design variables as the coordinates of the center of the ellipsoid and the size of its three semi-axes. The search algorithm is implemented in successive tests of the factor of safety by SAFE-3D program, varying the position and dimensions of the ellipsoid for the determination of lower safety factor of slope. It was analyzed two examples of slopes, a symmetrical slope which varied the parameters of soil strength and the angle of the slope face and the other was the historic case of slipping Lodalen. The methodology implemented was successful in finding the critical failure surface, achieving consistency in results. The Poisson's ratio was very influential in the results of the safety factors of three-dimensional critical surfaces. It was also observed that there is less difference between the safety factors when keeping the shear stress unacceptable when these tensions are eliminated there is a closeness among the factors of safety.

Keywords: Search. Failure surface. Factor of Safety. Slope.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Desenvolvendo uma superfície de deslizamento generalizada baseada na informação da seção transversal inicial. (a) O plano neutro; (b) Seção transversal A-A', uma típica interface linha a linha.....	24
Figura 2.2 – Mecanismo de colapso no plano de simetria y x z por Farzaneh e Askari (2003)	25
Figura 2.3 – Massa de ruptura tri-dimensional.....	29
Figura 2.4 - Diagramas segundo Chen e Chameau (1982) – (a) Diagrama de corpo livre, (b) Vista lateral do sistema de força em uma coluna, (c) Diagrama de corpo livre considerando as hipóteses.....	30
Figura 2.5 – Forças atuando em uma coluna segundo Hungr (1987).....	32
Figura 2.6 - (a) Ruptura de topo em seção transversal – (b) Ruptura de base em seção transversal.....	35
Figura 2.7 – (a) Visão esquemática do equilíbrio de momentos em relação a um eixo paralelo ao eixo y ; (b) Visão esquemática do equilíbrio de momentos em relação a um eixo paralelo ao eixo x	39
Figura 2.8 - Grid tridimensional que liga a análise de tensões por elementos finitos com os cálculos de estabilidade de taludes (a) Análise tensão-deformação tridimensional; (b) Grid intermediário tridimensional	44
Figura 2.9 – Superfície de deslizamento tridimensional elipsoidal aproximada por uma série de planos triangulares.....	46
Figura 3.1 – Tensões atuando em um volume representativo de massa de solo	52
Figura 3.2 – Talude tridimensional com a superfície de ruptura e tensões	59
Figura 3.3 - Parâmetros geométricos da superfície de ruptura elipsoidal	61
Figura 3.4 – Exemplo de talude bidimensional com superfície de ruptura elíptica e <i>grid</i> de centros.....	62
Figura 3.5 – Talude tridimensional com a superfície de ruptura e eixos cartesianos.....	63
Figura 3.6 – Localização dos pontos que definem a reta que deve ser interceptada pela superfície de ruptura e suas respectivas coordenadas.....	63

Figura 3.7 – Superfícies de ruptura não admissíveis: (a) superfície acima da reta r ; (b) superfície acima da reta r	65
Figura 3.8 – Superfície de ruptura não admissível na direção z	65
Figura 3.9 – Superfície de ruptura inadmissível com $z_{i1} > z_0$ e $z_0 < z_2$	66
Figura 3.10 – Superfície de ruptura admissível com $z_{i1} > z_0$ e $z_0 > z_2$	67
Figura 3.11 – Fator de segurança eliminado por falha no modelo à esquerda no plano $y-z$	67
Figura 3.12 – Fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano $y-z$	68
Figura 3.13 – Superfícies de ruptura inadequadas: (a) fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano $x-y$; (b) fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano $x-y$	70
Figura 3.14 – Superfícies de ruptura inadequadas com fator de segurança eliminado por falha no modelo na base	71
Figura 3.15 – Elemento tetraédrico da malha de elementos finitos utilizada pelo FlexPDE e a convenção de numeração dos nós	72
Figura 3.16 – Fluxograma de funcionamento do SAFE-3D com busca da superfície	73
Figura 3.17 – Elemento da malha interceptando a superfície de ruptura	74
Figura 3.18 – Fluxograma da rotina de cálculo do fator de segurança.....	76
Figura 4.1 – Geometrias analisadas: a) Corte bidimensional; b) Talude plano; c) Talude convexo; d) Talude côncavo.....	77
Figura 4.2 – Condições de fronteira da análise de percolação	78
Figura 4.3 – Malhas geradas pelo MEF – (a) Corte bidimensional; (b) Talude plano; (c) Talude côncavo; (d) Talude convexo	78
Figura 4.4 – Estado de tensões em uma amostra de solo	80
Figura 4.5 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude plano – (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz}	83
Figura 4.6 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude côncavo – (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz}	85
Figura 4.7 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude convexo – (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz}	86
Figura 4.8 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3e; (b) Caso 10e; (c) Caso 15e; (d) Caso 22e	88

Figura 4.9 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3c; (b) Caso 10c; (c) Caso 15c; (d) Caso 22c	88
Figura 4.10 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3a; (b) Caso 10a; (c) Caso 15a; (d) Caso 22a	88
Figura 4.11 – Fator de segurança com variação do ângulo da face do talude mantendo-se as tensões cisalhantes inadmissíveis – (a) $c' = 10$, $\phi' = 30^\circ$; (b) $c' = 40$, $\phi' = 10^\circ$	89
Figura 4.12 – Fator de segurança com variação do ângulo da face do talude eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis – (a) $c' = 10$, $\phi' = 30^\circ$; (b) $c' = 40$, $\phi' = 10^\circ$	89
Figura 4.13 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3a; (b) Caso 10A.....	90
Figura 4.14 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3b; (b) Caso 10b	90
Figura 4.15 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3c; (b) Caso 10c	91
Figura 4.16 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3d; (b) Caso 10d	91
Figura 4.17 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3e; (b) Caso 10e.....	91
Figura 4.18 – Talude plano sem superfície de ruptura crítica caso 22c – (a) dimensão em $x = 60$; (b) dimensão em $x = 80$; (c) dimensão em $x = 100$	92
Figura 4.19 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 3e	92
Figura 4.20 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 7e	92
Figura 4.21 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 10e	93
Figura 4.22 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 13e	93
Figura 4.23 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 16e	93
Figura 4.24 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 24e	93
Figura 4.25 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,33$ mantendo tensões cisalhantes inadmissíveis.....	95
Figura 4.26 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,48$ mantendo tensões cisalhantes inadmissíveis.....	96
Figura 4.27 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,33$ removendo tensões cisalhantes inadmissíveis	97
Figura 4.28 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,48$ removendo tensões cisalhantes inadmissíveis	98
Figura 4.29 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude plano mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.....	99
Figura 4.30 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude côncavo mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.....	100

Figura 4.31 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude convexo mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.....	100
Figura 4.32 – Fator de segurança 3D versus 2D no talude plano eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis.....	101
Figura 4.33 – Fator de segurança 3D versus 2D no talude côncavo eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis.....	102
Figura 4.34 – Fator de segurança 3D do talude convexo eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis versus FS 2D de PHAM (2003).....	102
Figura 5.1 – Mapa da área antes do curso do rio ser alterado (Sevaldson, 1956).....	108
Figura 5.2 – Seções tomadas na região da massa deslizada: a) seção transversal intermediária; b) seção lateral esquerda; c) seção lateral direita. (Sevaldson, 1956.....	109
Figura 5.3 - Envoltórias de resistência ao cisalhamento obtidas por meio de ensaios triaxiais do tipo CU (dados de Sevaldson, 1956).....	111
Figura 5.4 - Poro-pressões no maciço de solo (El-Ramly et al. 2006).....	112
Figura 5.5 - Escorregamento Lodalen: geometria e malha correspondente à representação simplificada da superfície do terreno.....	115
Figura 5.6 - Escorregamento Lodalen: geometria e malha correspondente à representação rigorosa da superfície do terreno.....	116
Figura 5.7 - Superfícies de ruptura críticas do terreno com geometria rigorosa – (a) $\mu = 0,1$, (b) $\mu = 0,2$, (c) $\mu = 0,3$, (d) $\mu = 0,4$ e (5) $\mu = 0,49$	117
Figura 5.8 - Superfícies de ruptura críticas do terreno com geometria simplificada – (a) $\mu = 0,1$, (b) $\mu = 0,2$, (c) $\mu = 0,3$, (d) $\mu = 0,4$ e (5) $\mu = 0,49$	118
Figura 5.9 – Corte talude com geometria rigorosa e parâmetros originais em $y = 50$	119
Figura 5.10 – Corte talude com geometria rigorosa e parâmetros inferiores em $y = 50$	119
Figura 5.11 – Corte talude com geometria simplificada e parâmetros originais em $y = 50$..	120
Figura 5.12 – Corte talude com geometria simplificada e parâmetros inferiores em $y = 50$	120
Figura 5.13 – Escorregamento Lodalen: distribuição de poro-pressão.....	121
Figura 5.14 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno simplificado e parâmetros de resistência originais.....	123
Figura 5.15 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno rigoroso e parâmetros de resistência originais.....	124

Figura 5.16 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno simplificado e parâmetros de resistência inferiores	125
Figura 5.17 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno rigoroso e parâmetros de resistência inferiores	126

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Métodos de análise tridimensional de estabilidade	22
Tabela 4.1 – Casos analisados	79
Tabela 4.2 – Grid de fatores de segurança mínimos caso 3e.....	104
Tabela 4.3 – Grid de fatores de segurança mínimos caso 10e.....	105
Tabela 5.1 – Fator de segurança obtido por Gitirana Jr. <i>et. al.</i> (2007b) e Sevaldson (1956)	114

LISTA DE ABREVIATURAS

EFR - Elementos finitos rígidos

FS - Fator de segurança

FSL - Fator de segurança local

MEF - Método dos elementos finitos

3D - Tridimensional

2D - Bidimensional

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos romanos

A_{ijk}	- Área de um plano triangular
A	- Área da superfície de ruptura
A	- Área de interseção ao longo do elemento
B	- Matriz de equilíbrio
b	- Vetor de cargas nodais iniciais
b_i	- Forças de corpo nas direções x , y e z
c'	- Coesão efetiva
D	- Momentos atuantes em uma unidade de comprimento
dA	- Área incremental na superfície de deslizamento
E	- Módulo de Young
F_{3Dmin}	- Fator de segurança tridimensional mínimo
F_{2Dmin}	- Fator de segurança bidimensional mínimo
F	- Vetor das forças nodais da estrutura
$g(x)$	- Função de escoamento
H	- Altura do talude
K	- Matriz de rigidez global da estrutura
m	- Número de linhas divisórias na direção x
n	- Número de divisão linhas na direção y
N	- Matriz das funções de forma.
$P(E)$	- Resistência adicional devida à força lateral e a resistência final

R	- Momentos resistentes em uma unidade de comprimento
R_{ij}	- Força resistente
R	- Soma das forças resistentes ao movimento de ruptura
R_{ff}	- Força total resistente ao longo da superfície de ruptura
S_{ij}	- Força atuante
S_{ff}	- Força total cisalhante
S	- Soma das forças atuantes a favor do movimento de ruptura
S	- Força cisalhante atuante
u_w	- Poro-pressão
U	- Deslocamentos nodais no sistema global de coordenadas
u_a	- Pressão intersticial
u_w	- Poro pressão da água
x	- Campo de tensões
y_c	- Coordenada y da crista do talude
y_p	- Coordenada y do pé do talude
z_c	- Coordenada z da crista do talude
z_p	- Coordenada z do pé do talude

Símbolos gregos

α	- Fator de colapso
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \text{ e } \varepsilon_z,$	- Deformações normais
$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \text{ e } \gamma_{yz},$	- Deformações tangenciais
γ	- Peso específico do solo
ϕ'	- Ângulo de atrito interno

ϕ_b	- Ângulo de atrito com respeito a mudanças na sucção matricial
σ_i	- Tensão normal atuando no plano- i , na direção- i
σ_n	- Tensão normal atuante
σ_f	- Tensão normal na direção f
σ_1 e σ_3	- Tensões principais
τ_f	- Resistência ao cisalhamento do solo
τ	- Tensão cisalhante mobilizada
τ_{ijk}	- Tensão de cisalhamento mobilizada
τ_{ff}^f	- Resistência ao cisalhamento ao longo da superfície de ruptura, no estado de ruptura, e ao longo de uma direção de deslizamento assumida
τ_a^f	- Tensão de cisalhamento atuante no plano de ruptura, ao longo de uma direção de deslizamento assumida
τ_a	- Tensão cisalhante atuante
τ_{ij}	- Tensão cisalhante atuando no plano- i , na direção- j
ν	- Coeficiente de Poisson

Símbolos matemáticos

∇	- Matriz dos operadores diferenciais
----------	--------------------------------------

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	18
1.1.	DESENVOLVIMENTOS RECENTES.....	18
1.2.	OBJETIVO DA DISSERTAÇÃO.....	19
1.3.	ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	20
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1.	ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO FATOR DE SEGURANÇA TALUDES	21
2.1.1.	Métodos de análise limite	22
2.1.2.	Métodos de equilíbrio limite	28
2.2.	MÉTODOS DE PROCURA DA SUPERFÍCIE DE RUPTURA CRÍTICA.....	47
3.	ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TALUDES PELO MÉTODO DO EQUILÍBRIO LIMITE APERFEIÇOADO E BUSCA AUTOMÁTICA DA SUPERFÍCIE	51
3.1.	ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DE ESTABILIDADE DE TALUDES.....	51
3.2.	FATOR DE SEGURANÇA A PARTIR DA ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DE ESTABILIDADE DE TALUDES.....	58
3.3.	BUSCA DA SUPERFÍCIE CRÍTICA	61
3.4.	IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL.....	71
3.5.	CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE A IMPLEMENTAÇÃO	79
4.	ANÁLISE PARAMÉTRICA	77
4.1.	DESCRIÇÃO DO PROBLEMA ANALISADO	77
4.2.	RESULTADOS DAS ANÁLISES DE TENSÕES E PERCOLAÇÃO PARA OS TALUDES TRIDIMENSIONAIS.....	82
4.3.	INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA NO FATOR DE SEGURANÇA 3D E NA SUPERFÍCIE CRÍTICA.....	89
4.4.	INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE RESISTÊNCIA NO FATOR DE SEGURANÇA TRIDIMENSIONAL.....	94
4.5.	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ESPACIAL DA FUNÇÃO FATOR DE SEGURANÇA TRIDIMENSIONAL.....	103
5.	ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO DESLIZAMENTO DE LODALEN	107

5.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA ANALISADO	107
5.1.1. Características do solo	110
5.1.2. Análises de estabilidade encontradas na literatura	112
5.2. ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO ESCORREGAMENTO DE LODALEN ...	114
5.2.1. Parâmetros adotados	114
5.2.2. Superfície e ruptura e condições de poro-pressão	116
5.2.3. Resultados e discussão	121
6. CONCLUSÃO	127
6.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES	127
6.1.1. Análise paramétrica para o talude simétrico	128
6.1.2. Escorregamento de Lodalen.....	130
6.1.3. Método de busca da superfície crítica	131
6.2. SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	131
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	133

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A análise de estabilidade de taludes é tradicionalmente realizada através de métodos bidimensionais, que analisam uma seção transversal do talude representando o todo. Este tipo de solução não corresponde à realidade, já que a maioria dos problemas de estabilidade de taludes possui geometria tridimensional. Poucas são as situações onde uma simulação bidimensional em estado plano de deformações representa verdadeiramente as condições de campo. Várias condições de campo podem ser mais bem representadas por modelos tridimensionais, como frentes de escavação, taludes em cantos, ombreiras de barragens, dentre outros. Numerosos avanços nas análises geotécnicas tridimensionais vêm sendo alcançados nas últimas décadas, motivados pela necessidade de representação mais apurada das condições de campo e possibilitados pelo avanço do poder de processamento computacional.

Evidencia-se então a necessidade de se aprimorar os métodos tridimensionais de análise de estabilidade de taludes para que estes possam se consolidar como uma ferramenta prática na engenharia geotécnica. Para tanto novas pesquisas devem ser desenvolvidas para aproximar cada vez mais o modelo matemático usado para solucionar um problema com as condições reais apresentadas em campo.

1.1. DESENVOLVIMENTOS RECENTES

Existem dois problemas envolvidos na análise da estabilidade de um talude. O primeiro problema é o cálculo do fator de segurança para uma superfície de ruptura específica. O segundo problema é determinar a superfície de ruptura crítica que corresponde ao menor fator de segurança do talude. Existem basicamente dois tipos de abordagens para a análise de estabilidade de um talude, a abordagem da análise limite e a abordagem do equilíbrio limite.

O presente trabalho é a continuação de uma linha de pesquisa que se iniciou com o trabalho de Santos (2007) e que adota a abordagem baseada em equilíbrio limite, porém com o uso de campos de tensões determinados por elementos finitos. Santos (2007)

desenvolveu um método de cálculo do fator de segurança 3D baseado na análise de tensões pelo método dos elementos finitos e utilizando superfícies de ruptura esféricas. O objeto de estudo era uma ruptura ocorrida em Brasília, durante obras de escavação para uma galeria de drenagem. Foi utilizado para tal o programa FlexPDE. Superfícies de ruptura eram definidas como camadas na análise utilizando o programa FlexPDE. Resultados considerados corretos foram obtidos, mas a eficiência da solução numérica foi questionada. Além disso, a solução desenvolvida era aplicável a superfícies de ruptura pré-determinada e não foi desenvolvido um método de procura da superfície crítica.

Gitirana Jr. et al. (2008) expandiu a solução apresentada por Santos (2007) ao implementar superfícies de ruptura com formato de elipsoides. Tais superfícies podem ser consideradas uma alternativa superior, por permitirem uma representação mais flexível do modo de ruptura. O autor demonstrou a utilização deste tipo de equação na representação de superfícies alongadas longitudinalmente e transversalmente à face do talude.

Adriano (2009) desenvolveu uma nova solução, baseada na teoria apresentada por Santos (2006), cujo principal objetivo era aumentar a precisão da solução e aumentar sua eficiência. Para tal foi desenvolvido um algoritmo em FORTRAN, denominado SAFE-3D. O programa SAFE-3D é independente do programa FlexPDE, mas se vale do campos de tensões determinados pelo programa FlexPDE. Os algoritmos desenvolvidos e implementados utilizam superfícies com formato de elipsóide. Soluções consideravelmente mais precisas e eficientes foram conseguidas, para um amplo conjunto de problemas hipotéticos. Não foi implementado por Adriano (2009) mecanismos de procura de superfícies críticas.

1.2. OBJETIVO DA DISSERTAÇÃO

O principal objetivo deste trabalho é desenvolver, implementar no programa SAFE-3D e avaliar um método de busca de superfícies de ruptura tridimensionais, para determinação da superfície crítica, isto é, aquela que corresponda ao menor fator de segurança do talude.

Tem-se, como objetivos secundários:

- ◆ Avaliar a influência dos parâmetros de resistência e elásticos no fator de segurança 3D e no formato e posição da superfície de ruptura;
- ◆ Avaliar a influência da geometria do talude no fator de segurança 3D e no formato e posição da superfície de ruptura;
- ◆ Avaliar a relação entre os fatores de segurança bi e tridimensionais;
- ◆ Aplicar a ferramenta desenvolvida no escorregamento histórico de Lodalen (Selvadson, 1956).

1.3. ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Esta dissertação foi dividida em seis capítulos como apresentado a seguir.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre os conceitos utilizados no desenvolvimento deste trabalho. Inicialmente, são apresentados os conceitos gerais dos métodos de análise de estabilidade de taludes. Em seguida, apresenta-se uma revisão bibliográfica sobre os métodos tridimensionais de análise limite, uma revisão bibliográfica sobre os métodos tridimensionais de equilíbrio limite e sobre métodos de procura da superfície de ruptura crítica.

O Capítulo 3 mostra os conceitos do método do equilíbrio limite aperfeiçoado que foram utilizados nas análises, os conceitos fundamentais da análise tridimensional de estabilidade de taludes usando tensões vindas do método dos elementos finitos. Apresentam ainda o procedimento adotado para o cálculo do fator de segurança, as hipóteses utilizadas na busca pela superfície de ruptura crítica e a implementação computacional realizada neste trabalho.

O Capítulo 4 apresenta as análises paramétricas realizadas para um talude simétrico, primeiramente mostrando a influência da geometria no resultado da análise da estabilidade e posteriormente a influência dos parâmetros de resistência do solo no resultado da análise da estabilidade.

O Capítulo 5 mostra o estudo de caso realizado para o escorregamento de Lodalen que é considerado um caso histórico na área geotécnica.

O Capítulo 6 apresenta as conclusões e sugestões para futuras pesquisas sobre o assunto.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A análise de estabilidade de taludes pode ser dividida em dois problemas. O primeiro é o cálculo do fator de segurança para uma superfície determinada, e o outro é a determinação da superfície de ruptura crítica. O cálculo do fator de segurança pode ser realizado basicamente através de duas abordagens: a análise limite e o equilíbrio limite. O problema da determinação da superfície de ruptura crítica é um problema de otimização e pode ser realizado através de métodos heurísticos ou métodos de programação matemática. Será apresentada neste capítulo uma revisão bibliográfica voltada para análise tridimensional de estabilidade de taludes. Primeiramente serão descritos métodos de análise limite, em seguida métodos de equilíbrio limite e, finalmente, métodos de otimização para localização da superfície de ruptura crítica de um talude.

2.1. ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO FATOR DE SEGURANÇA DE TALUDES

O objetivo principal da análise de estabilidade de taludes é determinar a máxima carga que a estrutura suportará em condições estáveis, ou seja, qual a carga que a estrutura suportará na iminência da ruptura. Esta carga pode ser determinada através de métodos indiretos e diretos. Entre os métodos indiretos são considerados os métodos elastoplásticos, que determinam a carga de colapso através de técnicas incrementais. Estes métodos apresentam problemas numéricos quando o nível de carregamento se aproxima da carga de colapso, além de solicitarem grande esforço computacional. Entre os métodos diretos para resolver problemas de estabilidade estão os métodos de equilíbrio limite e análise limite, conhecidos também como métodos de limite.

Na abordagem do equilíbrio limite, a massa de ruptura é dividida em um número de fatias e são usadas as condições de equilíbrio estático para encontrar o fator de segurança.

A análise limite considera as equações de equilíbrio de tensões, equações de compatibilidade e a relação tensão-deformação do material de uma maneira idealizada (material rígido perfeitamente plástico).

A Tabela 2.1 mostra alguns dos métodos tridimensionais de análise de estabilidade de taludes encontrados na literatura.

Tabela 2.1 – Métodos de análise tridimensional de estabilidade

AUTORES	MÉTODOS
Chen <i>et al.</i> (2001)	Limite superior plástico
Huang <i>et al.</i> (2002)	Equilíbrio limite
Chang (2002)	Equilíbrio limite
J. Chen <i>et al.</i> (2003)	Equilíbrio limite
Z. Chen <i>et al.</i> (2003)	Limite superior elementos finitos rígidos
Farzaneh e Askari (2003)	Análise do limite superior
Xie <i>et al.</i> (2003)	Equilíbrio limite
Bromhead e Martin (2004)	Equilíbrio limite
Sainak (2004)	Elementos finitos
Loehr <i>et al.</i> (2004)	Equilíbrio limite
Chen <i>et al.</i> (2005)	Limite superior elementos finitos rígidos

2.1.1. Métodos de análise limite

O objetivo principal da Análise Limite é determinar a carga que leva uma estrutura o colapso (carga de colapso). As formulações existentes na Análise Limite para o cálculo da carga de colapso são baseadas nos teoremas de Análise Limite (inferior ou superior). A formulação pelo limite inferior (formulação estática) deve satisfazer as condições de admissibilidade estática dos campos de tensões; a formulação pelo limite superior (formulação cinemática)

deve satisfazer as condições de admissibilidade cinemática dos campos de velocidades e a formulação mista tem a forma da formulação pelo limite inferior, com variáveis de tensões, mas o campo de tensões não é estaticamente admissível, a não ser de forma aproximada.

Os dois teoremas fundamentais da análise-limite (o teorema cinemático e o teorema estático) parecem ter sido apresentados pela primeira vez por Gvozdev (1938). Independentemente desse trabalho, os teoremas foram, precisamente, fundamentados por Hill (1951; 1952), para material rígido-plástico perfeito e por Drucker *et al.* (1951), para material elastoplástico perfeito. A década de 50 é, assim, considerada como o período em que se firmam os fundamentos da análise-limite. A aplicação dos teoremas limites em problemas tridimensionais é mais recente. Chen *et al.* (2001) descrevem um método que é uma extensão da abordagem bidimensional de Donald e Chen (1997 *apud* Chen; Zuyu, 2001). Neste trabalho, a massa de solo delimitada pela superfície de ruptura é dividida em um número de prismas com interfaces inclinadas. É usado o teorema do limite superior e, portanto, é evitada a introdução de um grande número de hipóteses. Em três dimensões, para a solução do fator de segurança, ainda resta a manipulação de um escalar de equilíbrio energia-força sem a necessidade de equações de equilíbrio tridimensionais não-lineares relativamente mais complexas. São seguidas rotinas de otimização para encontrar o mecanismo de ruptura crítico. A discretização da superfície de ruptura pode ser desenvolvida de duas formas. A primeira delas considera que a superfície de deslizamento em cada seção transversal (z constante) é especificada por um número de pontos nodais de coordenadas (x_i, y_i) conectados por linhas retas ou curvas planas. A massa de deslizamento no plano neutro, seção-transversal θ , é novamente dividida em uma série de fatias com interfaces inclinadas em um ângulo δ_i que são estendidas na direção z perpendicular ao plano x - y , cortando a massa de ruptura em prismas. As extensões dos planos inclinados são descritas como interfaces linha a linha. Os valores das coordenadas para os pontos do topo e base dessas interfaces são designados como (x_u^0, y_u^0) e (x_l^0, y_l^0) , e são determinados pela interpolação linear entre as coordenadas dois pontos nodais adjacentes, x_i e y_i como mostra a Figura 2.1. Este tipo de discretização é utilizado para taludes rochosos com descontinuidades estruturais. A segunda forma considera que a superfície de deslizamento é definida por uma elipsóide baseada nas informações da seção transversal inicial. Como no primeiro caso, a superfície de deslizamento no plano neutro é gerada por uma série de pontos nodais com fatias intermediárias determinadas por interpolação,

conforme mostrado na Figura 2.1 (a). A massa de deslizamento na seção é subdividida por uma série de interfaces inclinadas em seu comprimento H . Cada interface se estende na direção z para formar as interfaces linha para linha perpendiculares ao plano x - y , como mostrado na seção transversal A-A' na Figura 2.1 (b).

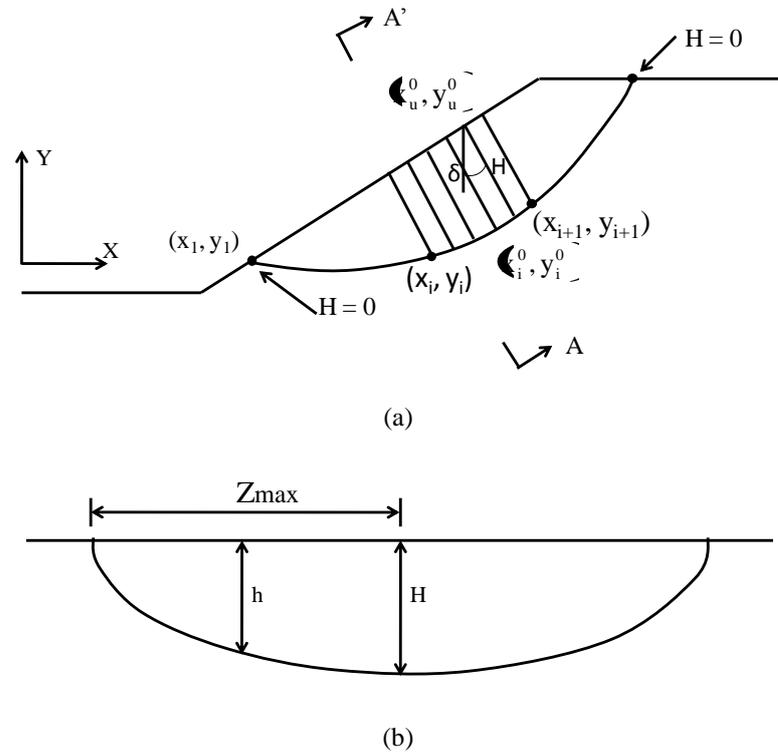


Figura 2.1 - Desenvolvendo uma superfície de deslizamento generalizada baseada na informação da seção transversal inicial. (a) O plano neutro; (b) Seção transversal A-A', uma típica interface linha a linha.

Para os dois tipos de discretização, a seção transversal 'z-constante' serve como entrada para a geometria do talude e como interfaces entre colunas. Elas são paralelas ao plano x - y .

Farzaneh e Askari (2003) tratam da solução de problemas de estabilidade de taludes de solos não-homogêneos pelo teorema do limite superior. Esta análise é uma extensão da análise de Michalowski (1989 *apud* Farzaneh e Askari, 2003) de taludes carregados localmente, melhorando seus resultados no caso de taludes tridimensionais homogêneos, e expandindo sua técnica para análise de estabilidade de taludes não-homogêneos.

Na análise original de Michalowski (1989 *apud* Farzaneh e Askari, 2003), os blocos possuem uma única superfície lateral. Na análise de Farzaneh e Askari (2003) o número de superfícies laterais dos blocos pode ser maior. Esta modificação permite modelar a forma da superfície de

deslizamento mais realisticamente e melhorar a precisão do resultado. Também foi introduzido um procedimento de otimização numérica, adicionalmente à técnica numérica usada por Michalowski (1989 *apud* Farzaneh e Askari, 2003). Este processo de otimização trabalha com a variação de alguns parâmetros do talude realizando o cálculo do fator de segurança para cada variação e testando a qualidade do resultado para que ocorra a substituição do fator de segurança anterior. Este procedimento teve um bom desempenho em problemas com restrição, isto é, onde a geometria do talude ou a superfície de deslizamento são confinadas.

A análise de Farzaneh e Askari (2003) não impõe limitações em relação à localização inicial da descontinuidade da velocidade de escorregamento. Adicionalmente, dois ou mais ângulos do talude e os mecanismos abaixo do pé podem ser considerados como apresenta a Figura 2.2.

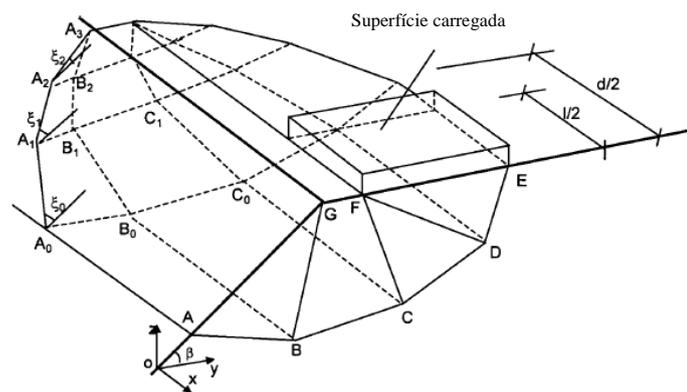


Figura 2.2 – Mecanismo de colapso no plano de simetria y z por Farzaneh e Askari (2003).

Chen *et al.* (2003) formularam um novo método do limite superior para problemas de estabilidade de taludes bidimensionais e tridimensionais. Elementos finitos rígidos são usados para construir um campo de velocidade cinematicamente admissível. É permitido que ocorram descontinuidades de velocidades cinematicamente admissíveis em todos os limites entre os elementos. Este método formula um problema de estabilidade de taludes como um problema de otimização baseado no teorema do limite superior. A função objetivo para a determinação do valor mínimo do fator de segurança tem um número de incógnitas que estão sujeitas a uma série de igualdades lineares e não-lineares restringidas e também desigualdades restringidas. A função objetivo e as equações restringidas são derivadas de equações de

equilíbrio de energia-trabalho, do critério de ruptura de Mohr-Coulomb, de uma regra de fluxo associada e de certas condições de contorno. A função objetivo com restrições conduz a um problema padrão de programação não-linear, que pode ser resolvido por um algoritmo quadrático seqüencial.

Segundo Chen *et al.* (2003), a discretização de um solo de um talude usando os elementos finitos rígidos (EFR) é similar ao caso convencional do método dos elementos finitos, exceto que o método EFR assume todos os elementos como rígidos. O talude é dividido em um número apropriado de elementos rígidos mutuamente conectados nas interfaces. Desta maneira um modelo discreto, deslocamentos (ou velocidades) de alguns pontos no elemento rígido podem ser descritos como função das translações e rotações do centróide do elemento. A energia de deformação do sistema é armazenada somente nas interfaces de todos os elementos. Os deslocamentos das interfaces, que são incorporados aos deslocamentos relativos dos elementos rígidos adjacentes, mostram uma descontinuidade característica. Isso poderia ser desconsiderado, pois a despeito das descontinuidades características nas interfaces, o objeto estudado pode ser ainda considerado como sendo um contínuo. Nesta implementação numérica do teorema do limite superior para análise de estabilidade de taludes, a massa de solo é primeiramente discretizada em um número de elementos finitos rígidos chamados de elementos triangulares no caso bidimensional, e tetraédricos no caso tridimensional. Velocidades descontínuas cinematicamente admissíveis são permitidas em todas as interfaces compartilhadas por elementos adjacentes. É usado o centróide do elemento para definir os deslocamentos nos elementos. Há a ruptura no solo quando a tensão cisalhante máxima alcança a resistência ao cisalhamento estabelecida pelo critério de Mohr-Coulomb. Campos de velocidade descontínuos são permitidos, ocorrendo em alguma extremidade ou face compartilhada por um par de triângulos ou tetraedros adjacentes. Para ser cinematicamente admissível, a velocidade descontínua deve satisfazer um critério de escoamento plástico. Como as velocidades em todos os centróides dos elementos são consideradas incógnitas no método EFR, as forças externas são transferidas para um carregamento equivalente ao centróide do elemento. Como simplificação, este carregamento equivalente é calculado pelo uso do sistema de coordenadas naturais, que vem da geometria do elemento e a extensão das suas coordenadas está entre zero e uma unidade dentro do elemento.

Chen *et al.* (2005) dividem a implementação do teorema do limite superior usando elementos finitos rígidos da seguinte forma:

- Primeiramente, um campo de velocidades cinematicamente admissível é construído. Não podem ocorrer separações ou sobreposições em nenhum lugar na massa de solo.
- São calculados dois índices: o índice de dissipação de energia interna ao longo da superfície de ruptura e descontinuidades que separam as várias regiões do campo de velocidades, e o índice do trabalho realizado por todas as forças internas e externas, incluindo a forças da gravidade, carregamentos de superfície e variações de poro-pressão.
- Os dois índices anteriores serão igualados. A equação resultante, chamada equação de equilíbrio energia-trabalho, é resolvida para carregamentos aplicados na massa de solo. Os autores afirmam que este carregamento é igual ou maior que o verdadeiro carregamento de colapso.

Chen *et al.* (2005) aplicaram um algoritmo de programação quadrática seqüencial especial (SQP) eficiente computacionalmente, o CFSQP (Lawrence *et al.*, 1998), para resolver o problema de otimização não-linear para encontrar o fator de segurança mínimo. O uso do algoritmo CFSQP se mostrou fácil e eficiente na solução de um problema de programação não-linear resultante de análise de estabilidade de taludes pelo limite superior usando elementos finitos rígidos.

Os trabalhos mencionados apresentam uma abordagem clássica da análise limite. Embora utilizem técnicas de otimização para a busca do fator de colapso, essa busca é dependente de uma definição prévia da forma da superfície de ruptura. Outra abordagem surgiu na década de oitenta, na qual o talude é discretizado pelo método dos elementos finitos, o modelo de comportamento é rígido-plástico perfeito e o problema é escrito como um problema de otimização na forma (2.1):

$$\begin{aligned}
 \text{Max } f & \quad \alpha \\
 g & \leq 0 \\
 \mathbf{B}\mathbf{x} - \mathbf{b} & = 0
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

Onde:

$\alpha \in \mathbb{R}$ – Fator de colapso

$x \in \mathbb{R}^n$ – Campo de tensões

$g(x) \in \mathbb{R}^m$ – Função de escoamento

$B \in \mathbb{R}^{p \times n}$ – Matriz de equilíbrio

$b \in \mathbb{R}^p$ – Vetor de cargas nodais iniciais

A grande vantagem dessa abordagem é que o mecanismo de colapso surge naturalmente da solução do problema de otimização, sem hipóteses prévias sobre a forma da superfície. Citam-se aqui os trabalhos de (Faria, 1991), Farfan (2000) e Pachás (2009). A grande desvantagem dessa técnica é o elevado custo computacional e as limitações impostas pelos algoritmos de otimização.

O trabalho de Pachás (2009) teve como objetivo de aplicar a análise limite em análises de problemas geotécnicos reais de maneira computacionalmente eficiente em contrapartida a outros otimizadores existentes que se mostraram eficientes através de testes realizados pelo autor. Segundo Pachás (2009) os métodos de análise limite oferecem boas perspectivas para a análise de estabilidade de taludes, mas encontram-se em nível de pesquisa no âmbito acadêmico, não sendo aplicados na prática, por falta de algoritmos ou métodos eficientes.

2.1.2. Métodos de equilíbrio limite

Chen e Chameau (1982) descrevem uma forma de aplicação do método do equilíbrio limite à análise tridimensional. A massa de solo acima da superfície de ruptura é dividida em várias colunas verticais, como mostra a Figura 2.3.

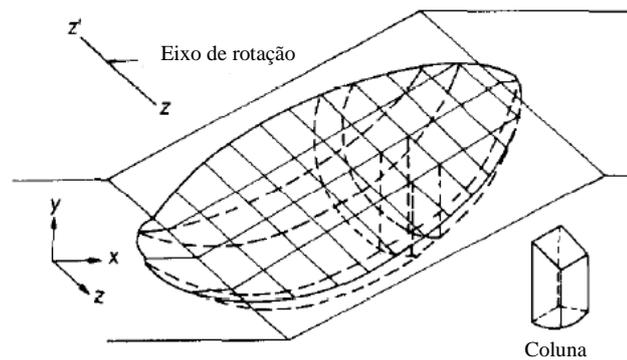


Figura 2.3 – Massa de ruptura tri-dimensional

A Figura 2.4 mostra um diagrama de corpo livre de uma coluna tomada da massa de ruptura. Os parâmetros incluídos nesta análise são as forças normais e cisalhantes atuantes nos lados e base da coluna; os pontos de aplicação destas forças e o fator de segurança total. É necessário que várias hipóteses sejam assumidas para que o problema seja determinado. A massa de ruptura é considerada simétrica e se considera que a direção do movimento está somente no plano $X-Y$. As tensões cisalhantes horizontais atuantes na base (plano $Y-Z$), no início do processo de escorregamento são consideradas nulas.

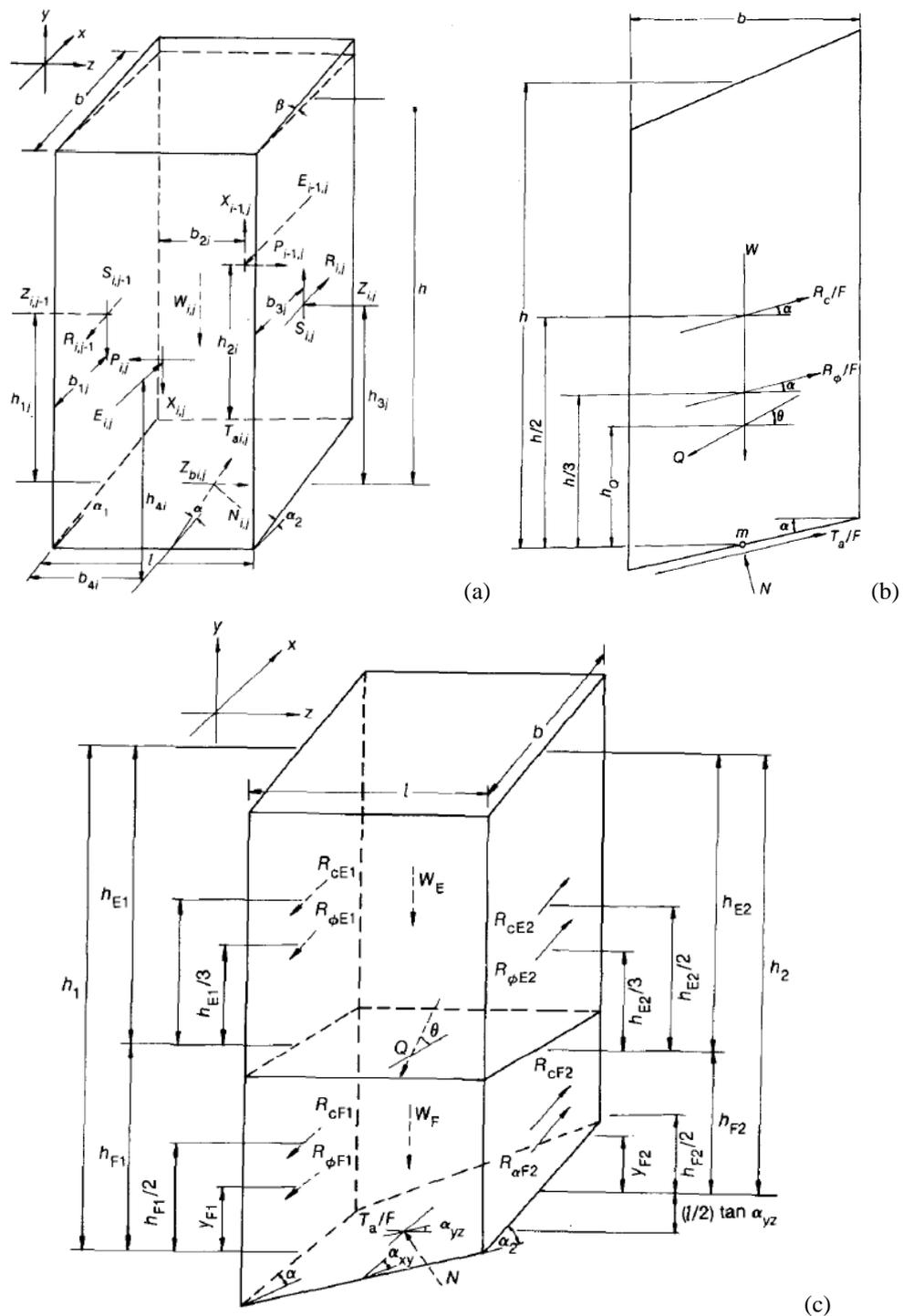


Figura 2.4 - Diagramas segundo Chen e Chameau (1982) – (a) Diagrama de corpo livre, (b) Vista lateral do sistema de força em uma coluna, (c) Diagrama de corpo livre considerando as hipóteses.

Outra hipótese assumida por Chen e Chameau (1982) é a de que as forças entre fatias que atuam nos lados das colunas têm a mesma inclinação ao longo de toda a massa de solo. Com estas hipóteses, as incógnitas remanescentes são as tensões normais horizontais atuando nas

laterais das colunas, as forças normais atuando na base da coluna, o fator de segurança e o ângulo de inclinação da resultante das forças entre fatias com a horizontal. As equações de equilíbrio são resolvidas usando o método secante para equações não-lineares (Wolfe, 1997 *apud* Chen e Chameau, 1982), e o fator de segurança pode, então, ser encontrado. O programa computacional LEMIX foi desenvolvido para desenvolver estas operações.

Chen e Chameau (1982) comparam o método de equilíbrio limite com o método dos elementos finitos para a análise tridimensional de estabilidade de taludes. Um programa de elementos finitos tridimensional, FESPON, foi desenvolvido para analisar a estabilidade de um aterro (Chen, 1981; *apud* Chen e Chameau, 1982). O programa FESPON conserva a maioria das características do programa bidimensional ISBILD (Ozawa, 1973; *apud* Chen e Chameau, 1982), mas é capaz de desenvolver análises tridimensionais usando elementos isoparamétricos não-conformes. Estes elementos que são mais flexíveis do que os conformes, são usados porque usualmente fornecem resultados mais precisos para a mesma discretização. A relação tensão-deformação hiperbólica é combinada com a técnica incremental para simular procedimentos não-lineares de solos. Os parâmetros necessários para a análise foram obtidos com base em dados de ensaios de adensamento e triaxiais. O programa computacional LEMIX baseado no método do equilíbrio limite foi desenvolvido para avaliar a estabilidade de escorregamentos tridimensionais rotacionais. Uma das principais conclusões de Chen e Chameau (1982) é a de que os métodos de equilíbrio limite e dos elementos finitos dão resultados similares, com o método dos elementos finitos fornecendo fatores de segurança levemente maiores.

Hungr (1987) apresentou um método que é uma extensão direta do método das fatias de Bishop Simplificado. Este método é baseado na ampliação direta das hipóteses bidimensionais de Bishop (1955 *apud* Hungr, 1987), para três dimensões. Em sua aplicação original, os pressupostos de Bishop levaram à dedução da simplificação do método das fatias de Bishop usada amplamente. Foi implementado um algoritmo em um programa computacional (CLARA-3). A formulação do algoritmo para a análise tridimensional é deduzida a partir da adoção literal de duas hipóteses de Bishop (1955 *apud* Hungr, 1987): A primeira afirma que forças cisalhantes verticais atuando nas faces verticais longitudinais e transversais de cada coluna podem ser negligenciadas nas equações de equilíbrio e a segunda que as equações de equilíbrio de forças verticais de cada coluna e as equações de equilíbrio de

momentos de todo o conjunto de colunas fornecem condições suficientes para determinar todas as forças desconhecidas.

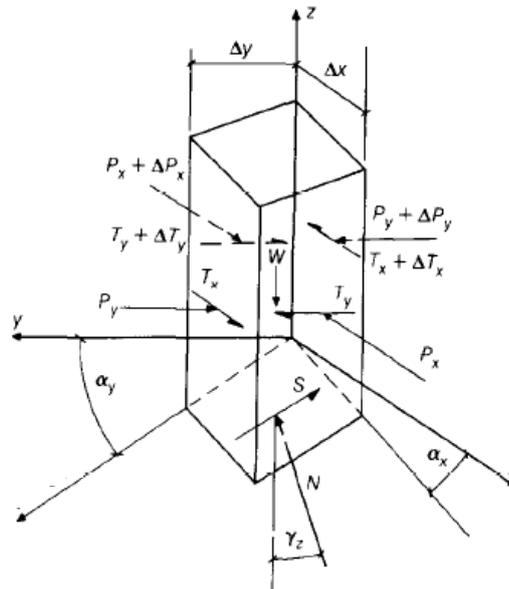


Figura 2.5 – Forças atuando em uma coluna segundo Hungr (1987)

A Figura 2.5 mostra todas as forças que atuam em uma coluna. As forças verticais cisalhantes entre as colunas que são negligenciadas na análise, não são mostradas. Os pontos de aplicação de força são aproximados e a poro pressão resultante não está evidente, mas atuaria na linha da força normal N .

Segundo Hungr (1987), seus resultados indicam fatores de segurança tridimensionais maiores que os estimados por variantes do método das colunas. Este método remove os paradoxos aparentes dos fatores de segurança tridimensionais que são maiores em magnitude que os seus correspondentes nas análises de deformação plana na secção transversal central. O método demonstrou-se capaz de reproduzir os fatores de segurança previstos em métodos de análise de estabilidade de cunhas para materiais friccionais e coesivos. O fator de segurança bidimensional segundo a proposta de Hungr (1987) produz estimativas que são significativamente maiores que outros resultados do método de Bishop Simplificado e mostra, portanto, ser menos conservador sendo responsável pelos efeitos positivos das forças entre fatias.

Cavounidis (1987) diz que algumas das análises tridimensionais em condições não drenadas de estabilidade de taludes mostram a razão entre o fator de segurança em três dimensões (F_{3D})

e o fator de segurança em duas dimensões (F_{2D}) como sendo sempre maior que uma unidade, mas diminui quando a largura do deslizamento aumenta, tendendo a uma largura infinita. Isto não acontece sempre: Hovland (1977 *apud* Cavounidis, 1987) ampliou o método ordinário das fatias para três dimensões e sugeriu que em certos casos a razão F_{3D}/F_{2D} pode ser menor que uma unidade. O resultado foi questionado por Azzouz e Baligh (1978 *apud* Cavounidis, 1987) e confirmado por Chen e Chameau (1983 *apud* Cavounidis, 1987) e outros autores. Discutindo estes resultados, estes autores sugeriram que materiais menos coesivos podem conduzir a estes resultados. Cavounidis (1987) traz alguns esclarecimentos para minimizar inconsistências sobre o significado de certos termos e o contexto nos quais eles são usados. O primeiro diz que os argumentos apresentados são somente em termos de análise por equilíbrio limite; o segundo diz que o menor fator de segurança bidimensional F_{2Dmin} é calculado na “pior” secção transversal do talude, isto é, o fator de segurança mínimo pode ser alcançado, usando um método correto, não em uma secção transversal particular, mas em alguma secção transversal do talude que forneça o valor de F_{2Dmin} do talude. Dadas as características geométricas e as propriedades do material, existe somente um F_{2Dmin} . O terceiro é que qualquer fator de segurança tridimensional pode ser expresso por:

$$F_3 = \frac{\int_z R dz + P(E)}{\int_z D dz} \quad (2.4)$$

Onde: R e D são respectivamente os momentos resistentes e atuantes em uma unidade de comprimento, P(E) é a resistência adicional devida à força lateral e a resistência final, e o eixo z é perpendicular à direção do movimento (paralelo ao eixo de rotação). O quarto diz que o fator de segurança tridimensional mínimo F_{3Dmin} não é definido unicamente pelo talude e pelas propriedades dos materiais. Adicionalmente, as condições de contorno e a forma da superfície de deslizamento tridimensional têm que ser fornecidas. O quinto diz que o método tridimensional para amplitude de deslizamento infinita é virtualmente o mesmo que o seu método bidimensional correspondente. O sexto diz que a superfície de ruptura crítica não é, em geral, contida por uma linha de escorregamento crítica bidimensional. E o último esclarecimento é que qualquer comparação significativa de fatores de segurança está entre F_{3Dmin} e F_{2Dmin} .

De acordo com Cavounidis (1987), o fator de segurança tridimensional de um talude é sempre maior que o bidimensional do mesmo talude e o fator de segurança tridimensional correspondente a uma superfície que inclui a linha crítica bidimensional é igualmente maior que o fator de segurança bidimensional visto que, em geral, não é o mesmo fator de segurança tridimensional mínimo. A comparação entre outros fatores de segurança podem emitir impressões incorretas a respeito da razão entre fatores de segurança, pois métodos que fornecem a razão F_{3D}/F_{2D} menor que uma unidade também comparam fatores incompatíveis ou, mais provavelmente, contém hipóteses simplificadoras que negligenciam importantes aspectos do problema. Essas hipóteses simplificadoras poderiam ser usadas como uma simplificação de um método mais rigoroso, como o método modificado e rigoroso de Bishop (1955 *apud* Cavounidis, 1987), e não como uma forma de resolver um problema sem ter qualquer base para avaliar os efeitos destas simplificações.

Gens *et al.* (1988) tratam do problema da análise tridimensional em condição não drenada de taludes simples em um solo considerado puramente coesivo, homogêneo e isotrópico. A superfície de deslizamento é assumida como cilíndrica e completada em suas extremidades por vários tipos de superfícies. Foi adotada uma gama mais ampla de geometrias para se obter o fator de segurança mínimo para uma série de características fornecidas do talude. A disponibilidade de soluções analíticas para fatores de segurança tridimensionais de deslizamentos cilíndricos com extremidades planas faz este modelo simples bastante útil se é exigida uma avaliação aproximada de estabilidade tridimensional. É necessário o uso de um programa computacional para encontrar a superfície de ruptura crítica para um comprimento de deslizamento específico. Foi desenvolvido o programa computacional, F3SLOP, para calcular o fator de segurança tridimensional para um potencial deslizamento com determinado comprimento, altura e ângulo de inclinação do talude. A superfície de ruptura crítica é encontrada por meio de uma rotina de procura automática baseada em técnicas de otimização/ em qualquer grau de precisão desejado, a forma dessa superfície final pode ser específica ou uma família de curvas, dependendo do parâmetro utilizado na otimização. Esse processo de otimização não é esclarecido pelo autor.

Os resultados encontrados por Gens *et al.* (1988) mostram que, para condições tridimensionais, existe um valor crítico de fator de profundidade localizado nos ábacos de Bishop e Morgenstern além do qual a superfície de ruptura crítica não penetra. Transições

entre diferentes modos de ruptura são pouco afetadas pelo comprimento do deslizamento. Somente o ângulo no qual começa a ocorrer ruptura na base do talude, mostra alguma variação como mudanças no comprimento do deslizamento. A superfície de deslizamento crítica em casos tridimensionais tende a ser mais rasa para deslizamentos de topo e base do que em casos bidimensionais correspondentes, apesar das diferenças não serem grandes. A posição da superfície de ruptura crítica não sofre grandes alterações devido a variações na forma final dessa superfície.

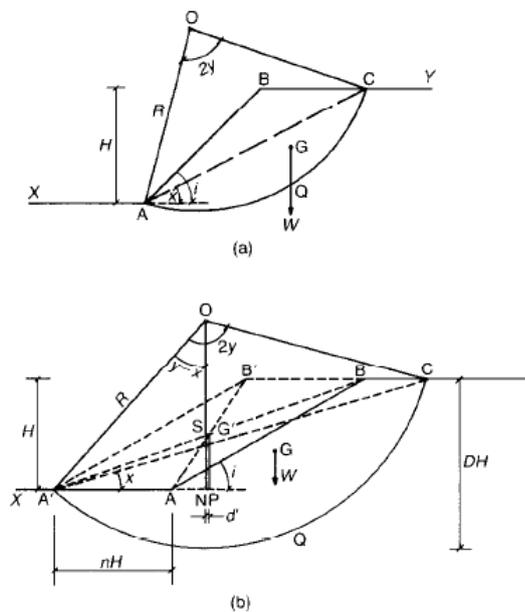


Figura 2.6 - (a) Ruptura de topo em seção transversal – (b) Ruptura de base em seção transversal

Lam e Fredlund (1993) propõem o “método de estabilidade de taludes tri-dimensional generalizado”, usando o método de colunas que é uma extensão da formulação do equilíbrio limite generalizado bidimensional (Fredlund e Krahn, 1977 *apud* Lam e Fredlund, 1993). A formulação assume um mecanismo de deslizamento onde a direção do movimento está em um plano. O fator de segurança é definido como um fator através do qual a resistência ao cisalhamento pode ser reduzida para levar a massa de solo a um estado de equilíbrio limite ao longo de uma superfície de ruptura selecionada. Além disso, pressupõe-se que o fator de segurança do componente coesivo da resistência ao cisalhamento e o do componente friccional da resistência ao cisalhamento são iguais. A massa de terra sobre a superfície de ruptura é dividida em colunas e as forças atuantes nas várias faces de cada coluna devem ser calculadas ou assumidas. O Método das colunas é indeterminado, pois o número de incógnitas excedem o número de equações. Por isso, assume-se que o ponto de aplicação da força normal

na base da coluna está no centro da área da base e que todas as forças cisalhantes entre as colunas atuantes nas várias faces das colunas podem ser relacionadas com suas respectivas forças normais por funções de força entre colunas. As funções de força entre as colunas descrevem a variação da direção das forças normais e cisalhantes resultantes entre as colunas e possuem um formato pré-determinado.

Segundo Lam e Fredlund (1993), para que o problema seja determinado, devem ser conhecidas maiores informações sobre a natureza das funções de força entre as colunas. Fan *et al.* (1986 *apud* Lam e Fredlund, 1993) investigaram a natureza das funções de força entre fatias para casos bidimensionais utilizando análise de tensões por elementos finitos. Taludes homogêneos com diferentes ângulos de inclinação foram analisados para determinar a distribuição de tensões dentro da massa de terra e então as tensões internas foram integradas para se determinar as funções de força entre fatias. Foi usada uma aproximação semelhante para se avaliar as funções de força tridimensionais entre as colunas e o estado de tensões foi definido pelo programa de elementos finitos ANSYS. Para a modelagem geométrica do talude foi utilizado o procedimento geo-estatístico Kriging. Usando esta técnica, coeficientes importantes são calculados para cada ponto de dados conhecidos usados na interpolação.

A teoria proposta por Lam e Fredlund (1993) foi implementada em um modelo computacional chamado 3D – SLOPE. O modelo foi testado para se assegurar que o método foi implementado apropriadamente. Comparando os resultados encontrados através de outros métodos, foram obtidas as seguintes principais conclusões. A primeira é que em todas as análises, o método do equilíbrio limite generalizado (GLE) com a função meio-seno e com a função baseada em uma análise de elementos finitos para representação das funções de força entre as colunas, resultaram a melhor aproximação do fator de segurança de referência que é calculado usando funções reais vindas de uma análise de tensões. A segunda conclusão é que o método GLE utilizando um valor constante da razão das forças entre colunas resultou na segunda melhor aproximação do fator de segurança padrão. A terceira conclusão é que o método de Bishop simplificado resultou em uma boa aproximação do fator de segurança de referência, particularmente para o caso de taludes homogêneos e superfícies de ruptura circulares. A última conclusão é que o método de Janbu simplificado (sem o fator de correção para o cisalhamento entre as colunas) subestimou de forma significativa o fator de segurança

referencial. O método ordinário (Fellenius) resultou na pior aproximação ao fator de segurança referencial.

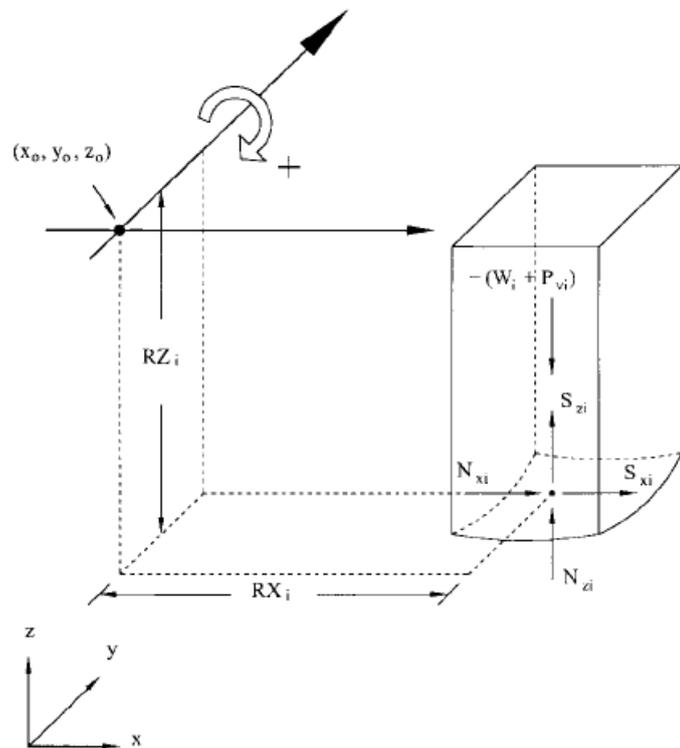
Lam e Fredlund (1993) sugerem que uma análise tridimensional de tensões deveria ser desenvolvida para geometrias complexas, não-uniformes e para tensões normais e cisalhantes internas mais realísticas usadas no cálculo de funções de força entre colunas.

Stark e Eid (1998) fazem uma comparação entre análises bidimensionais e tridimensionais. Eles realizaram um estudo sobre os efeitos dos métodos de estabilidade de taludes no cálculo do fator de segurança em rupturas translacionais. Três secções transversais de um talude foram analisadas usando os métodos bidimensionais de estabilidade de Bishop simplificado, Janbu simplificado e Spencer.

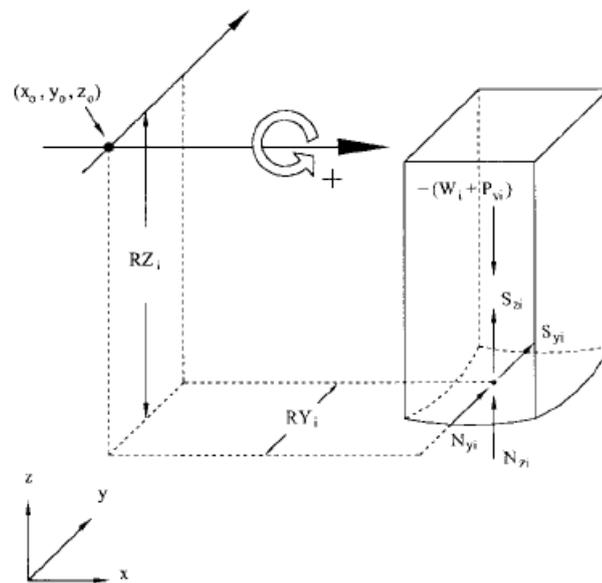
Stark e Eid (1998) chegaram a algumas conclusões baseadas em análises bidimensionais e tridimensionais de estabilidade de taludes de casos históricos. Segundo os autores os lados da massa deslizando em rupturas translacionais são usualmente verticais, o que leva a uma quantidade pequena de resistência ao cisalhamento sendo mobilizada junto destes lados. Outra conclusão é que programas comercialmente disponíveis de estabilidade tridimensional de taludes têm limitações inerentes que afetam o cálculo do fator de segurança para um modo de ruptura translacional. Estas limitações incluem a desconsideração das tensões cisalhantes resistentes junto aos lados verticais da massa deslizando. Segundo os autores enquanto o fator de segurança é subestimado por ignorar as tensões cisalhantes resistentes ao longo dos lados da massa deslizando e as forças cisalhantes internas da massa deslizando, é superestimado quando a ruptura linear envelope passando através da origem e a resistência ao cisalhamento correspondente à média da tensão normal na superfície de deslizamento é usada para representar uma tensão dependente da ruptura envelope. Os autores também concluíram que se a resistência junto aos lados verticais da massa deslizando não é considerada na análise da ruptura translacional do talude, o fator de segurança tridimensional calculado será próximo da média do fator de segurança bidimensional para secções transversais que representam a direção do movimento. Stark e Eid (1998) acreditam que uma análise tridimensional é benéfica para projetos de taludes com topografia, resistência ao cisalhamento ou condições de pressão intersticial mais complexas.

Huang e Tsai (2000) dizem que uma característica dos métodos de análise de estabilidade de taludes, propostos por pesquisadores em estudos anteriores, é a direção única da análise de equilíbrio de forças ou momentos em uma direção de deslizamento assumida, isto é, análises tridimensionais simétricas. Alguns destes métodos podem ser aplicados a superfícies de ruptura assimétricas. Contudo, estes métodos mantêm as características das análises simétricas porque o equilíbrio na direção transversal não é levado em conta. Na maioria dos taludes, condições assimétricas induzidas pela variação da estratigrafia do solo e rocha, carregamentos externos, e outros fatores, podem ser encontradas. Onde as condições assimétricas prevalecem, o uso de métodos tridimensionais de análises baseados em equilíbrio simétrico de forças e momentos, podem conduzir a análises incorretas de segurança. Isto foi inferido a partir da pesquisa realizada por Hungr et. al. (1989), que mostrou que ignorar componentes transversais desbalanceados de forças normais atuando na base da coluna pode induzir a erros no cálculo de valores do fator de segurança. Portanto Hungr et. al. (1989) concluiu que o equilíbrio de forças na direção transversal do deslizamento deveria ser considerado a fim de melhorar a precisão da análise tridimensional de estabilidade de taludes.

Huang e Tsai (2000) utilizaram a expansão do método de Bishop simplificado para três dimensões para incluir equilíbrio de momentos em duas direções paralelas aos eixos x e y , como mostra a Figura 2.7.



(a)



(b)

Figura 2.7 – (a) Visão esquemática do equilíbrio de momentos em relação a um eixo paralelo ao eixo y (b)
Visão esquemática do equilíbrio de momentos em relação a um eixo paralelo ao eixo x

Os dois componentes de força cisalhante exigidos para resistir o deslizamento potencial, de acordo com Chuang e Tsai (2000), são calculados pelo equilíbrio de momentos nas duas direções x e y . Conseqüentemente, a direção da resistência ao cisalhamento resultante (ou direção do deslizamento) pode ser calculada em vez de assumida na análise. Como

conseqüência, os possíveis erros, associados ao plano de simetria para a massa deslizante, são eliminados. Uma limitação do método de Chuang e Tsai (2000) é o desprezo do equilíbrio de forças horizontais o que limita a influência de esforços importantes nas direções não confinadas.

Segundo Arelano e Stark (2000), os programas comercialmente disponíveis de estabilidade tridimensional de taludes não consideram a resistência ao cisalhamento junto aos dois lados da massa de deslizamento, paralela a direção do movimento, no cálculo do fator de segurança tridimensional (Stark e Eid 1998). Alguns programas podem incorporar a resistência ao cisalhamento junto aos lados inclinados da massa deslizante, da mesma forma que um talude íngreme, mas não junto aos lados verticais como os flancos ou os lados paralelos da massa deslizante. Um estudo paramétrico investigou a importância da incorporação de efeitos tridimensionais fornecendo uma comparação de análises bidimensionais e tridimensionais de estabilidade de taludes para várias geometrias e condições de resistência ao cisalhamento. Segundo Arelano e Stark (2000) para uma dada inclinação do talude, a razão FS_{3D}/FS_{2D} aumenta com o decréscimo do índice W/H (onde W é a largura do talude em metros e H é a altura do talude em metros). Com o decréscimo da largura, o peso da massa deslizante decresce e a resistência ao cisalhamento junto aos lados paralelos tem um efeito maior na estabilidade tridimensional. Os autores indicam que os efeitos da inclusão da resistência ao cisalhamento junto aos lados paralelos da massa deslizante podem ser significativos para taludes que possuem um índice W/H menor que quatro. Arelano e Stark (2000) dizem que como o decréscimo da inclinação do talude para uma dada razão W/H , a razão FS_{3D}/FS_{2D} de fatores de segurança aumenta devido ao aumento na área dos lados paralelos da massa deslizante causado pelo acréscimo no comprimento do talude com decréscimo na inclinação do talude. Portanto, a influência da incorporação dos efeitos de borda na análise da estabilidade do talude aumenta com o decréscimo da inclinação do talude. Os autores concluíram que a diferença na resistência ao cisalhamento entre as camadas superiores e inferiores tem maior efeito no fator de segurança tridimensional do que no fator de segurança bidimensional.

De acordo com Arelano e Stark (2000), programas computacionais comercialmente disponíveis de análise tridimensional de estabilidade de taludes possuem limitações que afetam os fatores de segurança calculados para um modo de ruptura translacional.

Chang (2002) aponta que a abordagem tridimensional pode se tornar necessária em casos onde a geometria do talude e da superfície de ruptura varia significativamente na direção transversal, as propriedades do material são altamente não-homogêneas ou anisotrópicas, ou o talude é sobrecarregado localmente. Nestas circunstâncias, uma análise tridimensional deve ser realizada. Observando o mecanismo de escorregamento percebe-se que o talude rompido poderia ser simulado por uma série de movimentos translacionais de um sistema de vários blocos da massa de deslizamento. Pela aplicação dos conceitos de equilíbrio limite e assumindo uma superfície de ruptura pré-existente, o método criado por Chang (2002) estima apropriadamente as forças desenvolvidas ao longo do contato entre os blocos e considera o equilíbrio de forças para cada bloco e também para o sistema global. O método foi validado através de comparações entre vários problemas hipotéticos com soluções conhecidas.

Chang (2002) propôs um método tridimensional de análise de estabilidade de taludes baseado no mecanismo de deslizamento observado em campo no aterro de Kettleman Hills em 1988. O mecanismo de deslizamento sugeriu que a ruptura do talude poderia ser simulada como uma série de movimentos de translação de um sistema de múltiplos blocos da massa de deslizamento. O método estima adequadamente a força desenvolvida ao longo dos contatos entre os blocos e considera o equilíbrio de forças para os blocos individuais e para o sistema global.

Segundo Chang (2002), o padrão de fronteira entre os blocos do método permite a existência de um bloco cinemático, onde se considera que os materiais se deformam sob volume constante. Isso implica que o método é aplicável a materiais que não se dilatam ou podem se dilatar ligeiramente durante o cisalhamento como as areias fofas, argilas normalmente adensadas, ou materiais sob condições de carregamento não drenado. Não sendo aplicável a areias adensadas ou materiais pré-adensados em condições drenadas.

O esforço diferencial e conceitos de tensões incompatíveis com o método proposto por Chang (2002) fornecem uma estimativa razoável sobre a resistência dos materiais mobilizados ao longo dos contatos entre os blocos. Suposições arbitrárias das forças de contato, sem considerar cinemática e grau de mobilização de forças adequados, como em uma análise de colunas convencionais, nem sempre podem fornecer resultados aceitáveis. Foi observado que conceitos de tensões incompatíveis exigem o conhecimento de resistência ao cisalhamento e distorções relacionadas aos materiais dentro da massa de deslizamento e ao longo da

superfície de ruptura, da mesma maneira que tensões incompatíveis com os materiais podem ser determinadas.

Chang (2002) pôde perceber também que o método proposto fornece bons resultados no cálculo da estabilidade e da direção do deslizamento dos taludes envolvendo um tipo translacional de ruptura ao longo de uma superfície de ruptura pré-existente. Para rupturas rotacionais em argilas, no entanto, o método tende a superestimar o fator de segurança calculado. Da mesma forma, movimentos translacionais podem envolver distorções significativas em algumas zonas limitadas pela massa de deslizamento, enquanto que, para movimentos rotacionais, as distorções podem ser mínimas. O uso de um tipo de mecanismo translacional, como adotado neste método, em um problema de ruptura rotacional, poderia tender a superestimar a contribuição da resistência do material da massa de deslizamento, o que poderia modificar o prognóstico da estabilidade. É notado, no entanto, que o grau de superestimação do método no caso de ruptura rotacional poderia ser minimizado se o número de blocos na simulação do deslizamento da massa de solo aumentasse.

Huang *et al.* (2002) descreve quais são as duas maiores desvantagens inerentes a todos os métodos de análise de estabilidade de taludes. A primeira delas é que nessas análises é arbitrado um plano de simetria, porque em áreas de geometria ou condições geológicas irregulares, a direção do potencial deslizamento pode variar consideravelmente e pode também dificultar a arbitragem da direção de deslizamento. E a segunda diz respeito à instituição do sistema de coordenadas locais para várias superfícies de ruptura potenciais, isto é, quando se usa estes métodos, um sistema de coordenadas locais deve ser instituído de modo que o eixo x ou y seja idêntico à direção de deslizamento assumida. Estas desvantagens vieram do tradicional equilíbrio de momentos (ou forças) unidirecional usado em métodos de equilíbrio limite, que diz que o equilíbrio de momentos é satisfeito somente na direção de deslizamento “assumida”. Foi mostrado por Huang e Tsai (2000) que o uso do “equilíbrio de momentos bi-direcional” em uma superfície de deslizamento rotacional pode eliminar as desvantagens descritas.

Baseado no novo conceito de equilíbrio de momentos bi-direcionais, Huang *et al.* (2002) consideram que o eixo x ou y não é rotacionado para se conformar à direção de deslizamento assumida, e a direção do deslizamento potencial pode ser calculada em vez de assumida na análise. Para facilitar o uso prático no novo conceito proposto por Huang e Tsai (2000), dois

problemas devem ser resolvidos: a aplicabilidade do novo conceito para mecanismos de ruptura não-rotacionais e a validade da formulação do equilíbrio limite em um sistema unificado de coordenadas tridimensional. Para isso, foi desenvolvido um método tridimensional generalizado de análise de estabilidade de taludes baseado no equilíbrio de momentos e forças em duas direções ortogonais e um algoritmo computacional específico. A formulação básica e as hipóteses relacionadas ao equilíbrio de momentos e forças são uma extensão do método bidimensional de fatias sugerido por Janbu (1973 *apud* Huang *et al.*, 2002). Como resultado, a direção de deslizamento (ou a força cisalhante resultante na superfície de deslizamento) se torna uma parte da solução analítica em vez de uma hipótese. Possíveis erros associados à consideração de um plano simétrico para a massa deslizante foram eliminados.

Bromhead *et al.* (2002) dizem que carregamentos localizados na crista de um talude ou escavações localizadas no pé de um talude, podem gerar rupturas na vizinhança dessas situações. Os autores salientam que carregamentos localizados nas partes superiores de um deslizamento de terra existente com superfícies de cisalhamento bem definidas, podem dar origem a movimentos de deslizamento de terra como um todo, ou causar desestabilizações locais dentro da massa deslizante. Estas duas situações podem acontecer dependendo da escala do deslizamento relativo ao tamanho da área carregada, e a força média dentro da massa de deslizamento. A forma e a localização da superfície de deslizamento tridimensional de uma superfície de deslizamento pré-existente em princípio poderiam ser determinadas, mas onde se desenvolve uma nova superfície, seria necessário um método tridimensional de procura pela superfície crítica.

Stianson (2008) realizou uma pesquisa cujo objetivo foi demonstrar um processo de combinação de uma análise de tensões por elementos finitos em um talude utilizando os conceitos de equilíbrio limite para calcular o fator de segurança para superfícies de deslizamento tridimensionais. O estado de tensões interno calculado a partir da análise de elementos finitos é usado para determinar as forças que atuam ao longo da superfície de deslizamento tridimensional e é realizado um procedimento de interpolação para determinar as tensões atuantes em pontos distintos ao longo da superfície de deslizamento que dependem da malha utilizada na análise tensão-deformação tridimensional (isto é, tetraedro, hexaedro, etc.). Como simplificação, as tensões a partir da análise de elementos finitos são exportados

para uma configuração de grid comum, conhecido como grid intermediário, constituído por elementos retangulares, como mostra a Figura 2.8.

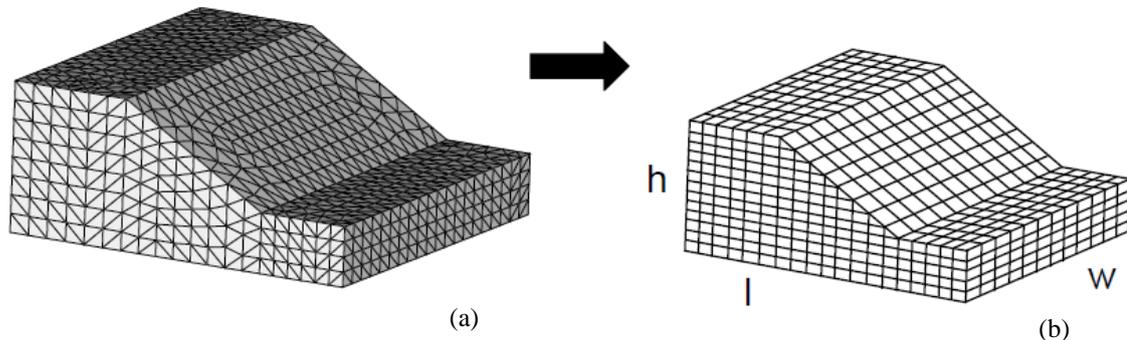


Figura 2.8 - Grid tridimensional que liga a análise de tensões por elementos finitos com os cálculos de estabilidade de taludes (a) Análise tensão-deformação tridimensional; (b) Grid intermediário tridimensional.

(Stianson, 2008)

De acordo com o autor, exportando as tensões a partir da análise tensão-deformação para uma configuração de grid retangular, significa que apenas um processo de interpolação é necessário para determinar as tensões atuando ao longo de uma superfície de deslizamento. A densidade da malha é definida por intermédio da especificação do número de incrementos em x , y , e z (por exemplo w , l e h). As análises de sensibilidade são realizadas para demonstrar que as dimensões do grid intermediário pode ser selecionado de forma que não haja efeitos adversos sobre a precisão dos cálculos do fator de segurança. A equação usada para o cálculo do fator de segurança de uma superfície de deslizamento arbitrária tridimensional pode ser definido como:

$$F_s = \frac{\int \tau_f dA}{\int \tau dA} \quad (2.5)$$

Onde:

τ_f é a resistência ao cisalhamento do solo;

τ é a tensão cisalhante mobilizada;

dA é a área incremental na superfície de deslizamento.

Stianson (2008) supõem que uma superfície de deslizamento potencial pode ser aproximada por uma série de superfícies triangulares como mostra a Figura 2.9, e então é possível escrever a equação do fator de segurança na forma discretizada:

$$F_s = \frac{\sum_{ijk=1}^{mn^2} \tau_{f_{ijk}} A_{ijk}}{\sum_{ijk=1}^{mn^2} \tau_{ijk} A_{ijk}} = \frac{\sum_{ij=1}^{mn} R_{ij}}{\sum_{ij=1}^{mn} S_{ij}} \quad (2.6)$$

Onde:

m é o número de linhas divisórias na direção x;

n é o número de divisão linhas na direção y;

$\tau_{f_{ijk}}$ é a resistência ao cisalhamento;

τ_{ijk} é a tensão de cisalhamento mobilizada;

A_{ijk} é a área de um plano triangular;

Os índices i, j e k subscritos indicam as coordenadas da força resultante no grid tridimensional;

R_{ij} é a força resistente;

S_{ij} , é a força atuante.

O autor sugere que as forças resistentes e atuantes podem ser calculadas multiplicando-se a tensão resistente e a tensão cisalhante mobilizada pela área de cada plano. As forças R_{ij} e S_{ij} são os complementos das forças resistentes e atuantes na combinação de dois planos triangulares (ou seja, k = 1 e 2).

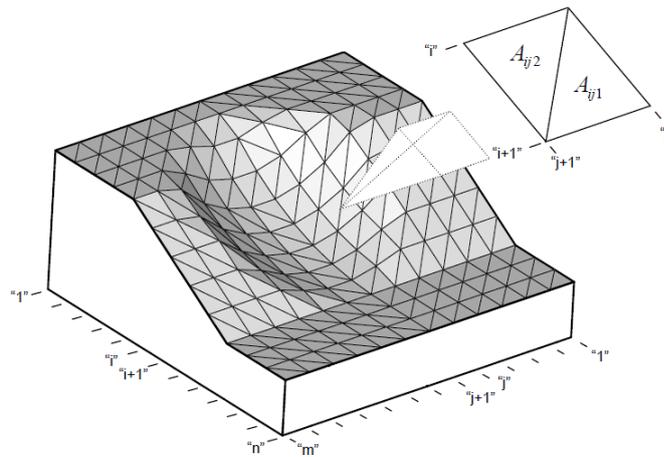


Figura 2.9 – Superfície de deslizamento tridimensional elipsoidal aproximada por uma série de planos triangulares.

A superfície de deslizamento mostrada na Figura 2.9 é discretizada com um total de $m * n * 2$ planos triangulares. Os dois triângulos entre as linhas divisórias i e $i + 1$ na direção x e j e $j + 1$ na direção y podem ser identificados de acordo com as áreas incrementais A_{ij1} e A_{ij2} .

Hong e ChuangBing (2009) consideram que a primeira análise global de estabilidade de taludes foi feita por Bell (1968 *apud* Hong e ChuangBing 2009), que assumiu uma expressão da pressão normal na superfície de ruptura com dois parâmetros indeterminados $C1$ e $C2$, e tomou todo o corpo deslizante em vez de fatias individuais como o objeto carregado, Bell (1968 *apud* Hong e ChuangBing 2009) deduziu um sistema de equações não lineares com $C1$, $C2$ e o fator de segurança como as incógnitas. Uma vez que no método de Bell é tomado como objeto todo o corpo deslizante em vez de uma fatia individual e não são introduzidas forças entre fatias, podemos nos referir ao método de Bell como método global, enquanto os outros métodos de fatias como métodos locais.

Baseados no método de Bell (1968 *apud* Hong e ChuangBing 2009), Hong e ChuangBing (2009) puderam desenvolver um método tridimensional rigoroso. Eles consideraram os dois contornos laterais do corpo deslizante como parte de toda a superfície de deslizamento. Por meio da forma natural da distribuição da tensão normal na superfície de deslizamento

proposta por Zheng (2007 *apud* Hong e ChuangBing 2009), uma solução rigorosa é desenvolvida para a análise de estabilidade do corpo deslizando com atritos laterais.

Zheng (2009) considera a análise de estabilidade de taludes como um problema de autovalor, baseado no procedimento de análise global descrito por Zheng (2007 *apud* Zheng 2009). Neste trabalho, o autor mostra que os problemas herdados da análise tridimensional clássica de colunas podem ser facilmente superados. Em primeiro lugar, tomando todo o corpo deslizando em vez de colunas individuais como o corpo carregado, o vetor formado pelas equações de integração vem das seis condições de equilíbrio, cujas incógnitas consistem no fator de segurança F e a tensão total normal σ na superfície de escorregamento. Então, a forma de distribuição de σ é derivada. Com base na forma de distribuição, a aproximação de σ é construída com um vetor \mathbf{a} composto por cinco elementos desconhecidos. Em seguida, substituindo a aproximação de σ no vetor formado pelas equações de integração vindas anteriormente conduz a um sistema de equações lineares em F e \mathbf{a} . Finalmente, o sistema é convertido em um problema de autovalor generalizado, no qual F é apenas um dos autovalores do problema de autovalor generalizado e um vetor $\begin{pmatrix} \mathbf{a} \\ 1 \end{pmatrix}$ dá o autovetor correspondente. Uma vez que muitos softwares comerciais como Matlab são robustos para resolver o problema de autovalor generalizado, eles podem ser usados para resolver problemas numéricos nos procedimentos tridimensionais clássicos.

Utilizando o método proposto Zheng (2009), foi realizada uma análise que produz uma solução rigorosa que é capaz de satisfazer todas as condições de equilíbrio e superar os problemas herdados pelos métodos clássicos de colunas.

2.2. MÉTODOS DE PROCURA DA SUPERFÍCIE DE RUPTURA CRÍTICA

Chen e Shao (1988) dividem a rotina mais adotada para o cálculo do fator de segurança da estabilidade de um talude em duas etapas. A primeira é o cálculo do fator de segurança para uma superfície de ruptura específica usando certo método de análise, e a segunda é a procura, dentre muitas superfícies de ruptura em potencial, da superfície “crítica”, cujo fator de segurança é mínimo. Os autores observam que desde 1950 a teoria da otimização tem sido

desenvolvida com sucesso e aplicada em vários campos, incluindo o fator de segurança mínimo da análise de estabilidade de taludes. Neste trabalho (Chen; Shao, 1988) a função objetivo a ser otimizada, que é o fator de segurança, é calculada por um método convencional bidimensional de fatias, que envolve iterações numéricas. Foi aplicada a extensão do método generalizado das fatias para o cálculo da função objetivo, devido a sua capacidade de obter a convergência garantida de valores de fator de segurança com precisão adequada. Isto é exigido para o sucesso da implementação do algoritmo de otimização. A validação e a viabilidade dos métodos de otimização foram provadas pelo sucesso da solução de seus problemas teste. As modificações dos métodos de Davidon-Fletcher-Powell sugeridas pelos autores foram consideradas essenciais por causa das particularidades envolvidas na análise de estabilidade de taludes.

Algumas das dificuldades na localização da superfície de ruptura crítica são relatadas por Cheng (2003):

- A função objetivo do fator de segurança não é linear e pode não ser convexa;
- Chen e Shao (1988) descobriram que existem vários mínimos em uma solução de domínio viável. Na verdade, o autor tentou o método de otimização tipo gradiente e observou que diferentes tentativas iniciais fornecem diferentes mínimos locais mesmo para taludes homogêneos com geometrias simples. Isto mostra que a existência de vários mínimos locais é a característica fundamental dos problemas de estabilidade de taludes;
- Uma boa tentativa inicial para condições de solo gerais com carregamentos arbitrários podem dificultar o desenvolvimento da análise de otimização.

Tendo em vista as limitações dos métodos clássicos, Cheng (2003) adotou o método do recozimento simulado para a localização do mínimo global da função objetivo do fator de segurança. Este método não é sensível aos valores iniciais e usa uma técnica de otimização global combinatória baseada em uma avaliação randômica de uma função objetivo na qual as transições de um mínimo ou máximo local são possíveis. O conceito deste método é semelhante ao aquecimento de um sólido para uma alta temperatura e um posterior resfriamento lento do material fundido de uma forma controlada até a cristalização, que corresponde ao nível mínimo de energia. A solução começa com temperatura elevada e uma

seqüência de vetores de julgamento é gerada até que o equilíbrio de energia (mínimo do sistema) é atingido. O passo do vetor é ajustado periodicamente para seguir o comportamento da função objetivo. Uma vez que o equilíbrio térmico é atingido com uma temperatura particular, a temperatura é reduzida e uma nova seqüência de movimentos começará. Este processo é contínuo até que uma temperatura suficientemente baixa seja alcançada e nenhuma melhoria na função objetivo seja alcançada.

Segundo Chen (2001) uma programação não-linear disciplinada permite encontrar um valor mínimo de fator de segurança através de uma série de variáveis que representam um modo de ruptura crítico e estes métodos geralmente são divididos em abordagens determinísticas e probabilísticas descritas a seguir.

a. Métodos de otimização determinísticos

São abordagens tradicionais na área da programação não-linear. Eles podem utilizar o método de procura padrão, que aborda um fator de segurança mínimo por um padrão bem projetado que compara a função objetivo de diferentes combinações entre as variáveis e determina a melhor direção para aproximar uma função objetivo menor no próximo passo da iteração, como o Método Simplex (Nelder e Mead, 1965), o Método de Procura Padrão (Hooke e Jeeves, 1961), Método de Powell (Powell, 1964), dentre outros. Ou podem utilizar o Método de Newton, que obtém teoricamente o mínimo encontrando uma série de variáveis que zeram as derivadas da função objetivo como o método Davidon-Fletcher-Powell (Davidon *et al.*, 1963).

A aplicação destas técnicas de procura para análises bi-dimensionais são extensivamente discutidas na literatura. As experiências dos autores, apesar do método de Newton ter uma base analítica bem fundamentada, não oferecem necessariamente um meio mais eficiente de aproximação da solução. Em muitos casos métodos diferentes dão essencialmente a mesma solução e sofrem os mesmos problemas de ruptura em obter o fator de segurança mínimo global.

b. Os métodos de otimização probabilísticos

A teoria probabilística oferece grandes promessas de superar os problemas de procura pelo mínimo global. O princípio básico do método de otimização probabilístico é a comparação

dos fatores de segurança de um grande número de modos de ruptura que são gerados por números randômicos. Essencialmente consiste em uma busca em que se caminha randomicamente dentro do domínio que contém o modo de ruptura crítico.

Muitos casos métodos diferentes dão essencialmente a mesma solução e sofrem os mesmos problemas de ruptura em obter o fator de segurança mínimo global. No passado, a localização da superfície 3D ruptura crítica era limitada principalmente pela forma esférica e superfícies de ruptura não esféricas gerais eram raramente consideradas. Cheng *et al.* (2005) propuseram o uso de superfície NURBS (régua flexível B racional não uniforme) com um algoritmo especial para evitar a cúspide na simulação de uma superfície de deslizamento.

Cheng *et al.* (2005) ampliaram a técnica bidimensional do método de recozimento simulado por Cheng (2003) para uma análise tridimensional global de otimização com sucesso em determinar a superfície de ruptura crítica tridimensional para alguns problemas interessantes. Além de superfícies NURBS, os autores também adotaram a superfície elipsoidal na otimização da procura pela superfície de ruptura crítica. Com o modelo de otimização proposto, três exemplos numéricos foram considerados. Para o primeiro caso de um talude simples não coesivo, o uso do método NURBS pode fornecer resultados corretos para o fator crítico de segurança. Os cálculos demonstraram que o método NURBS é simples e conveniente para simular um prático talude tridimensional. Para os outros dois exemplos, o uso da função NURBS forneceu um fator de segurança menor, em comparação com o uso da procura esférica e existem grandes diferenças entre as superfícies de ruptura crítica para a procura esférica a procura NURBS. As superfícies de ruptura críticas tridimensionais obtidas são razoáveis. Pode-se concluir que a superfície NURBS é útil na busca da superfície de ruptura crítica não esférica para condições gerais.

Além do uso da função NURBS, Cheng *et al.* (2005) também demonstraram que a utilização da superfície de ruptura elipsoidal pode ser suficientemente boa para problemas comuns. A precisão e tempo de solução para a superfícies de ruptura elipsoidais são aceitáveis para a maioria dos casos e são recomendadas para problemas normais. A superfície NURBS é, no entanto, muito útil para taludes altamente irregulares e assimétricos ou taludes com zonas fracas irregulares. Cheng *et al.* (2005) variaram a tentativa inicial, em um problema difícil, e confirmaram que a solução da otimização é insensível à tentativa inicial que é a característica especial de análise do recozimento simulado.

CAPÍTULO 3

ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TALUDES PELO MÉTODO DO EQUILÍBRIO LIMITE APERFEIÇOADO E BUSCA AUTOMÁTICA DA SUPERFÍCIE

O método de análise de estabilidade aperfeiçoado utilizado neste trabalho foi proposto por Santos (2006) e é uma extensão do método aperfeiçoado, para condições tridimensionais (WRIGHT; KULHAWY; DUNCAN, 1973). Apesar da perda de estabilidade de um talude ser resultado de um processo de plastificação, o método do equilíbrio limite aperfeiçoado utiliza uma análise elástica de tensões. Segundo Stianson (2008), esse procedimento, mais simples que a análise elasto-plástica convencional, apresenta bons resultados, podendo ser utilizado para casos práticos de análise de estabilidade de taludes. Neste trabalho e em Adriano (2009), a análise de tensões é realizada pelo método dos elementos finitos (MEF), que fornece as tensões normais e cisalhantes atuantes no talude. As tensões normais são utilizadas no cálculo da resistência ao cisalhamento pelo critério de Mohr-Coulomb e o fator de segurança é dado pela razão entre as forças cisalhantes resistentes e as forças cisalhantes atuantes. Neste capítulo são apresentados os conceitos relativos à análise tridimensional de tensões e à determinação do fator de segurança a partir da análise tridimensional de estabilidade de taludes. São abordados também conceitos relativos à busca pela superfície de ruptura crítica e apresentada a implementação computacional realizada neste trabalho.

3.1. ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DE ESTABILIDADE DE TALUDES

O estado de tensão de um corpo pode ser representado em função das tensões totais ou das tensões efetivas. Nas análises tridimensionais, as tensões em um volume representativo de massa de solo são representadas no sistema cartesiano de coordenadas conforme a Figura 3.1. As tensões totais e as tensões efetivas são representadas, respectivamente, pelos vetores apresentados em (3.1) e (3.2), os quais consideram a simetria do tensor de tensões.

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} \quad (3.1)$$

$$\boldsymbol{\sigma}' = \begin{Bmatrix} \sigma_x - u_w \\ \sigma_y - u_w \\ \sigma_z - u_w \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} \quad (3.2)$$

Onde:

σ_i - tensão normal atuando no plano- i , na direção- i ;

τ_{ij} - tensão cisalhante atuando no plano- i , na direção- j ;

u_w - poro-pressão de água.

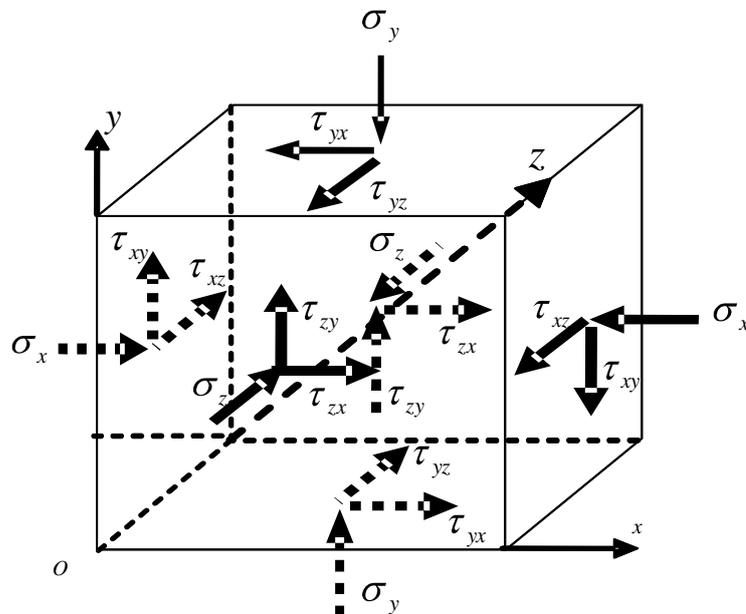


Figura 3.1 – Tensões atuando em um volume representativo de massa de solo

Considerando o sistema de coordenadas cartesianas, a relação tensão-deformação em regime elástico linear é definida pelas equações (3.3) a (3.8).

$$\sigma_x = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y + \nu\varepsilon_z \right] \quad (3.3)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\varepsilon_x + (1-\nu)\varepsilon_y + \nu\varepsilon_z \right] \quad (3.4)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y + (1-\nu)\varepsilon_z \right] \quad (3.5)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{xy} \quad (3.6)$$

$$\tau_{xz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{xz} \quad (3.7)$$

$$\tau_{yz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{yz} \quad (3.8)$$

Onde:

E - é o módulo de Young;

ν - é o coeficiente de Poisson;

ε_x , ε_y , e ε_z , - são as deformações normais;

γ_{xy} , γ_{xz} , e γ_{yz} , - são as deformações tangenciais;

As equações (3.3) a (3.8), no caso de materiais isentos de tensões e deformações iniciais, resultam na forma matricial (3.9), onde \mathbf{D} é a matriz constitutiva elástica apresentada em (3.10), $\boldsymbol{\sigma}$ o vetor das tensões e $\boldsymbol{\varepsilon}$ o vetor das deformações apresentado em (3.11).

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3.9)$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix}
 \frac{E \langle -\nu \rangle}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \langle -\nu \rangle}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \nu}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & \frac{E \langle -\nu \rangle}{\langle +\nu \rangle \langle -2\nu \rangle} & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & \frac{E}{2 \langle +\nu \rangle} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{E}{2 \langle +\nu \rangle} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{E}{2 \langle +\nu \rangle}
 \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix}
 \varepsilon_x \\
 \varepsilon_y \\
 \varepsilon_z \\
 \gamma_{xy} \\
 \gamma_{xz} \\
 \gamma_{yz}
 \end{Bmatrix} \quad (3.11)$$

As equações de compatibilidade, considerando a hipótese de pequenas deformações, são dadas pelas equações (3.12) a (3.17), onde u , v e w representam os deslocamentos nas direções x , y e z , respectivamente.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.12)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (3.13)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.14)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \quad (3.15)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.16)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \quad (3.17)$$

As relações (3.12) a (3.17) resultam na forma matricial (3.18), onde \mathbf{u} o vetor dos deslocamentos apresentado em (3.19) e ∇ é o operador diferencial apresentado em (3.20).

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla \mathbf{u} \quad (3.18)$$

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} \quad (3.19)$$

$$\nabla = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

As equações diferenciais de equilíbrio expressam o equilíbrio estático de forças atuando em um elemento representativo de volume, considerado suficientemente pequeno. Assim, as propriedades do material e as variáveis podem ser consideradas contínuas ao longo do elemento, o que representa uma suposição fundamental da mecânica do contínuo. As equações (3.21) a (3.23) representam o equilíbrio estático para condições tridimensionais.

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + b_x = 0 \quad (3.21)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + b_y = 0 \quad (3.22)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + b_z = 0 \quad (3.23)$$

Onde:

σ_i - são as tensões normais nas direções x , y e z ;

τ_{ij} - são as tensões cisalhantes nos planos $i j$;

b_i - são as forças de corpo nas direções x, y e z .

As componentes de deslocamento são utilizadas como variáveis primárias do problema de tensão-deformação. A fim de obter as equações diferenciais que governam o equilíbrio estático de forças através do contínuo, as tensões presentes nas equações de equilíbrio devem ser substituídas pelos componentes de deslocamento, aplicando-se a equação (3.9). Obtêm-se assim as equações diferenciais parciais que governam o equilíbrio nas condições tridimensionais:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{E \overbrace{(-\mu)}}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right) + b_x = 0 \quad (3.24)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{E \overbrace{(-\mu)}}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right) + b_y = 0 \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{E}{2 \underbrace{(+\mu)}} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{E \mu}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{E \overbrace{(-\mu)}}{\underbrace{(+\mu)} \underbrace{(-2\mu)}} \frac{\partial w}{\partial z} \right) + b_z = 0 \quad (3.26)$$

As tensões são determinadas pelo MEF, que é um método de obtenção de soluções aproximadas das equações diferenciais que regem um determinado problema. A cada nó da malha com coordenadas x_i, y_i e z_i estão associados os deslocamentos u_i, v_i e w_i , respectivamente. As relações que traduzem os deslocamentos de um dado ponto no interior do elemento em função dos deslocamentos de seus nós são dadas pelas equações (3.27) a (3.29).

$$u(x, y, z) = \sum_{i=1}^{n_{\text{nosel}}} N_i(x, y, z) u_i \quad (3.27)$$

$$v(x, y, z) = \sum_{i=1}^{n_{\text{nosel}}} N_i(x, y, z) v_i \quad (3.28)$$

$$w(x, y, z) = \sum_{i=1}^{mosel} N_i(x, y, z) w_i \quad (3.29)$$

Aplicando-se as equações (3.27) a (3.29) à equação (3.18), obtém-se a equação de compatibilidade do sistema discreto em forma matricial e em função dos deslocamentos nodais $\hat{\mathbf{u}}$.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B} \hat{\mathbf{u}} \quad (3.30)$$

A matriz \mathbf{B} é definida por:

$$\mathbf{B} = \nabla \mathbf{N} \quad (3.31)$$

Onde:

∇ é a matriz dos operadores diferenciais;

\mathbf{N} é a matriz das funções de forma.

A equação de equilíbrio do sistema discreto é definida como:

$$\mathbf{K} \mathbf{U} = \mathbf{F} \quad (3.32)$$

Onde:

\mathbf{F} - representa o vetor das forças nodais da estrutura;

\mathbf{U} - representa os deslocamentos nodais no sistema global de coordenadas;

\mathbf{K} - é a matriz de rigidez global da estrutura.

A matriz de rigidez da estrutura pode ser obtida por montagem a partir da matriz de rigidez de cada elemento \mathbf{K}_e . Essa operação pode ser, a grosso modo, expressa por (3.33). Observa-se que Σ indica a operação de montagem em sentido mais amplo e não o somatório no sentido estrito do símbolo matemático.

$$\mathbf{K} = \Sigma \mathbf{K}_e \quad (3.33)$$

A matriz de rigidez do elemento, que é obtida pela integral no volume do elemento apresentada em (3.34).

$$\mathbf{K}_e = \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV \quad (3.34)$$

Uma vez resolvido o sistema de equações apresentado em (3.32), os deslocamentos nodais do elemento $\hat{\mathbf{u}}$ são obtidos a partir dos deslocamentos do volume \mathbf{U} . As tensões no interior do elemento são obtidas substituindo-se (3.30) em (3.9):

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D} \mathbf{B} \hat{\mathbf{u}} \quad (3.35)$$

3.2. FATOR DE SEGURANÇA A PARTIR DA ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DE ESTABILIDADE DE TALUDES

Entende-se fator de segurança como o fator pelo qual a resistência ao cisalhamento deve ser reduzida, para trazer a massa de solo a um estado de equilíbrio limite (FREDLUND; KRAHN, 1977). Assim, tem-se:

$$FS = \frac{R}{S} \quad (3.35)$$

Onde:

R - é a soma das forças resistentes ao movimento de ruptura;

S - é a soma das forças atuantes a favor do movimento de ruptura.

O método do equilíbrio limite aperfeiçoado utilizado neste trabalho considera que a superfície de ruptura seja um elipsóide. No entanto, a forma da superfície de ruptura não é uma característica do método, podendo ser aplicado a outras formas de superfície. São tomadas as tensões ao longo desta superfície, como mostra a Figura 3.2. As tensões normais são calculadas como proposto por Chou e Pagano (1992).

$$\sigma_n = \sigma_x a_{11}^2 + \sigma_y a_{21}^2 + \sigma_z a_{31}^2 + 2 \tau_{xy} a_{11} a_{21} + 2 \tau_{yz} a_{21} a_{31} + 2 \tau_{zx} a_{31} a_{11} \quad (3.36)$$

Onde a_{ij} indicam os cossenos diretores da normal à superfície, com o primeiro sub-índice indicando as direções x , y , e z e o segundo sub-índice a direção normal à superfície.

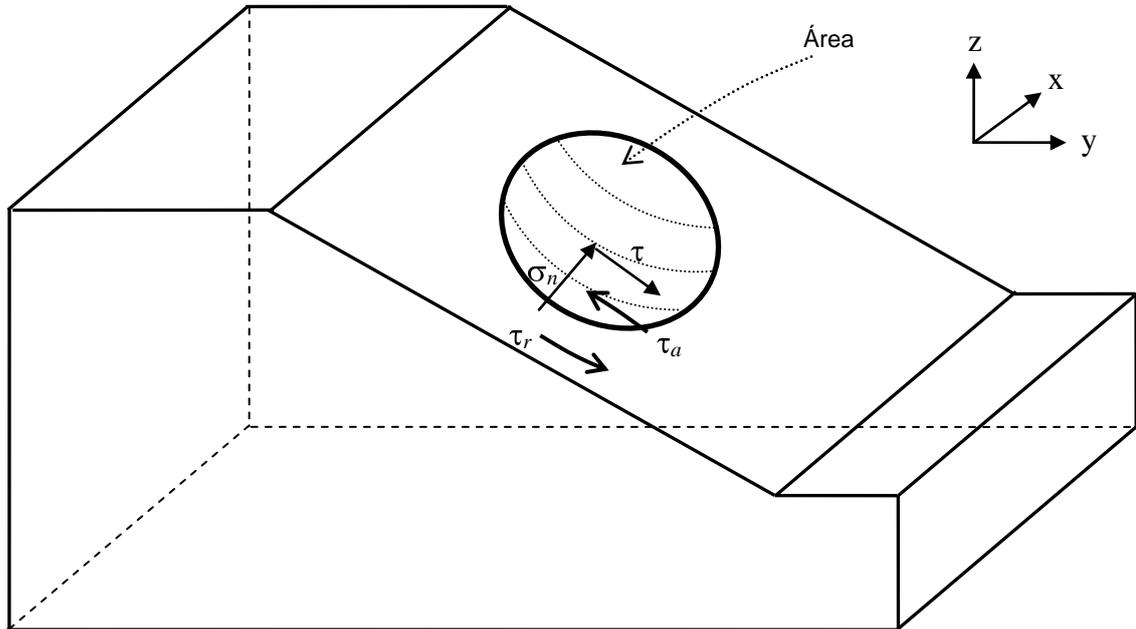


Figura 3.2 – Talude tridimensional com a superfície de ruptura e tensões (Adriano, 2009).

As tensões normais e cisalhantes são determinadas pelo MEF conforme apresentado no item 3.1. A análise via MEF fornece as tensões efetivas no interior do elemento. Pode-se então determinar, para os elementos interceptados pela superfície de ruptura, por meio de manipulação algébrica, as tensões atuantes normais, σ_n , e tangenciais, τ_a , à superfície de ruptura. A resistência ao cisalhamento é determinada pelo critério de Mohr-Coulomb estendido para solos não-saturados através da equação (3.37).

$$\tau_f^f = c' + (\sigma_n - u_a) \tan \phi' + (\tau_a - u_w) \tan \phi^b \quad (3.37)$$

Onde:

τ_f - é a tensão cisalhante resistente;

σ_n - é a tensão normal atuante;

c' - é a coesão efetiva,

u_a - é a poro-pressão do ar,

ϕ' - é o ângulo de atrito interno,

u_w - é a poro-pressão da água;

ϕ_b - é o ângulo de atrito com respeito a mudanças na sucção matricial.

Quando o solo se torna saturado a expressão se reduz a:

$$\tau_f^f = c' + (\sigma_n - u_w) \tan \phi' \quad (3.38)$$

A tensão de cisalhamento atuante em qualquer ponto e a direção de deslizamento na base da superfície de ruptura são dadas pelo estado de tensões no ponto e pelos cossenos diretores da normal à superfície.

$$\tau_a = \left[\sigma_x a_{11} a_{12} + \sigma_y a_{21} a_{22} + \sigma_z a_{31} a_{32} + \tau_{xy} (a_{11} a_{22} + a_{21} a_{12}) + \tau_{yz} (a_{21} a_{32} + a_{31} a_{22}) + \tau_{zx} (a_{31} a_{12} + a_{11} a_{32}) \right] \quad (3.39)$$

Na expressão (3.40) conforme Stianson (2008), a expressão genérica (3.35) transforma-se em:

$$F_s = \frac{R_f}{S_f} = \frac{\int_A \tau_f^f dA}{\int_A \tau_{ff}^d dA} \quad (3.40)$$

Onde:

R_f - é a força total resistente ao longo da superfície de ruptura;

S_f - é a força total cisalhante;

τ_f^f - é a resistência ao cisalhamento ao longo da superfície de ruptura, no estado de ruptura, e ao longo de uma direção de deslizamento assumida;

τ_{ff}^d - é a tensão de cisalhamento atuante na superfície de ruptura, ao longo de uma direção de deslizamento assumida;

A - é a área da superfície de ruptura.

3.3. BUSCA DA SUPERFÍCIE CRÍTICA

Este trabalho adota uma superfície elipsoidal, cujo formato permite a representação de variados mecanismos espaciais de escorregamento. O formato elipsoidal, sendo produto da rotação de uma elipse, permite a representação de superfícies alongadas longitudinalmente ou transversalmente em relação à face do talude. O elipsóide é descrito em função das coordenadas x_0 , y_0 e z_0 do seu centro, do seu ângulo de rotação θ em relação ao sistema de eixos cartesiano e das dimensões, a , b e c , dos semi-eixos nas direções x , y e z , como mostra a Figura 3.3 e cuja equação geral é apresentada em (3.41). Note-se que a superfície de colapso refere-se apenas à parte inferior do elipsóide.

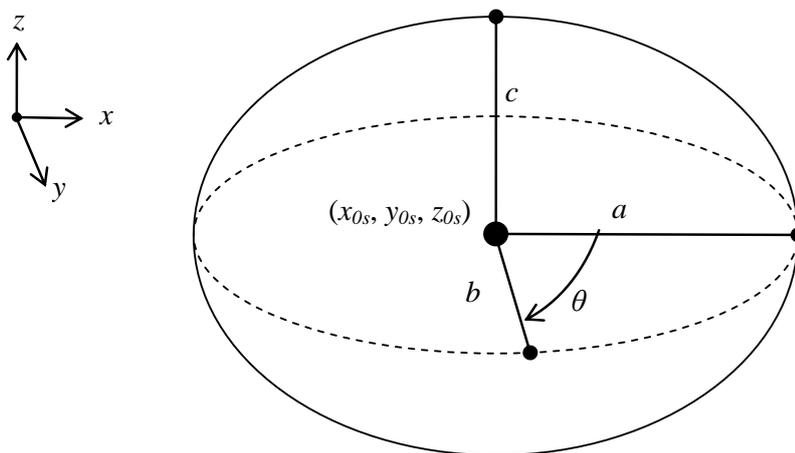


Figura 3.3 - Parâmetros geométricos da superfície de ruptura elipsoidal.

$$\frac{\left((x - x_0) \cos\theta + (y - y_0) \sin\theta \right)^2}{a^2} + \frac{\left((y - y_0) \cos\theta - (x - x_0) \sin\theta \right)^2}{b^2} + \frac{(z - z_0)^2}{c^2} = 1 \quad (3.41)$$

Neste trabalho, adota-se a superfície com semi-eixos nas direções dos eixos do sistema cartesiano ($\theta = 0$), o que reduz a equação (3.41) a:

$$\frac{(x - x_0)^2}{a^2} + \frac{(y - y_0)^2}{b^2} + \frac{(z - z_0)^2}{c^2} = 1 \quad (3.42)$$

Um dos maiores problemas da análise de estabilidade de taludes é a localização da superfície de colapso real. A literatura apresenta diversos trabalhos propondo métodos de busca da superfície correspondente ao fator de segurança mínimo, aqui denominada superfície crítica,

para problemas bidimensionais (Chang e Chao, 1988 e Cheng, 2003). No entanto ainda são raras propostas semelhantes para problemas tridimensionais. Este trabalho implementou um método de busca da superfície crítica estabelecendo como variáveis de projeto as posições do centro do elipsóide x_0 , y_0 e z_0 e os tamanhos de seus semi-eixos a , b e c . O método é baseado em análises sucessivas de um conjunto de possibilidades para cada uma das variáveis de projeto. Todas as combinações possíveis de variáveis são analisadas, calculando-se, para cada combinação, o fator de segurança. Desta forma a determinação do fator de segurança mínimo do talude é feita pelo exame dos valores obtidos em cada análise. As possíveis posições de centro a superfície forma um *grid*. Por simplicidade de representação, apresenta-se a Figura 3.4 mostrando a representação bidimensional de um talude com uma superfície de ruptura elíptica e o *grid* de centros com as dimensões dos semi-eixos para uma das soluções possíveis.

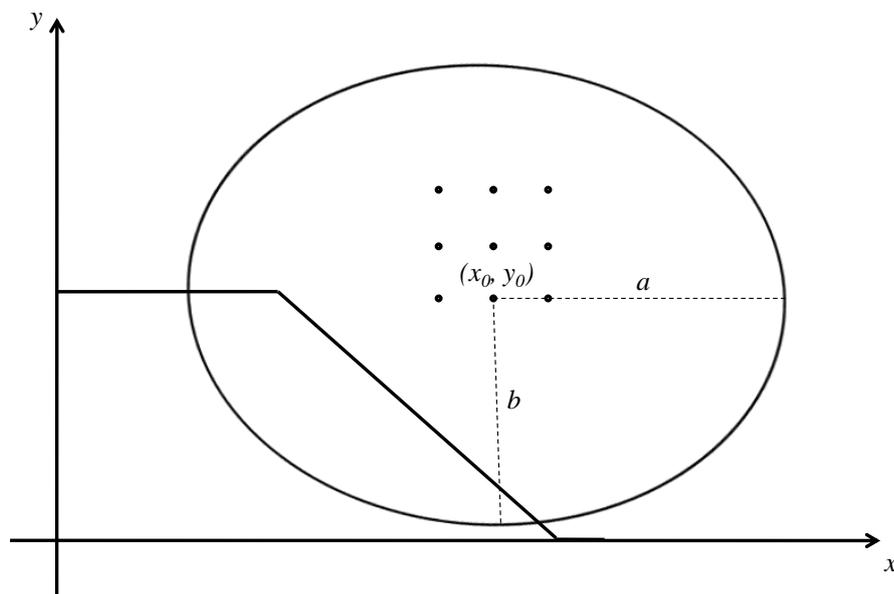


Figura 3.4 – Exemplo de talude bidimensional com superfície de ruptura elíptica e *grid* de centros.

Na análise de estabilidade de taludes para dimensões e posicionamento da superfície fixos, o analista cuida naturalmente da consistência das análises, evitando situações de análise sem significado físico. No caso da busca automática, é necessário se criar rotinas para eliminar essas soluções. Apresentam-se a seguir uma série de condições a serem examinadas neste trabalho, equacionadas para um talude típico, como o apresentado na Figura 3.5.

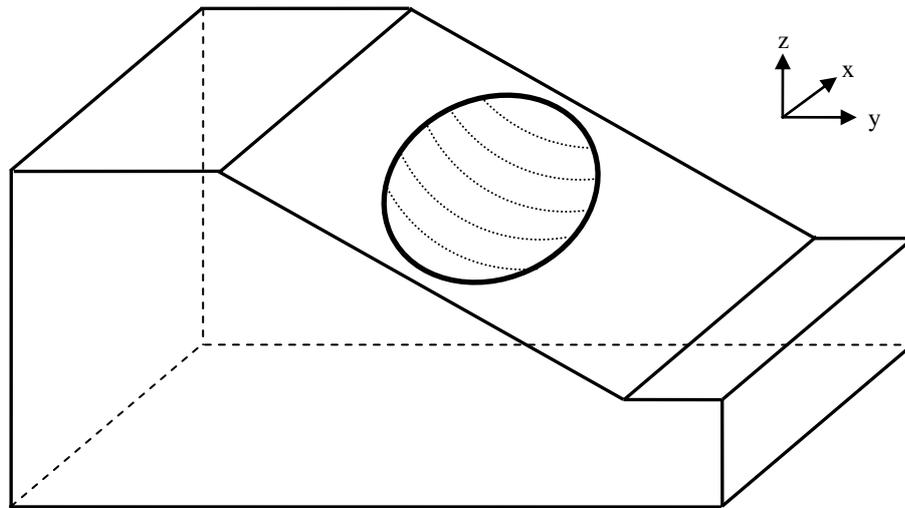


Figura 3.5 – Talude tridimensional com a superfície de ruptura e eixos cartesianos.

Para que a superfície de ruptura seja admissível, o elipsóide deve interceptar o plano inclinado do talude. Outra condição necessária é que o volume utilizado para a modelagem do talude pelo MEF contenha a superfície de ruptura. As análises de consistência são feitas em relação às seções, tanto do talude quanto do elipsóide, em $x = x_0$. Analise-se a posição da elipse resultante em relação à reta que passa pela crista e pelo pé do talude, apresentada na Figura 3.6.

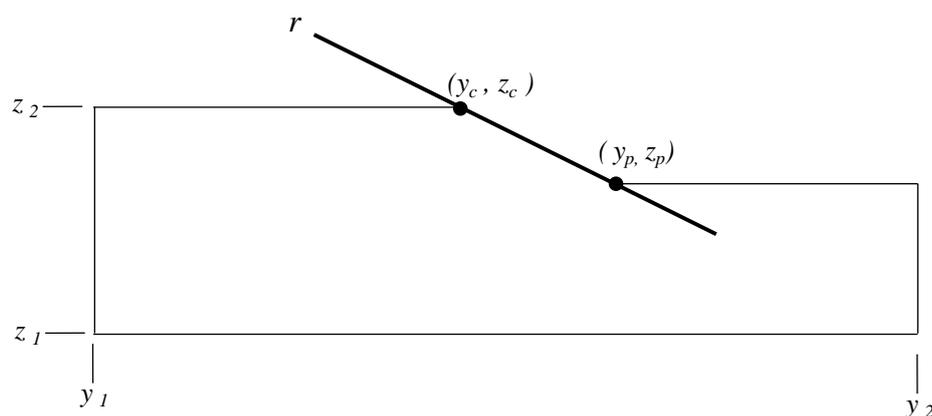


Figura 3.6 – Localização dos pontos que definem a reta que deve ser interceptada pela superfície de ruptura e suas respectivas coordenadas.

Quando se considera $x = x_0$ o elipsóide pode ser representado por uma elipse cuja equação é mostrada em (3.43).

$$\frac{(y - y_0)^2}{b^2} + \frac{(z - z_0)^2}{c^2} = 1 \quad (3.43)$$

A reta que passa pela crista e pelo pé do talude em $x = x_0$ é apresentada em (3.44).

$$z = \left(\frac{z_c - z_p}{y_c - y_p} \right) y + \frac{z_p y_c - z_c y_p}{y_c - y_p} \quad (3.44)$$

Onde:

z_c . coordenada z da crista do talude;

z_p . coordenada z do pé do talude;

y_c . coordenada y da crista do talude;

y_p . coordenada y do pé do talude;

A equação que determina a intersecção entre a reta e a elipse é apresentada em (3.45), cuja solução permite determinar os dois pontos (y_{i1}, z_{i1}) e (y_{i2}, z_{i2}) da intersecção da elipse com a reta r .

$$y = \frac{y_c - y_p}{z_c - z_p} \cdot \left(z_0 - \frac{z_p y_c - z_c y_p}{y_c - y_p} + c \sqrt{1 - \frac{(y - y_0)^2}{b^2}} \right) \quad (3.45)$$

Apresentam-se a seguir as condições que devem ser atendidas para que as variáveis de projeto representem uma superfície fisicamente admissível.

a. Condição 1

A Figura 3.7 mostra superfícies de ruptura que não interceptam a reta r que contempla a crista e o pé do talude. Essas situações são caracterizadas pelo discriminante negativo na equação do segundo grau (3.45).

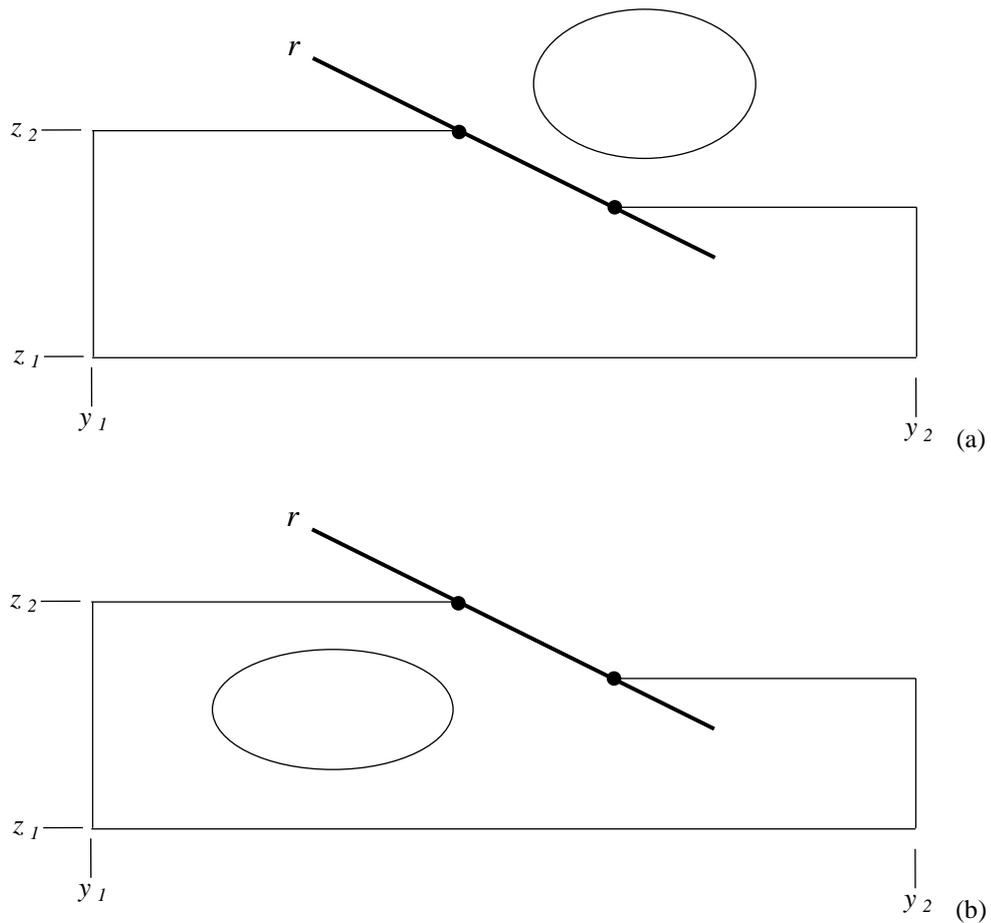


Figura 3.7 – Superfícies de ruptura não admissíveis: (a) superfície acima da reta r ; (b) superfície abaixo da reta r .

b. Condição 2

A Figura 3.8 mostra uma elipse que, embora atenda à condição,1 não intercepta o talude, pois sua extremidade inferior está acima de z_2 .

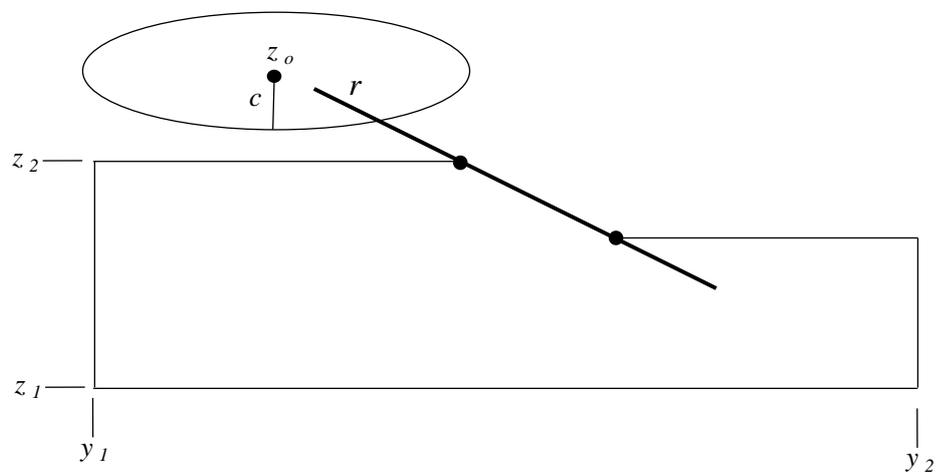


Figura 3.8 – Superfície de ruptura não admissível na direção z

Para verificação da condição da Figura 3.13 deve-se testar:

$$z_0 - c > z_2 \quad (3.46)$$

Se a condição (3.46) não for atendida, a situação é considerada inaceitável.

c. Condição 3

Se o discriminante da equação (3.45) for positivo, há pontos de interseção (y_{i1}, z_{i1}) e (y_{i2}, z_{i2}) . Considera-se o ponto (y_{i1}, z_{i1}) o de menor coordenada y e o ponto (y_{i2}, z_{i2}) o de maior coordenada y . A Figura 3.9 mostra uma situação fisicamente inadmissível onde a elipse intercepta a reta r , onde o valor de z_{i1} da intersecção está acima da coordenada z_0 do centro da elipse, o qual está abaixo de z_c . Esta situação é inadmissível por ter a parte superior da elipse como parte da superfície. Note-se que, para que a superfície seja considerada inadmissível é necessária a concorrência das duas condições. Situações em que z_{i1} da intersecção está acima da coordenada z_0 do centro da elipse, mas com z_0 acima de z_c , são consideradas admissíveis (Figura 3.10).

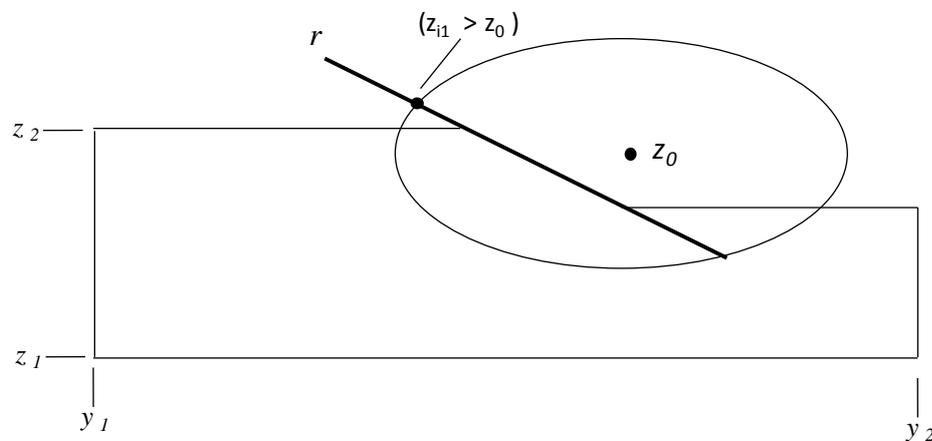


Figura 3.9 – Superfície de ruptura inadmissível com $z_{i1} > z_0$ e $z_0 < z_2$

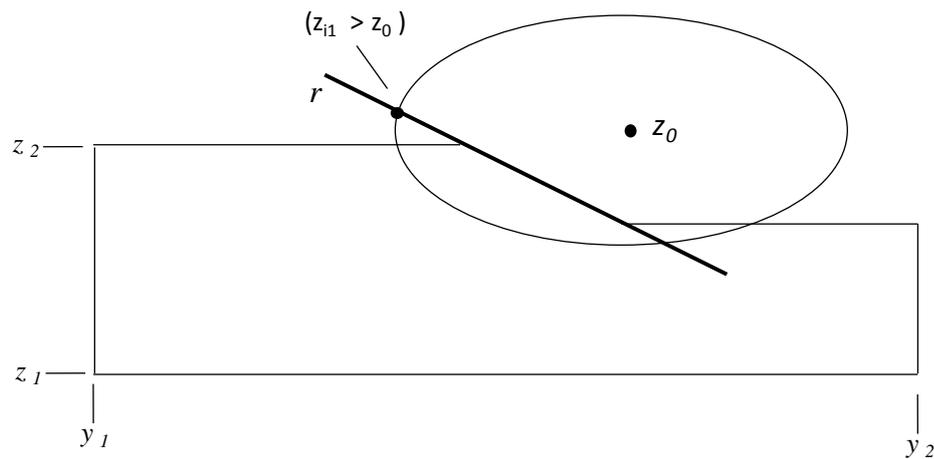


Figura 3.10 – Superfície de ruptura admissível com $z_{i1} > z_0$ e $z_0 > z_2$

d. Condição 4

Outro tipo de situação inadmissível diz respeito às dimensões da malha utilizada no MEF. Na situação apresentada na Figura 3.11, a elipse intercepta a reta r , sendo considerada admissível pelas condições 1 a 3. No entanto, vê-se pela figura que esta situação apresentaria um fator de segurança abaixo do real devido a uma falha de modelagem. Para verificação desta condição, deve-se analisar o ponto (y_1, z_{i3}) da intersecção da elipse com o início do modelo. Se o valor de z_{i3} for menor que o valor de z_2 do talude, a extremidade esquerda da elipse ultrapassa a dimensão do talude do lado esquerdo, o que indica um problema na modelagem do talude que pode criar um falso fator de segurança mínimo.

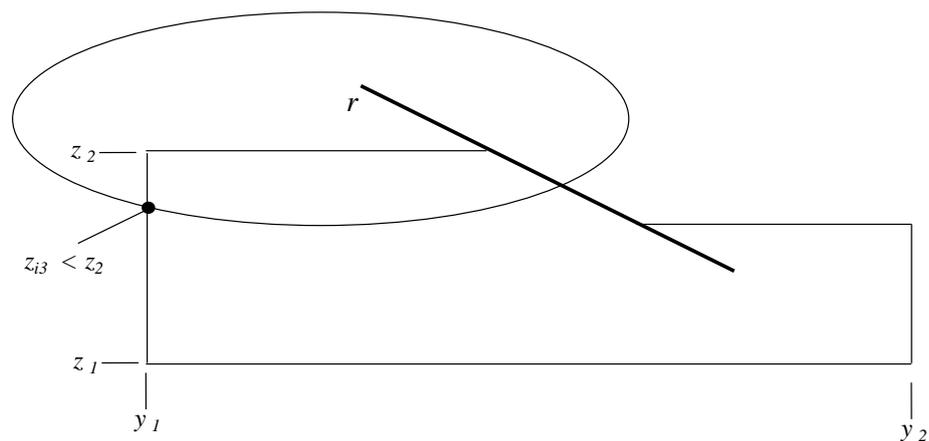


Figura 3.11 – Fator de segurança eliminado por falha no modelo à esquerda no plano y-z

O valor numérico da intersecção da elipse com y_2 pode ser calculado através da equação da elipse, substituindo-se o valor de y por y_2 em (3.43).

$$z_{i3} = z_o - c \sqrt{1 - \frac{(y_2 - y_0)^2}{b^2}} \quad (3.47)$$

Sempre que ocorrer $z_{i3} < z_2$, a situação é considerada inaceitável e uma mensagem indicando falha de modelagem é emitida.

e. Condição 5

Outra situação inadmissível em relação às dimensões da malha utilizada no MEF é apresentada na Figura 3.12, que mostra uma elipse interceptando a reta r de forma a atender às condições 1 a 3. No entanto, vê-se pela figura que esta situação apresentaria um fator de segurança abaixo do real devido a uma falha de modelagem. Para verificação desta condição, deve-se analisar o ponto (y_2, z_{i4}) da intersecção da elipse com o final do modelo. Se o valor de z_{i4} for menor que o valor de z_p , a extremidade direita da elipse ultrapassa o limite y_1 , o que mostra novamente um problema na modelagem do talude que pode criar um falso fator de segurança mínimo do talude.

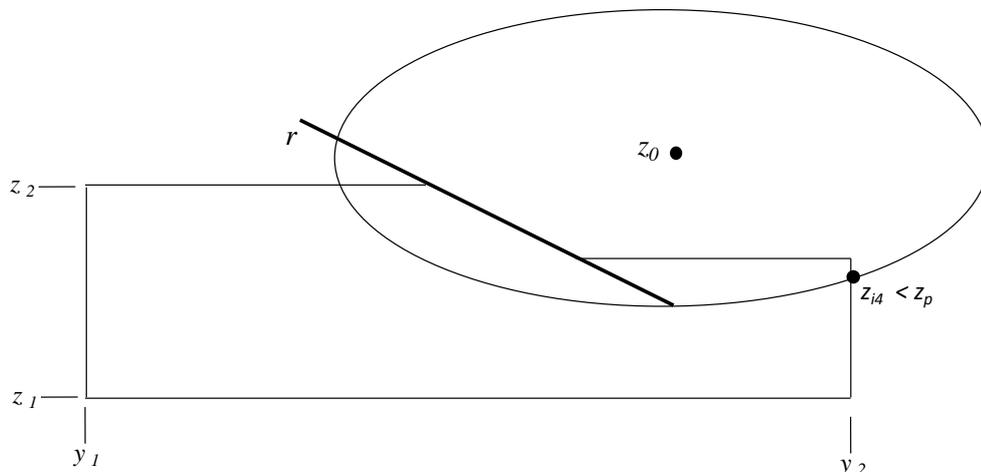


Figura 3.12 – Fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano y-z

O valor numérico da intersecção da elipse com o y_1 pode ser calculado através da equação da elipse, substituindo-se o valor de y por y_1 em (3.43).

$$z_{i4} = z_o - c \sqrt{1 - \frac{(y_1 - y_0)^2}{b^2}} \quad (3.48)$$

Sempre que ocorrer $z_{i4} < z_p$, a situação é considerada inaceitável e uma mensagem indicando falha de modelagem é emitida.

f. Condição 6

As mesmas considerações feitas em relação às dimensões do modelo utilizando a projeção do elipsóide no plano $y-z$ devem ser feitas para sua projeção no plano $x-y$. Assim, quando se considera $z = z_0$ o elipsóide pode ser representado por uma elipse cuja equação é mostrada em (3.49).

$$\frac{(x-x_0)^2}{a^2} + \frac{(y-y_0)^2}{b^2} = 1 \quad (3.49)$$

A Figura 3.13 mostra exemplos de elipses que ultrapassam os limites do talude no plano $x-y$. A Figura 3.13 (a) mostra uma situação apresentaria um fator de segurança abaixo do real devido a uma falha de modelagem à direita enquanto que a Figura 3.13 (b) mostra uma situação apresentaria um fator de segurança abaixo do real devido a uma falha de modelagem à esquerda.

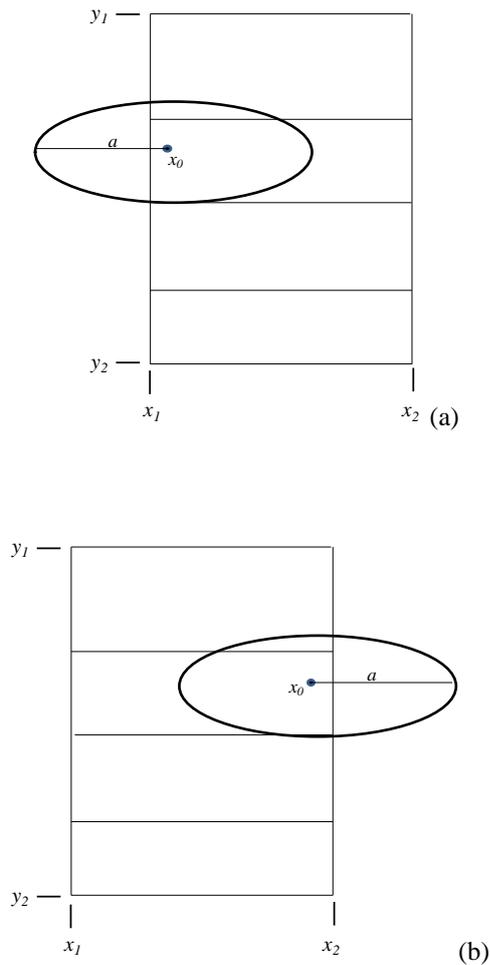


Figura 3.13 – Superfícies de ruptura inadequadas: (a) fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano x - y ; (b) fator de segurança eliminado por falha no modelo à direita no plano x - y

Para verificação da condição da Figura 3.13 (a) deve-se testar a condição (3.50), enquanto que para verificação da condição da Figura 3.13 (b) deve-se testar a condição (3.51).

$$x_0 + a < x_2 \quad (3.50)$$

$$x_0 - a > x_1 \quad (3.51)$$

Se qualquer uma das condições não for atendida, a situação é considerada inaceitável e uma mensagem indicando falha de modelagem é emitida.

g. Condição 7

Outra situação inadmissível em relação às dimensões da malha utilizada no MEF é apresentada na Figura 3.14, que mostra uma elipse interceptando a base do modelo.

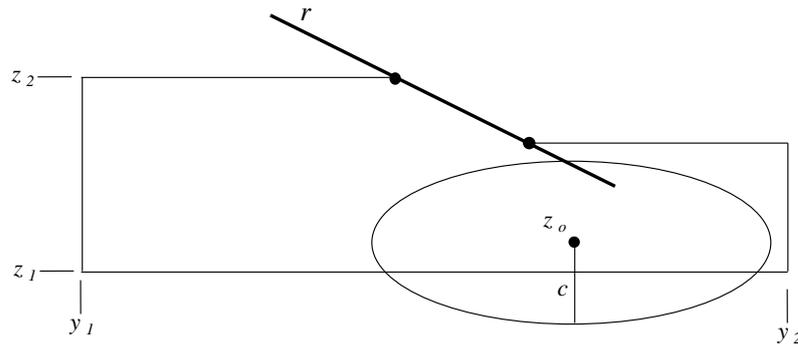


Figura 3.14 – Superfícies de ruptura inadequadas com fator de segurança eliminado por falha no modelo na base

Para verificação da condição da Figura 3.14 deve-se testar:

$$z_0 - c > z_1 \quad (3.52)$$

Se a condição (3.52) não for atendida, a situação é considerada inaceitável e uma mensagem indicando falha de modelagem é emitida.

3.4. IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

A análise elástica de tensões foi desenvolvida pelo programa FlexPDE versão 5 (PDE Solutions Inc., 2007). O FlexPDE é um construtor de modelos de elementos finitos e um solucionador numérico. A partir de uma descrição do problema pelo usuário, o FlexPDE (PDE Solution Inc., 2007) executa as operações necessárias para transformar o sistema de equações diferenciais parciais (3.24) a (3.26) em um modelo de elementos finitos. O programa resolve o sistema de equações (3.32) gerado a partir das equações diferenciais e apresenta resultados na forma de gráficos e tabelas. O elemento usado na malha de elementos finitos é o tetraedro com 10 nós, mostrado na Figura 3.15.

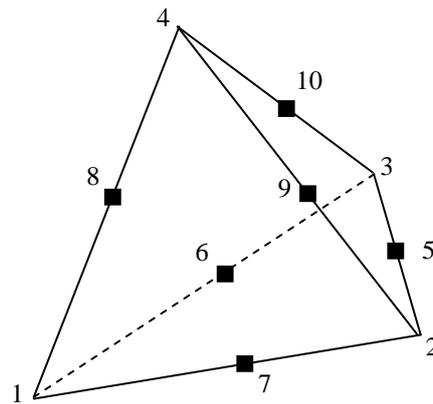


Figura 3.15 – Elemento tetraédrico da malha de elementos finitos utilizada pelo FlexPDE e a convenção de numeração dos nós

A formulação de um problema convencional de análise de tensões no programa FlexPDE, tem o script estruturado com as seguintes seções:

TITLE – título, rótulo de descrição do arquivo de saída.

COORDINATES – definição do sistema de coordenadas.

SELECT – comando do usuário com relação ao comportamento do erro do FlexPDE (PDE Solution Inc., 2007). Define a necessidade de refinamento da malha de elementos finitos. Quanto mais refinada a malha, menor é o erro do programa.

VARIABLES – são definidas as variáveis dependentes.

DEFINITIONS – são definidos os parâmetros dos materiais e as relações ou funções.

EQUATIONS – cada variável é relacionada com uma equação diferencial parcial.

BOUNDARIES – a geometria é descrita percorrendo o perímetro do domínio, definindo as condições de fronteira.

MONITORS AND PLOTS – os gráficos que apresentam os resultados são listados.

END – define o final do script.

Considerando-se as informações vindas da análise de tensões em regime elástico linear, estabelece-se uma rotina de busca da superfície ótima examinando-se todas as combinações possíveis de um conjunto de variáveis de projeto definido pelo usuário. As variáveis de projeto são as coordenadas tridimensionais, x_0 , y_0 e z_0 , do centro do elipsóide que forma a

superfície ruptura e as dimensões de seus semi-eixos a , b e c , na direção dos eixos cartesianos x , y e z , respectivamente. Cada combinação é examinada em relação às condições de viabilidade apresentadas no item 3.3 deste capítulo. Caso a superfície seja considerada viável, procede-se o cálculo de seu fator de segurança. A cada iteração o fator de segurança mínimo corrente é confrontado com o fator de segurança obtido para a iteração e é por ele substituído em caso de o valor mínimo corrente ser superior ao da iteração. A Figura 3.16 apresenta um fluxograma elucidativo do funcionamento do programa SAFE-3D com a rotina de busca da superfície.

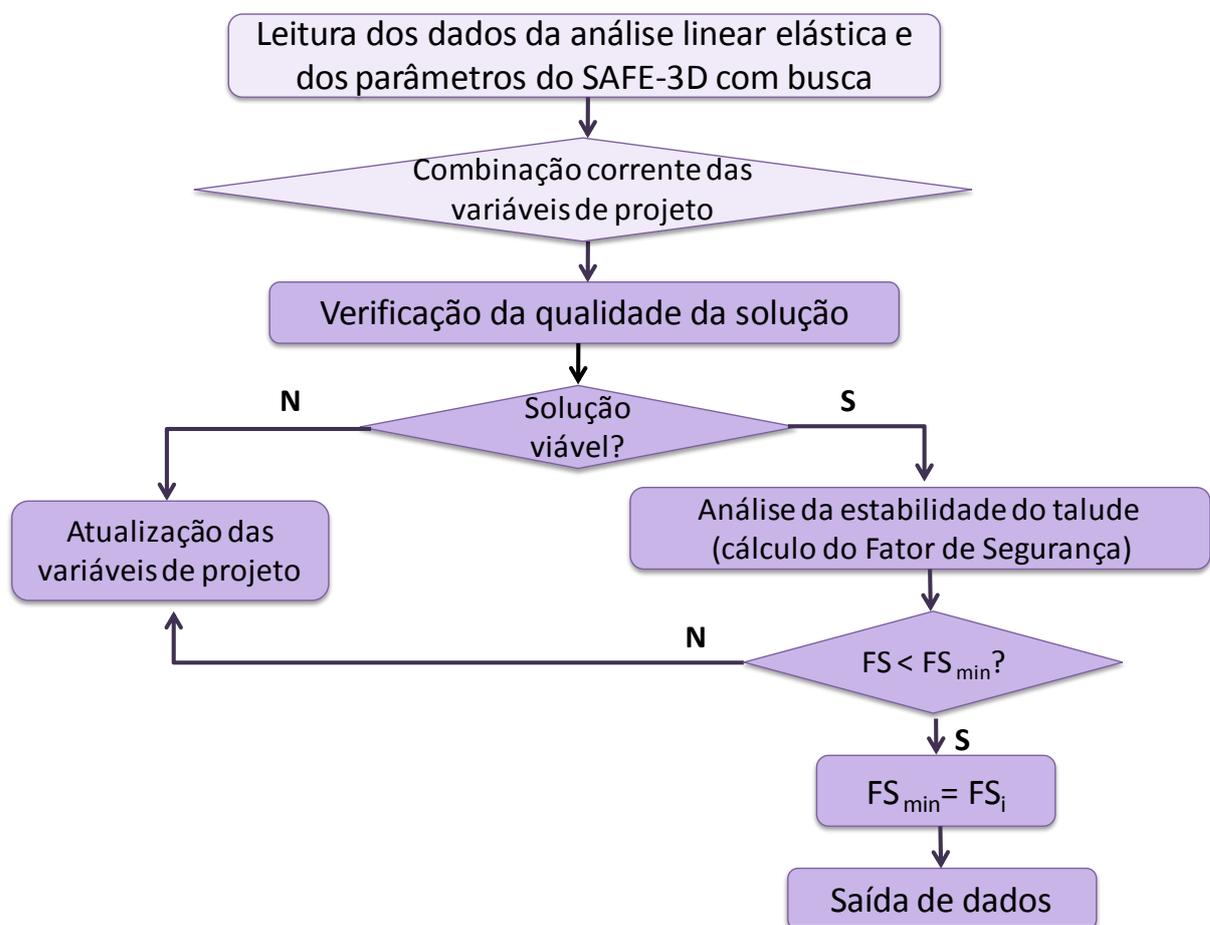


Figura 3.16 – Fluxograma de funcionamento do SAFE-3D com busca da superfície.

O cálculo do fator de segurança para cada combinação viável das variáveis de projeto é feito através do programa SAFE-3D desenvolvido por Adriano (2009). O programa SAFE-3D, escrito em linguagem FORTRAN, realiza o cálculo do fator de segurança para superfícies de ruptura de formato elipsoidal ou esférico. Neste trabalho o formato da superfície de ruptura foi considerado elipsoidal.

Inicialmente são identificados os elementos da malha do talude que são interceptados pela superfície de ruptura. Cada elemento da malha de elementos finitos mostrado na Figura 3.15 é testado. São conhecidas as coordenadas de todos os nós do elemento, dos quais quatro são considerados vértices (os nós 1 a 4). Se um elemento tiver um ou mais vértices dentro do elipsóide e o mesmo elemento tiver um ou mais vértices fora do elipsóide, este elemento é interceptado pela superfície de ruptura como mostra a Figura 3.17.

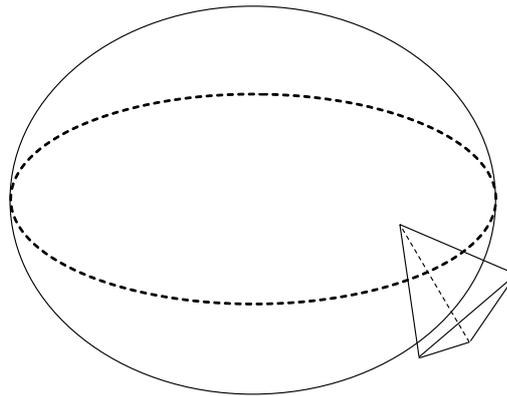


Figura 3.17 – Elemento da malha interceptando a superfície de ruptura.

Um nó do elemento está dentro do domínio da superfície de ruptura, se ao introduzir suas coordenadas na equação da elipsóide, o valor de *teste* for menor ou igual a zero. A equação (3.53) representa a equação *teste* utilizada.

$$\text{teste} = \frac{(z - z_0)^2}{c^2} + \frac{((x - x_0) \cos \theta + (y - y_0) \sin \theta)^2}{a^2} + \frac{((y - y_0) \cos \theta - (x - x_0) \sin \theta)^2}{b^2} - 1 \quad (3.53)$$

Em seguida são testadas as arestas do elemento. São identificados os nós das extremidades de cada aresta e verifica-se se um dos pontos está dentro do domínio da elipsóide e o outro fora, o que significa que a aresta está sendo interceptada pela superfície de ruptura, caso contrário, se os dois pontos estão dentro ou os dois pontos estão fora, significa que a aresta não está sendo interceptada.

Posteriormente são então identificadas as coordenadas destes pontos de intersecção entre o elemento e a superfície de ruptura. Unindo-se através de segmentos lineares os pontos onde a superfície de ruptura cruza as arestas, obtêm-se polígonos planos de três ou quatro lados. De

posse destas coordenadas é realizado o cálculo da área destes polígonos que representam a superfície de ruptura. Esta área é utilizada para calcular, a partir das tensões, as forças resistentes e as forças atuantes que são usadas para determinar o fator de segurança.

Através da quadratura de Gauss-Legendre, são determinadas as coordenadas de um ponto que represente a área do plano de ruptura. Como todas as tensões e parâmetros de resistência do solo vindos da análise de elementos finitos vão para os nós dos elementos da malha e esses nós não coincidem com a superfície de ruptura, é então realizada a interpolação dos dados para este ponto específico que representa a área do plano de ruptura. Os dados interpolados são σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{yz} , τ_{xz} , u_w e os parâmetros c' , ϕ' e ϕ^b .

De posse do estado de tensões e parâmetros de resistência no ponto determinado no plano de ruptura, faz-se o cálculo das tensões cisalhantes resistentes e atuantes da forma apresentada no item 3.2.

As equações (3.54) e (3.55) são utilizadas para o cálculo das forças resistentes e das forças atuantes.

$$R = \tau_f \times A \quad (3.54)$$

$$S = \tau_a \times A \quad (3.55)$$

Onde:

R - é a força resistente;

τ_f - é a resistência ao cisalhamento;

A - é a área de interseção ao longo do elemento;

S - é a força cisalhante atuante;

τ_a - é a tensão cisalhante atuante.

O fator de segurança é calculado pela razão entre o somatório de todas as forças resistentes e o somatório de todas as forças resultantes, como mostra (3.56).

$$FS = \frac{\sum R}{\sum S} \quad (3.56)$$

A Figura 3.18 apresenta um fluxograma esquemático da rotina de cálculo do fator de segurança,

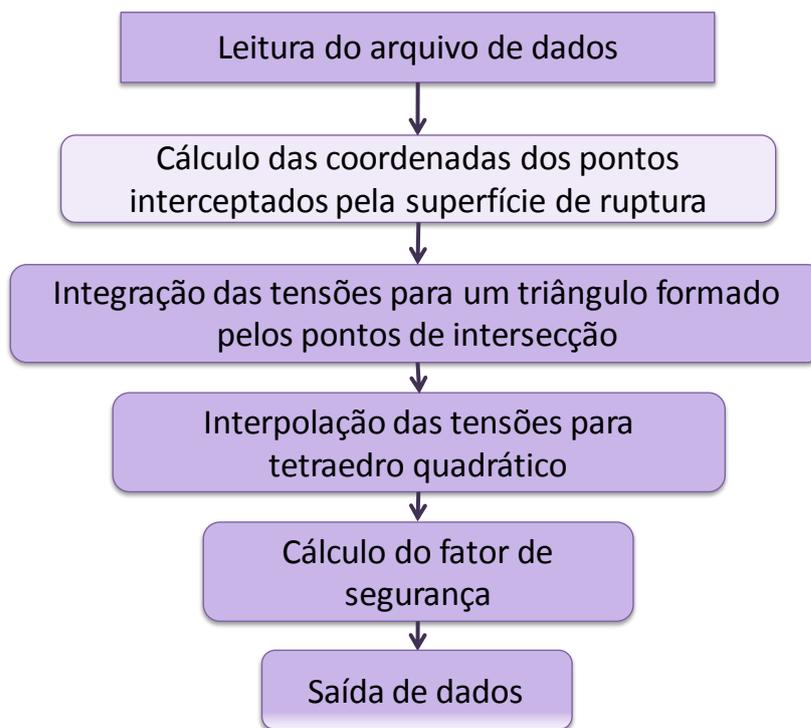


Figura 3.18 – Fluxograma da rotina de cálculo do fator de segurança

Os próximos capítulos apresentam exemplos de aplicação da formulação descrita neste capítulo. O capítulo 4 apresenta uma análise paramétrica de um talude simétrico, variando-se o ângulo de inclinação da face do talude e os parâmetros de resistência do solo. É feita uma comparação com análises bidimensionais e análises tridimensionais sem busca da superfície de ruptura crítica encontradas na literatura. O capítulo 5 apresenta a análise de um caso real, o deslizamento de Lodalen.

CAPÍTULO 4

ANÁLISE PARAMÉTRICA

Neste capítulo são apresentadas análises paramétricas em relação aos parâmetros de resistência do talude e em relação às geometrias adotadas para um talude simétrico. Várias possibilidades de geometria e de parâmetros de resistência são combinados para que os seus efeitos no resultado da análise de estabilidade do talude possam ser compreendidos e analisados.

4.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA ANALISADO

A análise paramétrica foi realizada em um talude simétrico com formato variando da condição côncava até a convexa, considerando, para cada geometria, o conjunto de combinações de parâmetros de resistência adotado por Pham (2003). A Figura 4.1 mostra as geometrias com suas respectivas dimensões e as condições de contorno para a análise de tensões.

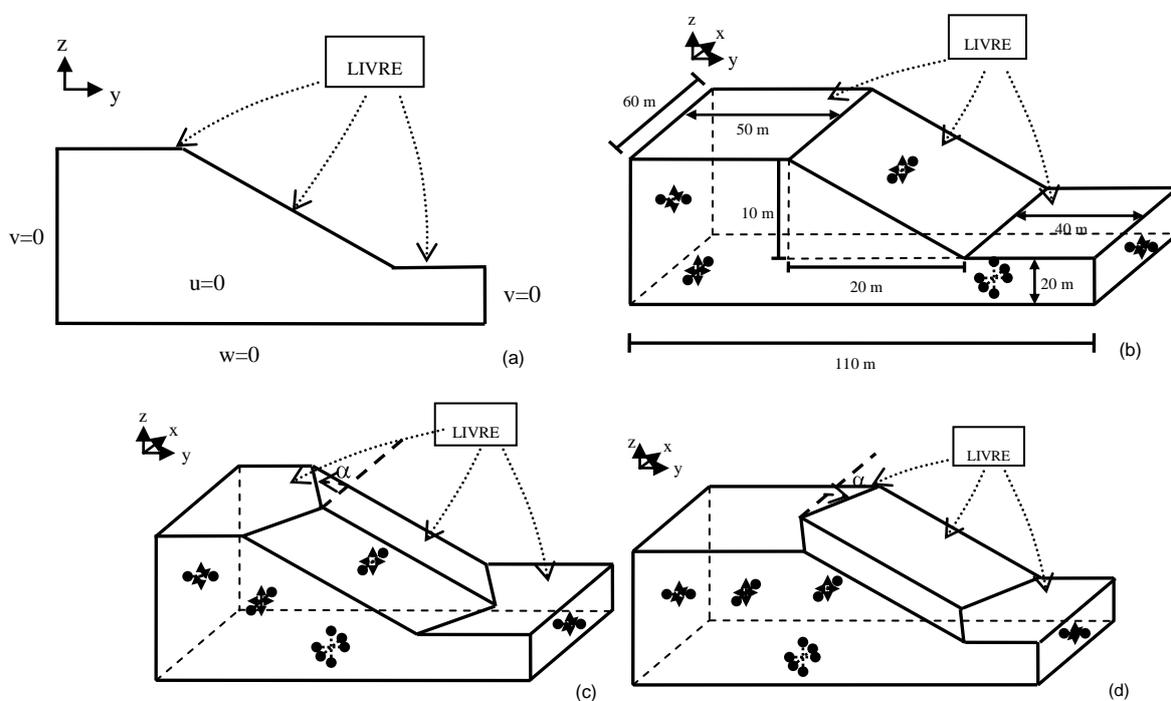


Figura 4.1 – Geometrias analisadas: a) Corte bidimensional; b) Talude plano; c) Talude convexo; d) Talude côncavo.

A Figura 4.2 mostra as condições de fronteira para análise de percolação. O solo do talude foi considerado isotrópico e homogêneo. Portanto, a permeabilidade não interfere no resultado da distribuição de poro-pressão e das cargas hidráulicas.

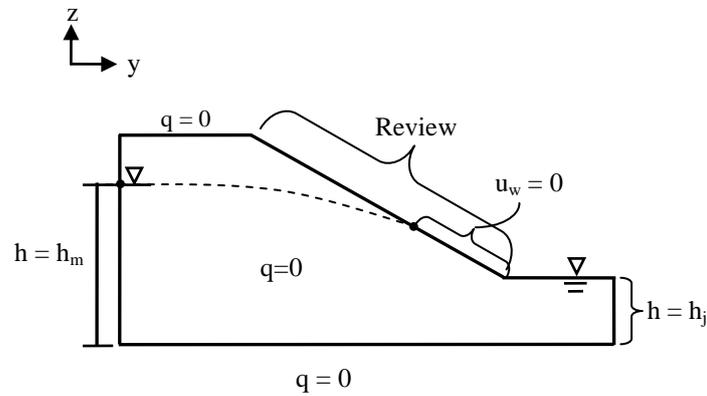


Figura 4.2 – Condições de fronteira da análise de percolação

A Figura 4.3 mostra um corte bidimensional do talude e exemplos de malhas utilizadas na análise de tensões para os taludes plano, côncavo e convexo.

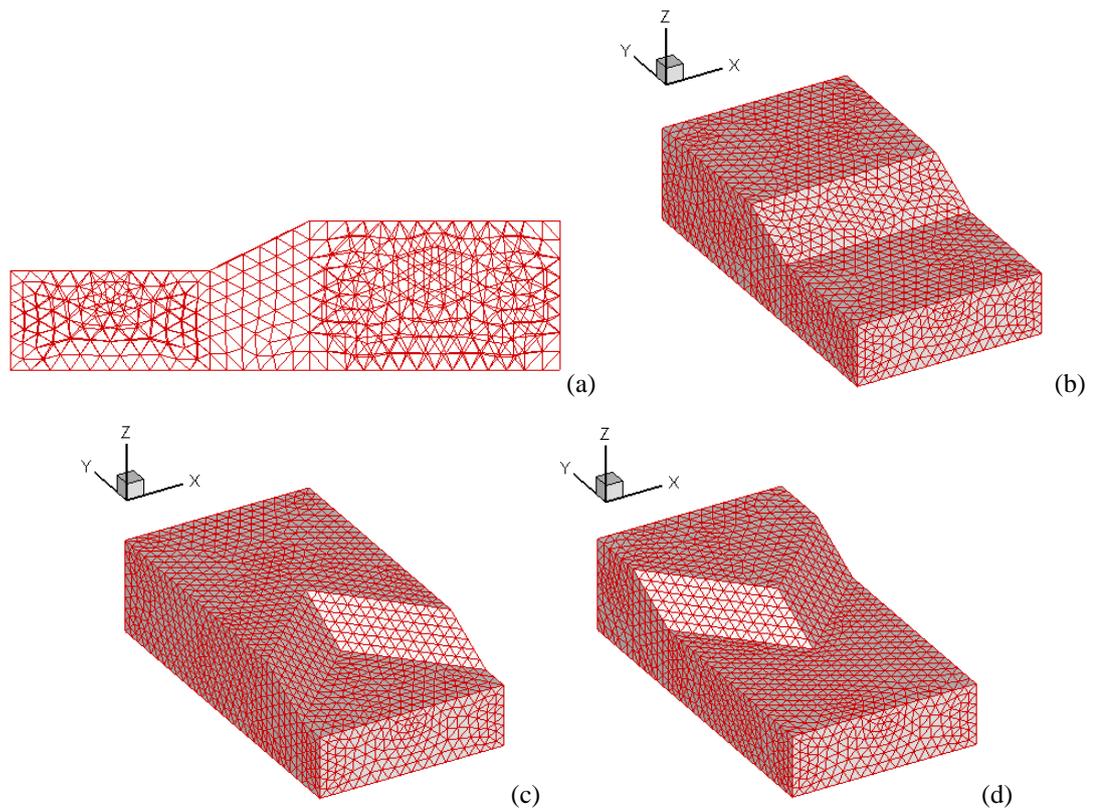


Figura 4.3 – Malhas geradas pelo MEF – (a) Corte bidimensional; (b) Talude plano; (c) Talude côncavo ($\alpha = 45^\circ$); (d) Talude convexo ($\alpha = -45^\circ$).

Os parâmetros adotados para a análise de tensões foram: módulo de Young de 20.000 kPa e peso específico do solo de 18 kN/m³. Ressalta-se que valor do Módulo de Young não interfere nos resultados das análises, pois o talude é composto por um único material. Já o peso específico adotado determina o nível de tensões encontrado em todo o talude.

A Tabela 4.1 mostra os casos analisados com os seus respectivos parâmetros de resistência e foi adaptada da originalmente apresentada por Pham (2003), que mostrou os resultados desses casos em análises bidimensionais. Essa faixa de parâmetros prática é ampla, englobando boa parte da faixa de variação de cada parâmetro. O valor de ϕ^b adotado foi estabelecido de forma aproximadamente proporcional ao valor de ϕ' (entre 1/2 e 2/3), conforme recomendações de Fredlund & Rahardjo (1993).

Tabela 4.1 – Casos analisados

Ângulo do talude (α)					Coeficiente de Poisson	Parâmetros de resistência do solo		
Identificador do caso						c'	ϕ'	ϕ^b
Convexo		Plano	Côncavo					
-45°	-22,5°	0°	22,5°	45°				
1a	1b	1c	1d	1e	0,33	10	10	5
2a	2b	2c	2d	2e	0,33	10	20	10
3a	3b	3c	3d	3e	0,33	10	30	20
4a	4b	4c	4d	4e	0,33	20	10	5
5a	5b	5c	5d	5e	0,33	20	20	10
6a	6b	6c	6d	6e	0,33	20	30	20
7a	7b	7c	7d	7e	0,33	30	10	5
8a	8b	8c	8d	8e	0,33	30	20	10
9a	9b	9c	9d	9e	0,33	30	30	20
10a	10b	10c	10d	10e	0,33	40	10	5
11a	11b	11c	11d	11e	0,33	40	20	10
12a	12b	12c	12d	12e	0,33	40	30	20
13a	13b	13c	13d	13e	0,48	10	10	5
14a	14b	14c	14d	14e	0,48	10	20	10
15a	15b	15c	15d	15e	0,48	10	30	20
16a	16b	16c	16d	16e	0,48	20	10	5
17a	17b	17c	17d	17e	0,48	20	20	10
18a	18b	18c	18d	18e	0,48	20	30	20
19a	19b	19c	19d	19e	0,48	30	10	5
20a	20b	20c	20d	20e	0,48	30	20	10
21a	21b	21c	21d	21e	0,48	30	30	20
22a	22b	22c	22d	22e	0,48	40	10	5
23a	23b	23c	23d	23e	0,48	40	20	10
24a	24b	24c	24d	24e	0,48	40	30	20

Na Tabela 4.1:

c' - é a coesão efetiva;

ϕ' - é o ângulo de atrito efetivo;

ϕ^b - é o ângulo de atrito devido à sucção.

A análise elástica de tensões foi realizada pelo programa FlexPDE versão 5 (PDE Solutions Inc., 2007) através do método dos elementos finitos. Esta análise de tensões fornece a distribuição de poro pressão e tensões, utilizadas para o cálculo do fator de segurança local.

Como o intuito de auxiliar a identificação da zona provável de plastificação, foi feita a análise do fator de segurança local (FSL) do talude, baseada no estado de tensões em um elemento de solo apresentado na Figura 4.4 e dado pela expressão (4.1), segundo as relações apresentadas de (4.2) a (4.5).

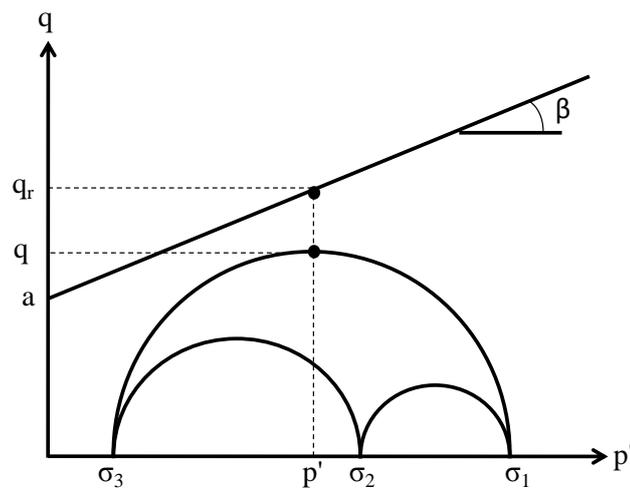


Figura 4.4 – Estado de tensões em uma amostra de solo.

$$FSL = \frac{q_r}{q} \quad (4.1)$$

$$q_r = a + p' \operatorname{tg} \beta \quad (4.2)$$

Onde:

$$a = c' \cdot \cos \phi' \quad (4.3)$$

$$p' = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - u_w \quad (4.4)$$

$$\tan \beta = \operatorname{sen} \phi' \quad (4.5)$$

$$q = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (4.6)$$

Onde:

- σ_1 e σ_3 - são as tensões principais;
 ϕ' - é o ângulo de atrito efetivo;
 c' - é a coesão efetiva.

Em se tratando de solo não saturado, quando a poro-pressão de ar é maior que a da água, a resistência ao cisalhamento é calculada como mostra (4.6).

$$\tau_{ff} = c' + \left(\sigma_a - u_w \right) \tan \phi^b + \left(\sigma_f - u_a \right) \tan \phi' \quad (4.7)$$

Para solos saturados quando a poro-pressão de ar é igual a da água, a resistência ao cisalhamento é calculada como mostra (4.7).

$$\tau_{ff} = c' + \left(\sigma_f - u_w \right) \tan \phi' \quad (4.8)$$

Onde:

- τ_{ff} - é a resistência ao cisalhamento;
 c' - é a coesão efetiva;
 u_a - é a pressão intersticial;
 u_w - é a poro pressão da água;
 σ_f - é a tensão normal na direção f ;
 ϕ^b - é o ângulo de atrito devido à sucção;
 ϕ' - é o ângulo de atrito efetivo.

Para entender os efeitos da coesão efetiva e do ângulo de atrito na estabilidade do talude, foram confeccionados gráficos relacionando os fatores de segurança calculados para diversos valores de coesão e ângulo de atrito em comparação com o número de estabilidade proposto

por Janbu (1954) para coeficientes de Poisson 0,33 e 0,48. O número de estabilidade pode ser calculado pela expressão (4.8).

$$\text{Número de estabilidade} = \frac{\gamma H \tan \phi'}{c'} \quad (4.9)$$

Onde:

γ = Peso específico do solo;

H = Altura do talude;

ϕ' = Ângulo de atrito efetivo;

c' = coesão efetiva.

A busca pela superfície de ruptura crítica foi realizada através da implementação do algoritmo SAFE 3D em linguagem FORTRAN. O algoritmo utiliza um processo heurístico de busca realizando análises sucessivas de várias superfícies de ruptura na forma elipsoidal. Dentre elas, a que apresenta o menor fator de segurança é adotada como a superfície de ruptura crítica do talude.

4.2. RESULTADOS DAS ANÁLISES DE TENSÕES E PERCOLAÇÃO PARA OS TALUDES TRIDIMENSIONAIS

As Figuras 4.5 e 4.6 apresentam a distribuição de poro-pressão e das tensões normais e cisalhantes nos taludes plano, côncavo e convexo.

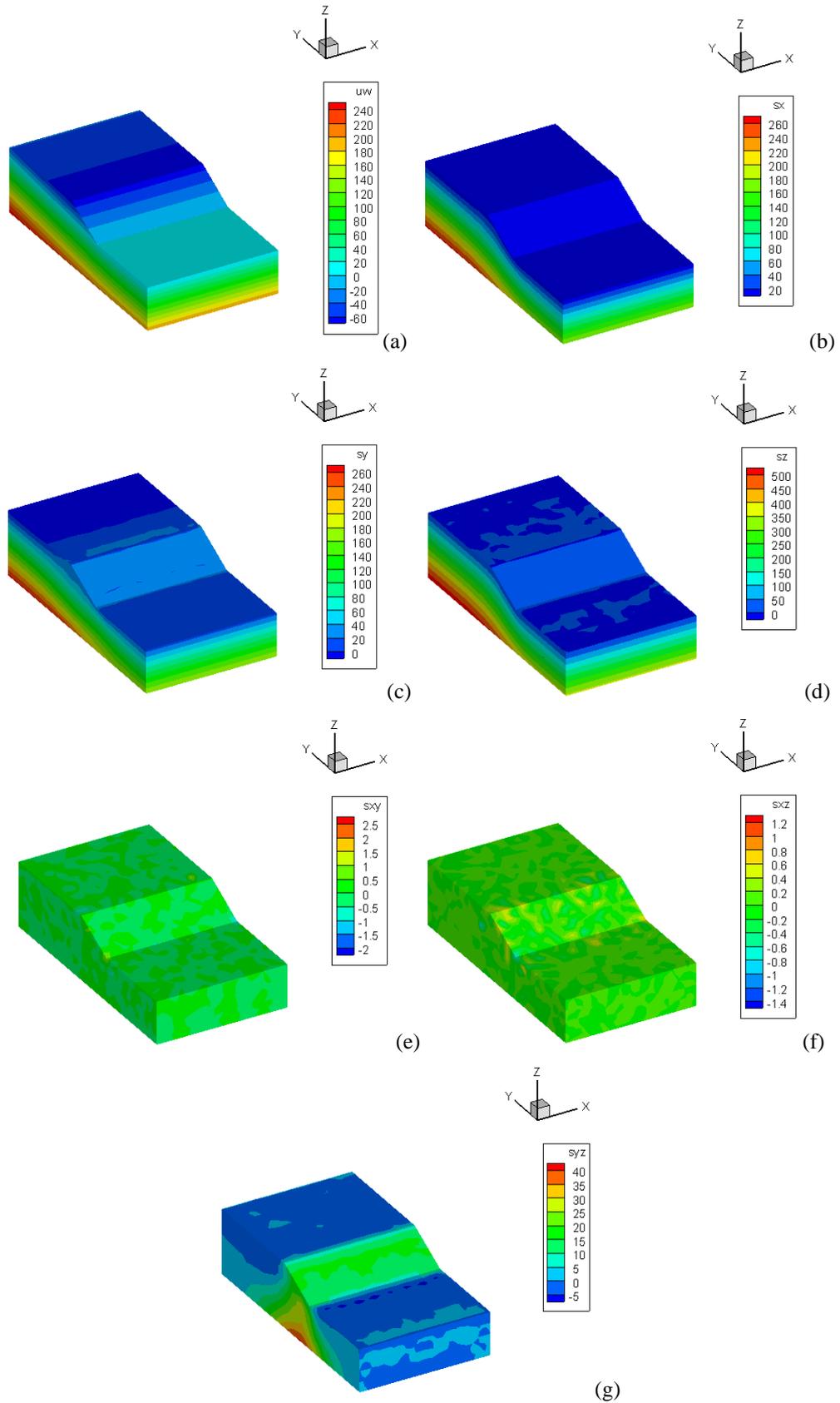


Figura 4.5 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude plano: (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz} .

A distribuição de poro-pressão (Figura 4.5a) é relativamente simples, uma vez que se trata de um talude homogêneo. As condições de fronteira nos limites de montante e jusante do problema, juntamente com a condição de fronteira de revisão na face do talude produzem uma distribuição de poro-pressões indicando uma linha freática que desce até encontrar a face do talude em determinada altura. A posição em que a linha freática encontra a face do talude não é influenciada pela proximidade do limite de montante do domínio.

A distribuição de tensões verticais (Figura 4.5d) é igualmente simples. No caso desta geometria com maciço homogêneo as tensões verticais em qualquer ponto do domínio são função da profundidade do ponto e do peso específico do material. Já as tensões horizontais (Figuras 4.5b e 4.5c) são função da tensão vertical e do coeficiente de Poisson. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona confinada lateralmente do domínio. Ao longo da face do talude, a tensão horizontal σ_y é menor que a tensão horizontal σ_x , pois existe um desconfinamento ao longo da face do talude.

É importante salientar que o coeficiente de Poisson tem papel fundamental nos valores determinados para as tensões horizontais. Não existem outros parâmetros que possam influenciar as tensões na análise elástica. Desta forma, valores de $\left(\frac{\sigma_h}{\sigma_v}\right)$ maiores que um não podem ser reproduzidos, assim como a influência da história de tensões do maciço. Condições mais complexas de distribuições de tensões podem ser analisadas utilizando análises com sequências construtivas diferentes (e.g., escavação), ou utilizando modelos constitutivos mais elaborados. É importante ressaltar que a metodologia de análise utilizada permite a inclusão destes novos elementos para aperfeiçoamento das análises.

A distribuição de tensões cisalhantes indica que existe cisalhamento apenas no plano XY, conforme esperado, dada a geometria e as condições de fronteira do problema. Pode-se observar que a distribuições de tensões cisalhantes é influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio. Mais uma vez, é importante se ter limites do domínio distantes da zona analisada.

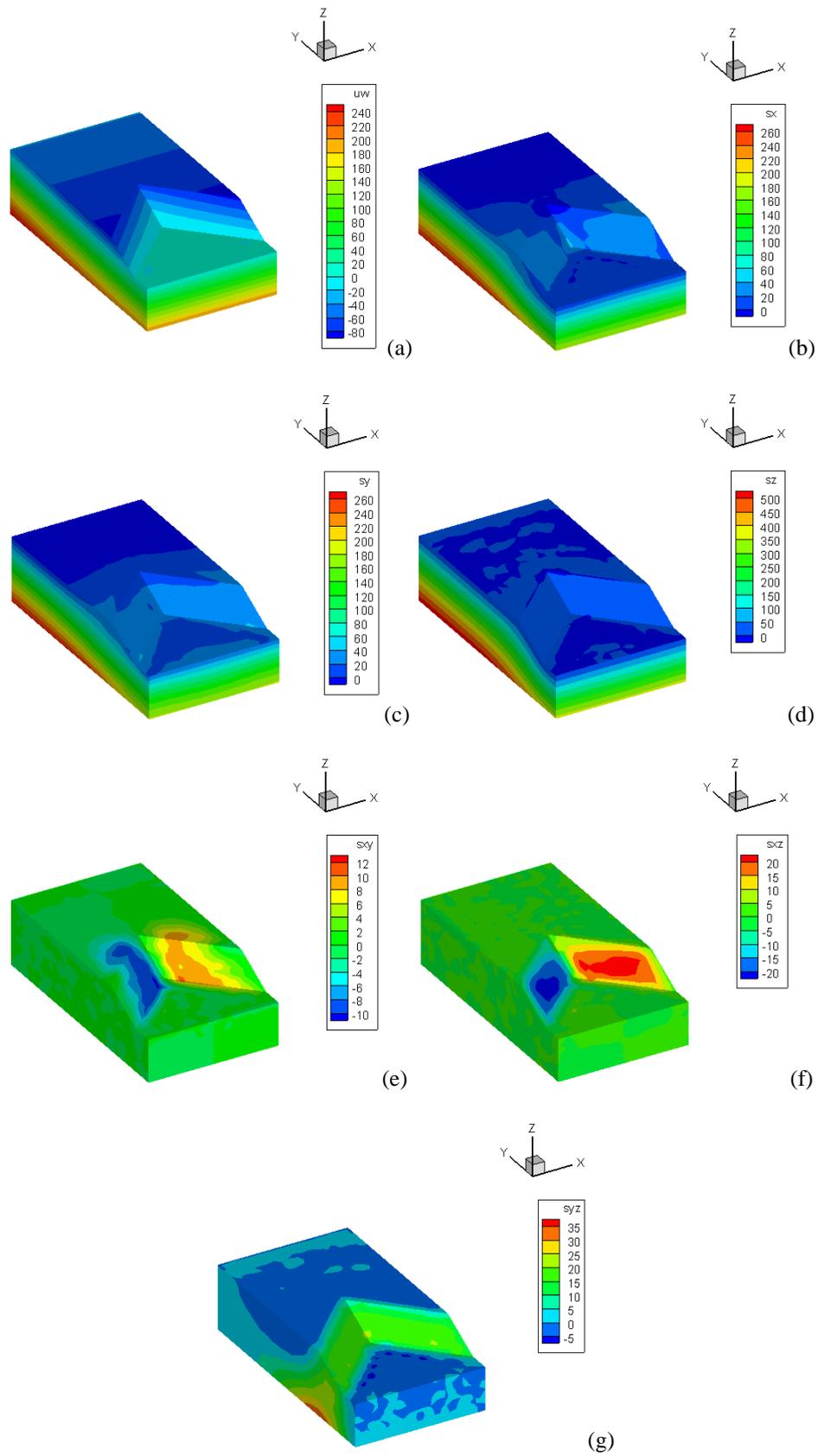


Figura 4.6 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude côncavo: (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz} .

No caso do talude côncavo (Figura 4.6), verifica-se que as distribuições das variáveis do problema são afetadas pela nova geometria. A poro-pressão, por exemplo, é maior próxima do canto do talude, uma vez que se tem naquela zona uma confluência de vetores de fluxo de água. Do ponto de vista de estabilidade, esta concentração de fluxo de água é maléfica, pois causa aumento das poro-pressões e redução das tensões efetivas. As tensões verticais (Figura 4.6d) em qualquer ponto do domínio são função da profundidade do ponto e do peso específico do material. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona confinada lateralmente do domínio e também ao longo da face do talude. A distribuição de tensões cisalhantes (Figuras 4.6e, 4.6f e 4.6g) indica que existe cisalhamento na face do talude, sendo maiores no plano XY, provavelmente por ser influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio.

No caso do talude convexo (Figura 4.7), a poro-pressão apresenta o mesmo comportamento da poro-pressão do talude côncavo sendo maior próxima do canto do talude. As tensões verticais (Figura 4.7d) são maiores próximas do canto do talude por influência da sua geometria, por ser função da profundidade do ponto e do peso específico do material. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona confinada lateralmente do domínio e também ao longo da face do talude. A distribuição de tensões cisalhantes (Figuras 4.7e, 4.7f e 4.7g) indica que existe cisalhamento na face do talude, sendo maiores no plano XY, também por ser influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio.

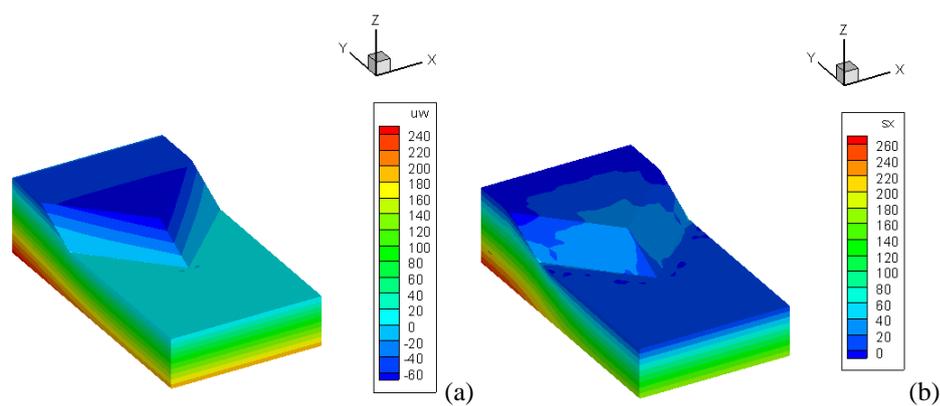


Figura 4.7 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude convexo: (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz} .

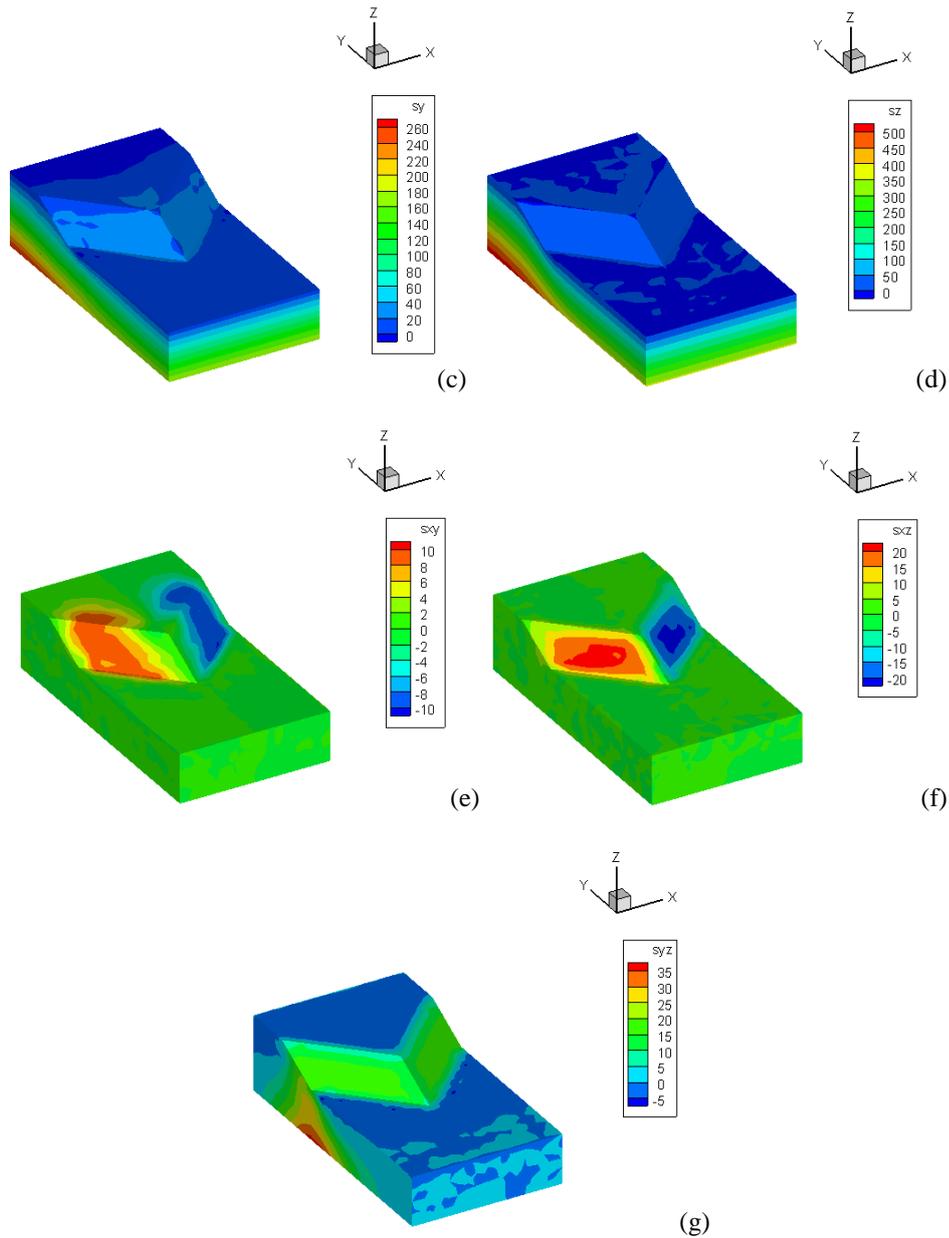


Figura 4.7 – Distribuição de poro pressão e tensões no talude convexo (continuação): (a) Poro-pressão; (b) σ_x ; (c) σ_y ; (d) σ_z ; (e) τ_{xy} ; (f) τ_{xz} ; (g) τ_{yz} .

As Figuras 4.8 a 4.10 apresentam o fator de segurança local (FSL) para os taludes côncavo, plano e convexo, respectivamente, que auxilia na identificação da zona provável de plastificação. A zona em azul mostra a região onde o fator de segurança local viola o critério de Mohr-Coulomb ($FSL < 1$) para o modelo de tensão-deformação no regime elástico-linear adotado. A zona em vermelho mostra a região onde não existe processo de plastificação. As figuras apresentadas permitem verificar que a plastificação se inicia no pé do talude.

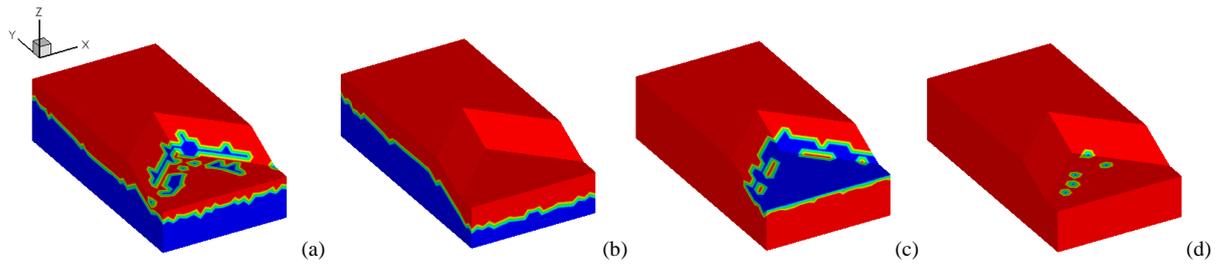


Figura 4.8 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3e; (b) Caso 10e; (c) Caso 15e; (d) Caso 22e.

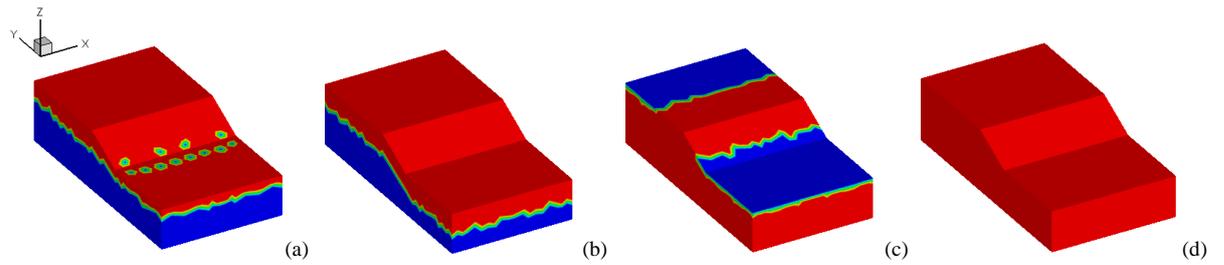


Figura 4.9 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3c; (b) Caso 10c; (c) Caso 15c; (d) Caso 22c.

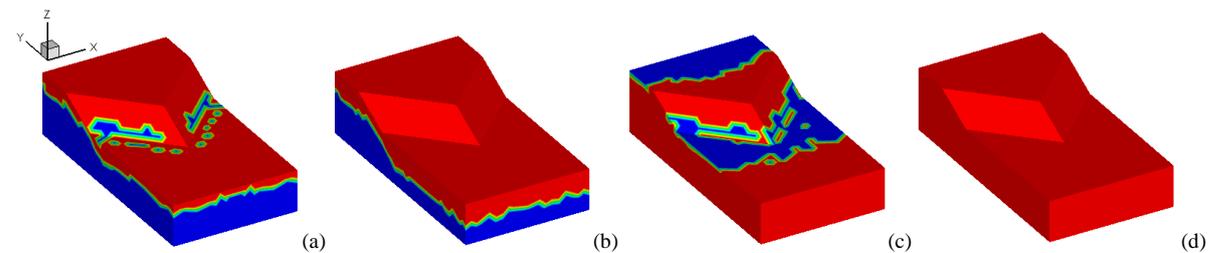


Figura 4.10 - Fator de Segurança local – (a) Caso 3a; (b) Caso 10a; (c) Caso 15a; (d) Caso 22a.

Nas Figuras 4.8 (a) e (b), 4.9 (a) e (b) e 4.10 (a) e (b) o coeficiente de Poisson é 0,33. Pode-se observar que, com uma coesão menor (Figuras 4.8 (a), 4.9 (a) e 4.10 (a)) surgem zonas de plastificação na superfície do talude, o que não ocorre com a coesão maior (Figuras 4.8 (b), 4.9 (b) e 4.10 (b)). O mesmo ocorre entre as Figuras 4.8 (c) e (d), 4.9 (c) e (d) e 4.10 (c) e (d) onde o coeficiente de Poisson é 0,48. É importante salientar que existe uma grande diferença entre as zonas de plastificação das Figuras (a) e (b) e das Figuras (c) e (d) dos taludes plano, côncavo e convexo. Observa-se ainda que, como esperado, com o aumento da coesão, a zona de plastificação na base do talude desaparece.

É importante ressaltar que a existência de zonas de plastificação localizadas não significa a ruptura no talude. A ruptura depende da extensão da massa plastificada e da existência de um modo de ruptura cinematicamente admissível.

4.3. INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA NO FATOR DE SEGURANÇA 3D E NA SUPERFÍCIE CRÍTICA

As Figuras 4.11 e 4.12 apresentam o fator de segurança tridimensional obtido utilizando o programa SAFE 3D e variando-se a geometria do talude e o coeficiente de Poisson. Os resultados apresentados na Figura 4.11 foram obtidos mantendo-se as tensões cisalhantes inadmissíveis e os da Figura 4.12 eliminando-as.

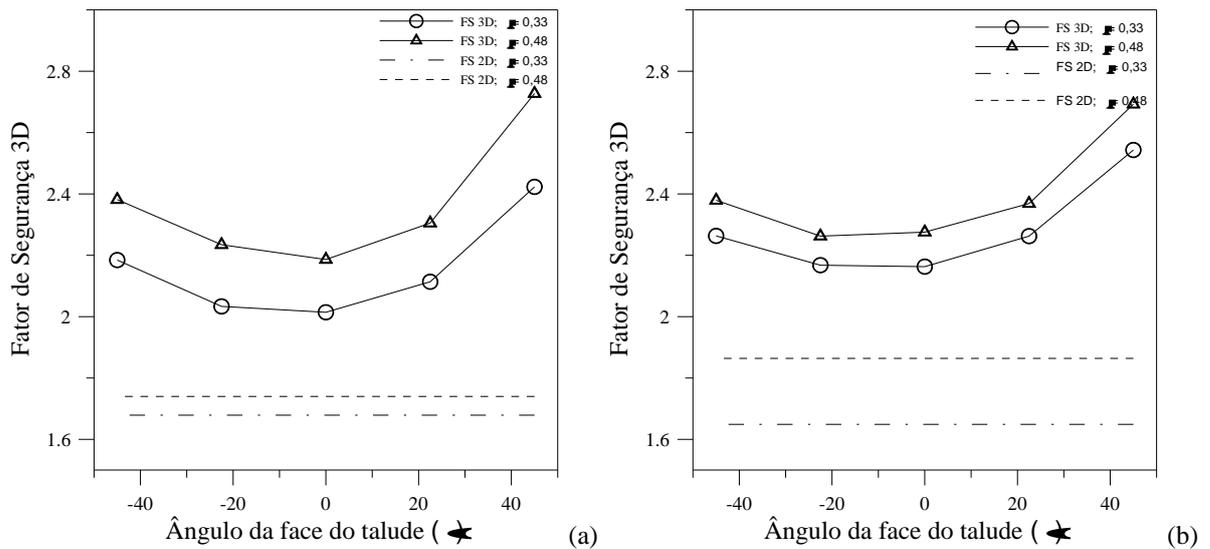


Figura 4.11 – Fator de segurança com variação do ângulo da face do talude mantendo-se as tensões cisalhantes inadmissíveis – (a) $c' = 10$ kPa, $\phi' = 30^\circ$; (b) $c' = 40$ kPa, $\phi' = 10^\circ$.

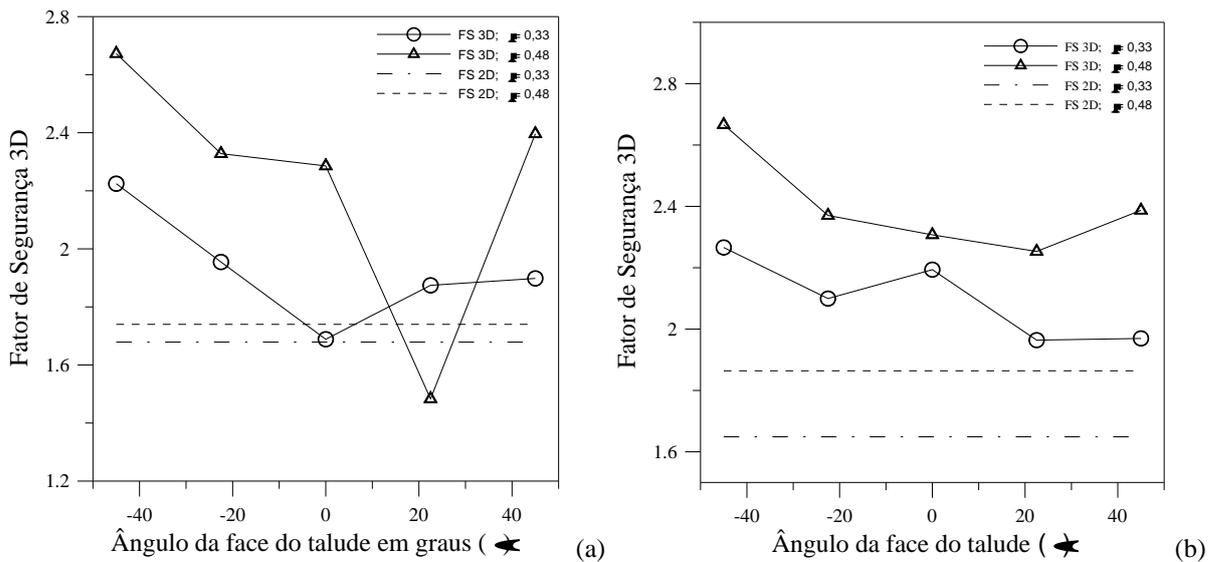


Figura 4.12 – Fator de segurança com variação do ângulo da face do talude eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis – (a) $c' = 10$ kPa, $\phi' = 30^\circ$; (b) $c' = 40$ kPa, $\phi' = 10^\circ$.

A Figura 4.11, com os casos em que as tensões cisalhantes inadmissíveis são mantidas, mostra que o menor fator de segurança está localizado no talude plano ($\alpha = 0^\circ$). Quando o ângulo da face do talude (α) aumenta ou diminui, tem-se um valor maior de fator de segurança.

As Figuras 4.13 a 4.17 mostram a superfície de ruptura crítica para os taludes com inclinação α igual a -45° , $-22,5^\circ$, 0° , $22,5^\circ$ e 45° , respectivamente.

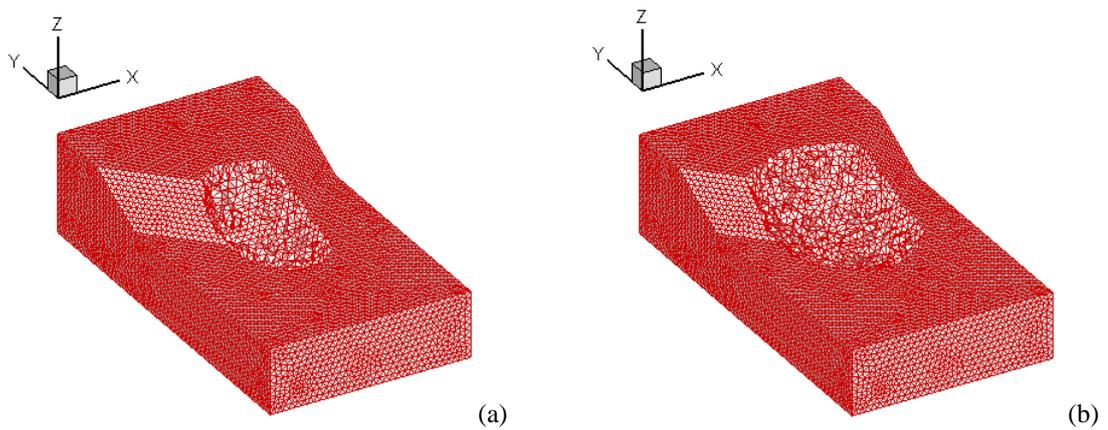


Figura 4.13 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3a; (b) Caso 10a.

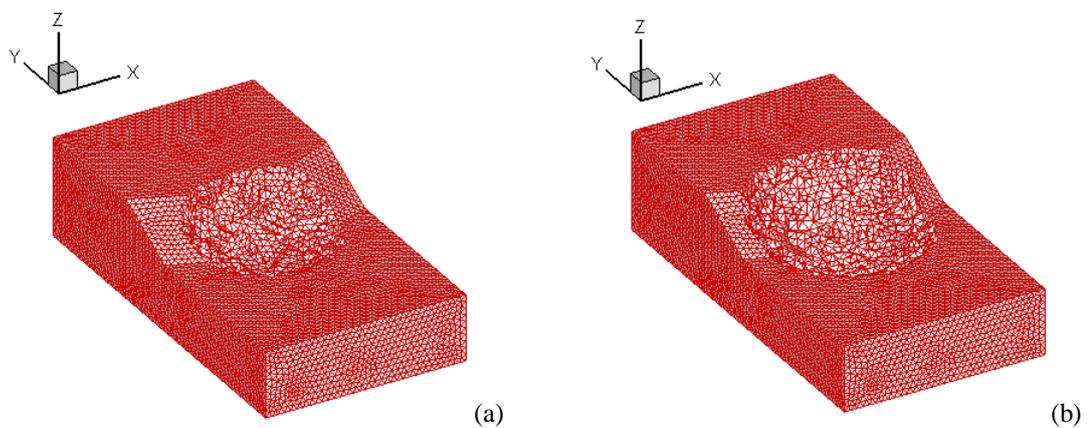


Figura 4.14 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3b; (b) Caso 10b.

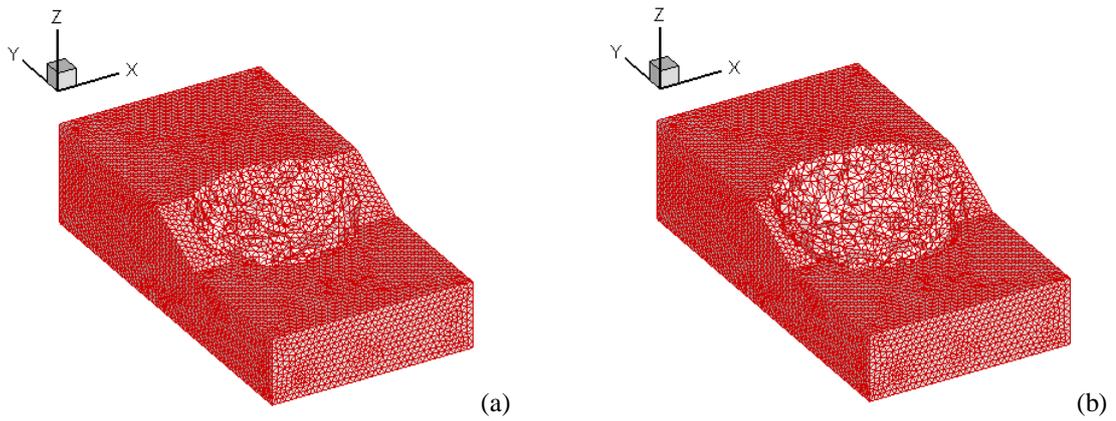


Figura 4.15 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3c; (b) Caso 10c.

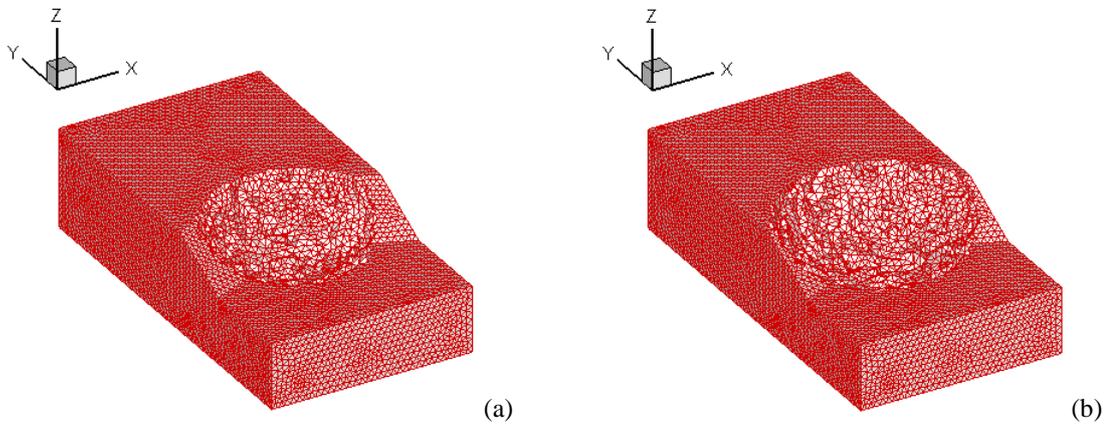


Figura 4.16 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3d; (b) Caso 10d.

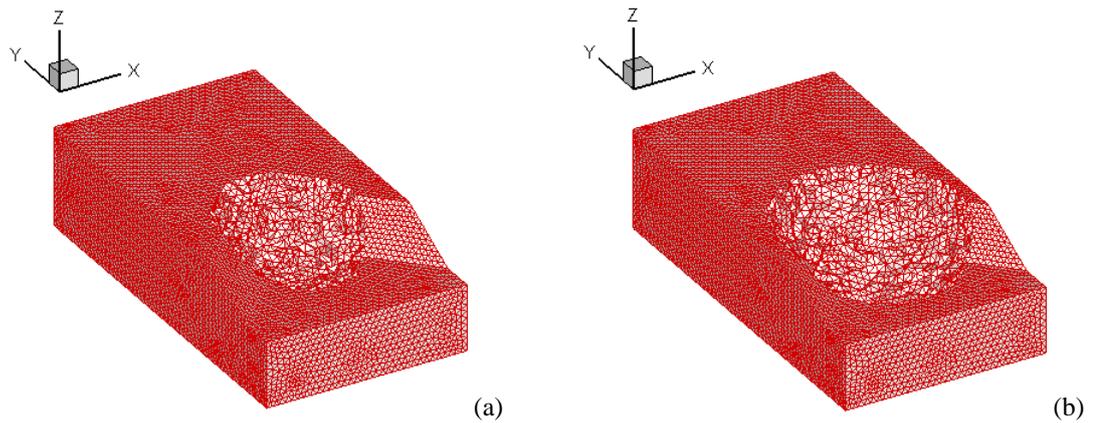


Figura 4.17 – Talude indicando a superfície de ruptura - (a) Caso 3e; (b) Caso 10e.

A Figura 4.18 mostra que a busca pela superfície de ruptura crítica no talude plano possui a tendência de ter a maior dimensão possível no eixo x . Se a dimensão em x do talude aumenta, a superfície de ruptura crítica também aumenta na dimensão x .

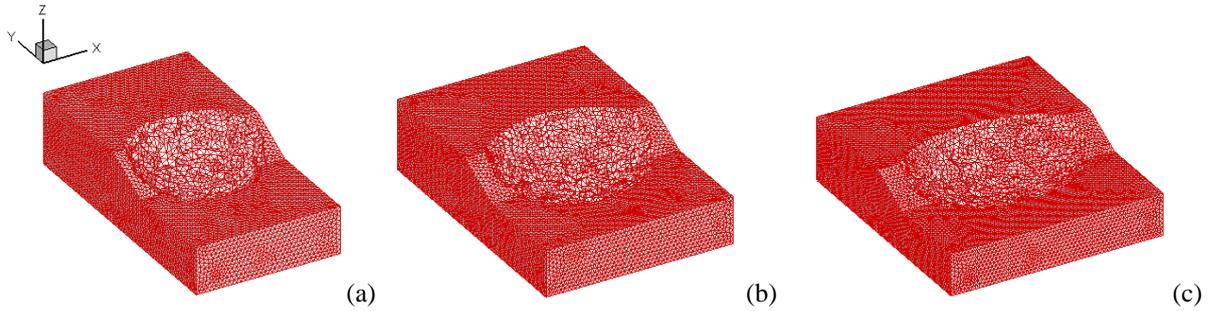


Figura 4.18 – Talude plano sem superfície de ruptura crítica caso 22c – (a) dimensão em $x = 60$; (b) dimensão em $x = 80$; (c) dimensão em $x = 100$.

As Figuras 4.19 a 4.22 mostram cortes apresentando a superfície de ruptura crítica de alguns casos específicos comparadas às superfícies de ruptura das análises bidimensionais apresentadas por PHAM (2003).

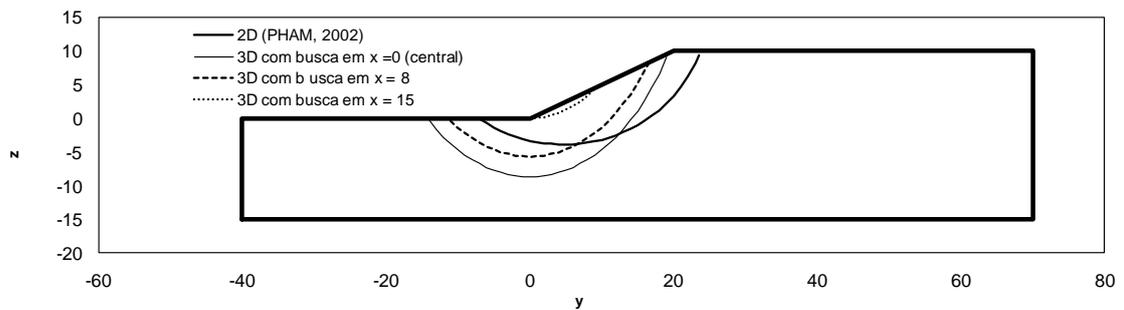


Figura 4.19 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 3e.

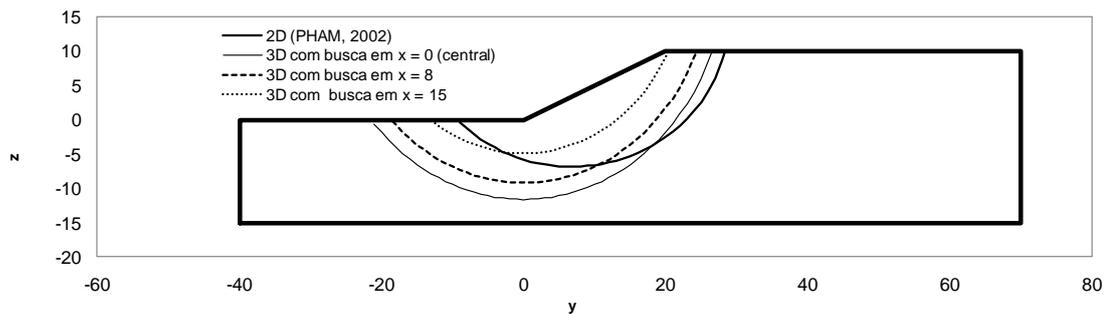


Figura 4.20 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 4e.

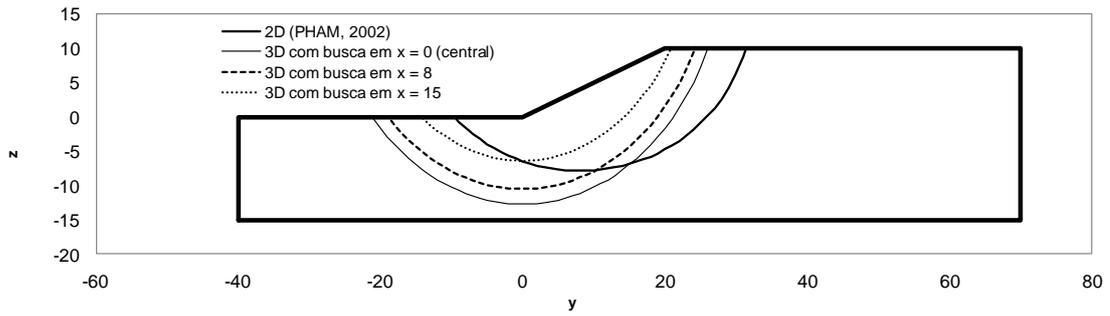


Figura 4.21 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 7e.

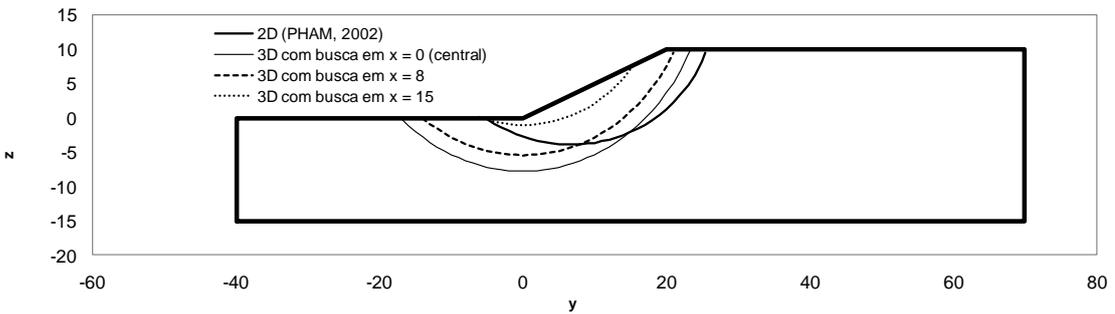


Figura 4.22 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 13e.

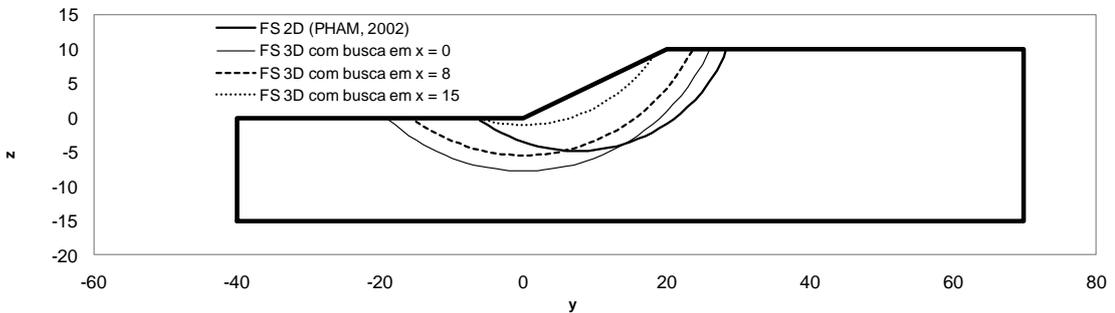


Figura 4.23 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 16e.

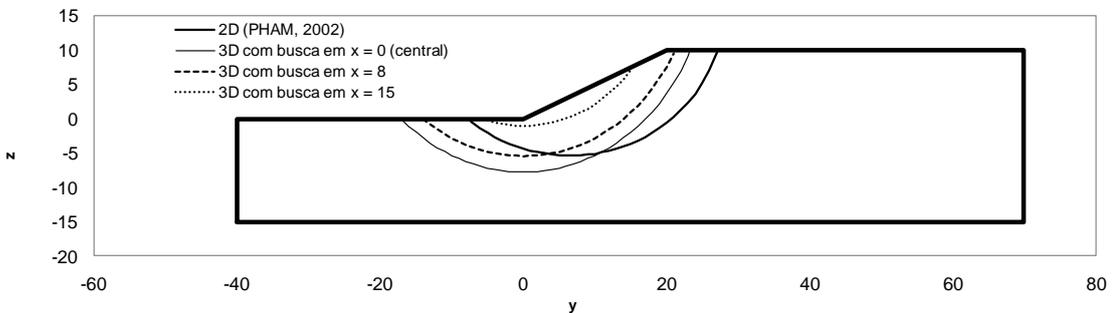


Figura 4.24 – Comparação dos cortes bidimensionais caso 24e.

As Figuras 4.21 a 4.24 apresentam, na análise tridimensional, uma tendência da superfície de ruptura se aprofundar na direção z , enquanto na análise bidimensional a superfície se mostra

mais rasa. Entre as Figuras 4.19 a 4.21, onde o coeficiente de Poisson é 0,33, existe um aumento na coesão e a consequência deste aumento é um aprofundamento na direção z e um alargamento na direção y , pode-se concluir então que quanto maior a coesão, maiores são as dimensões da superfície de ruptura. É importante salientar que com o aumento do coeficiente de Poisson de 0,33 para 0,48 como apresentam as Figuras 4.22 a 4.24, a superfície de ruptura diminui sua profundidade se tornando mais rasa na direção z .

4.4. INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE RESISTÊNCIA NO FATOR DE SEGURANÇA TRIDIMENSIONAL

As Figuras 4.25 e 4.26 mostram os valores obtidos mantendo-se as tensões cisalhantes inadmissíveis e as Figuras 4.27 e 4.28 mostram os valores obtidos eliminando-as.

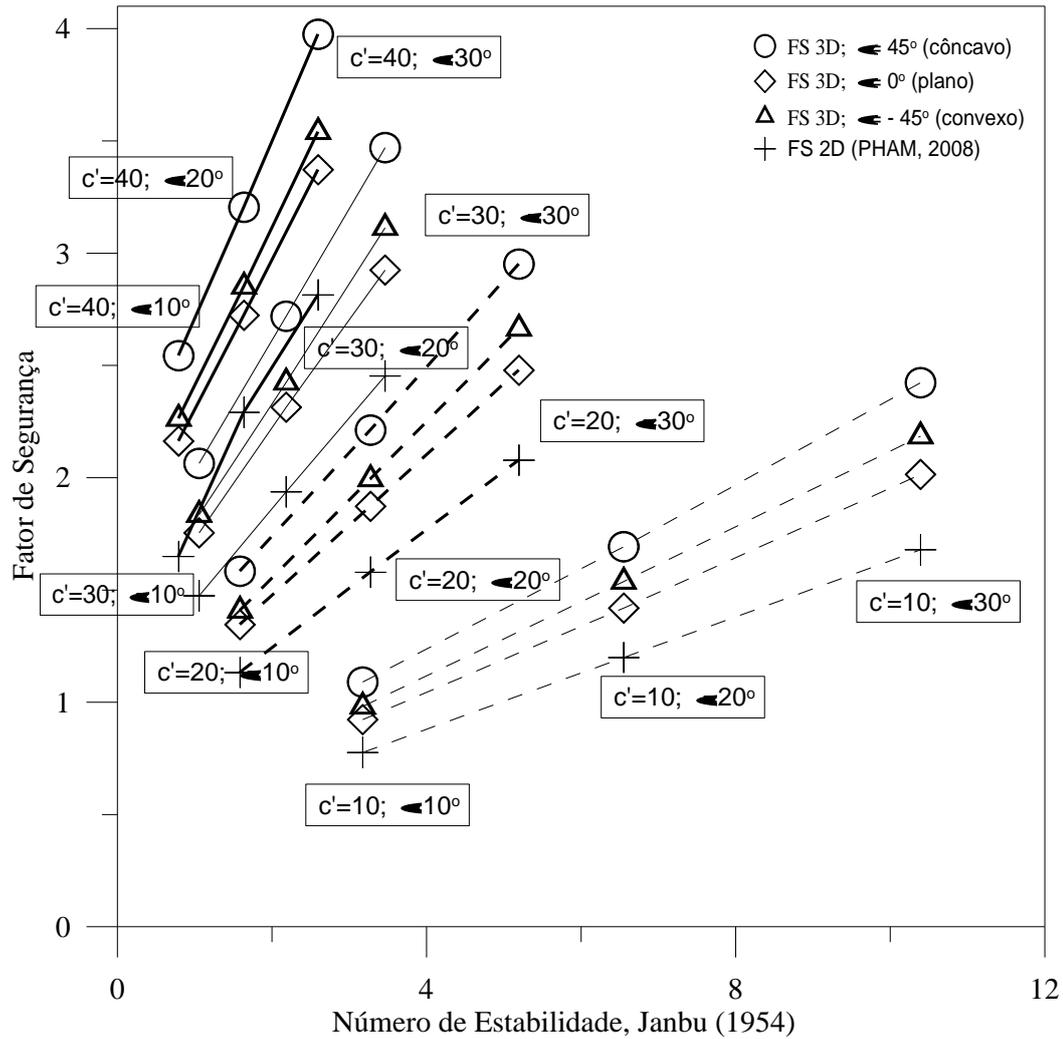


Figura 4.25 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,33$ mantendo tensões cisalhantes inadmissíveis.

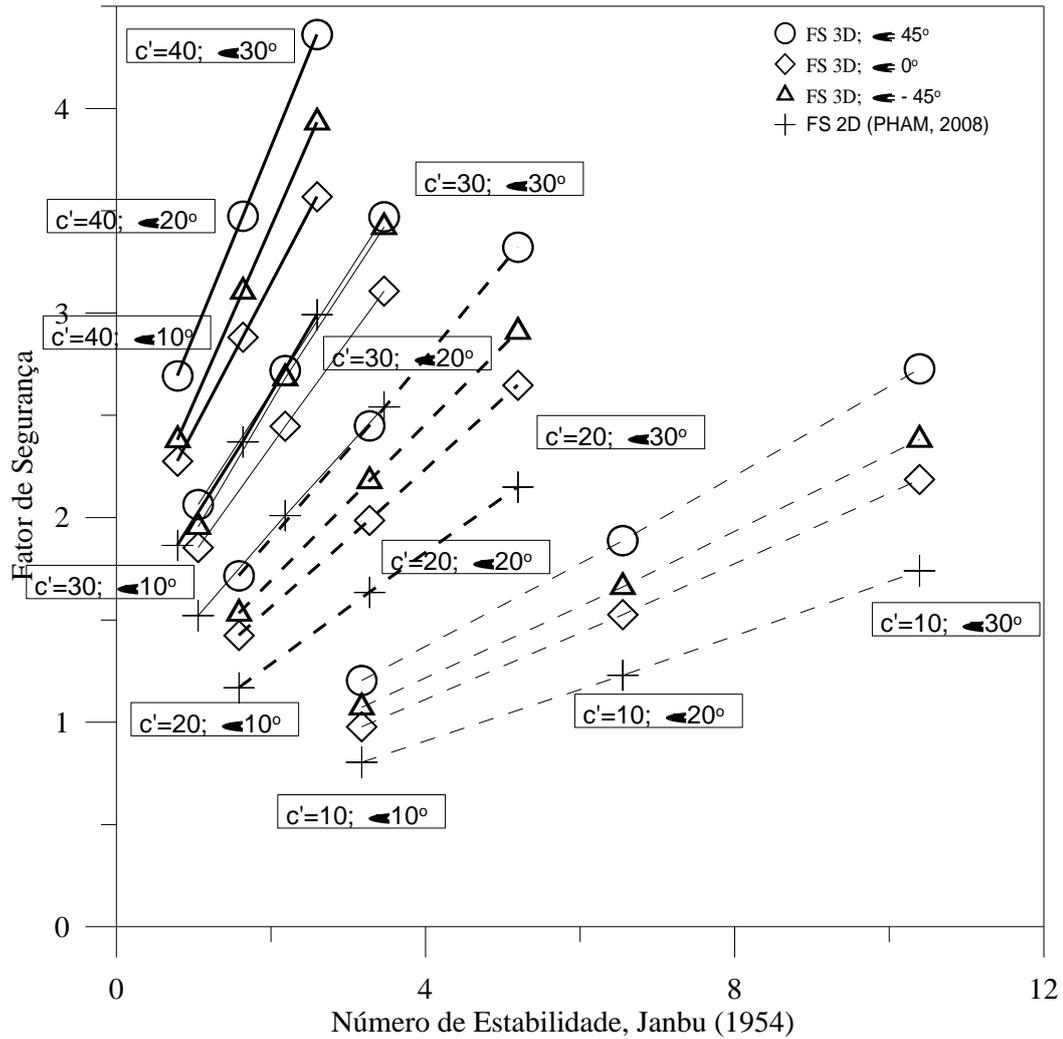


Figura 4.26 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,48$ mantendo tensões cisalhantes inadmissíveis.

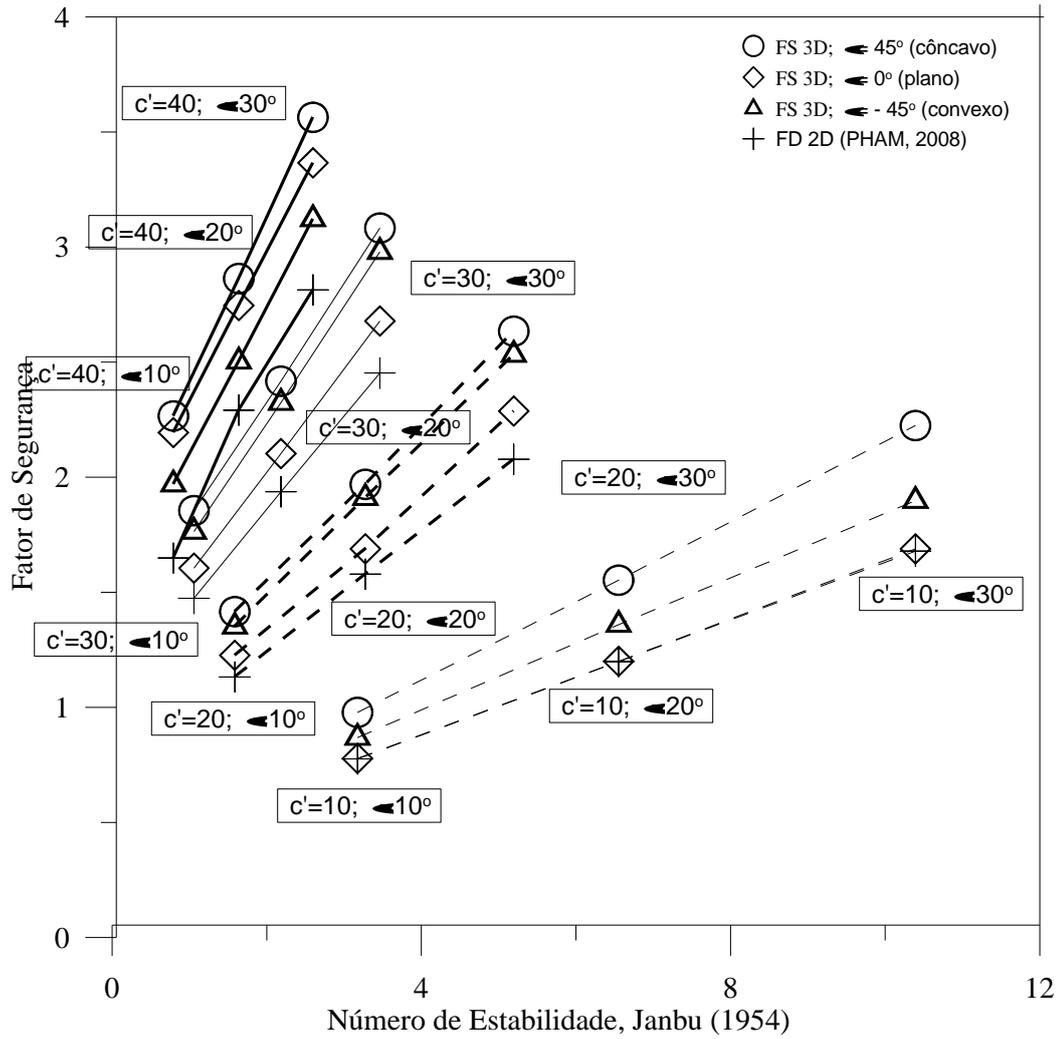


Figura 4.27 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,33$ removendo tensões cisalhantes inadmissíveis.

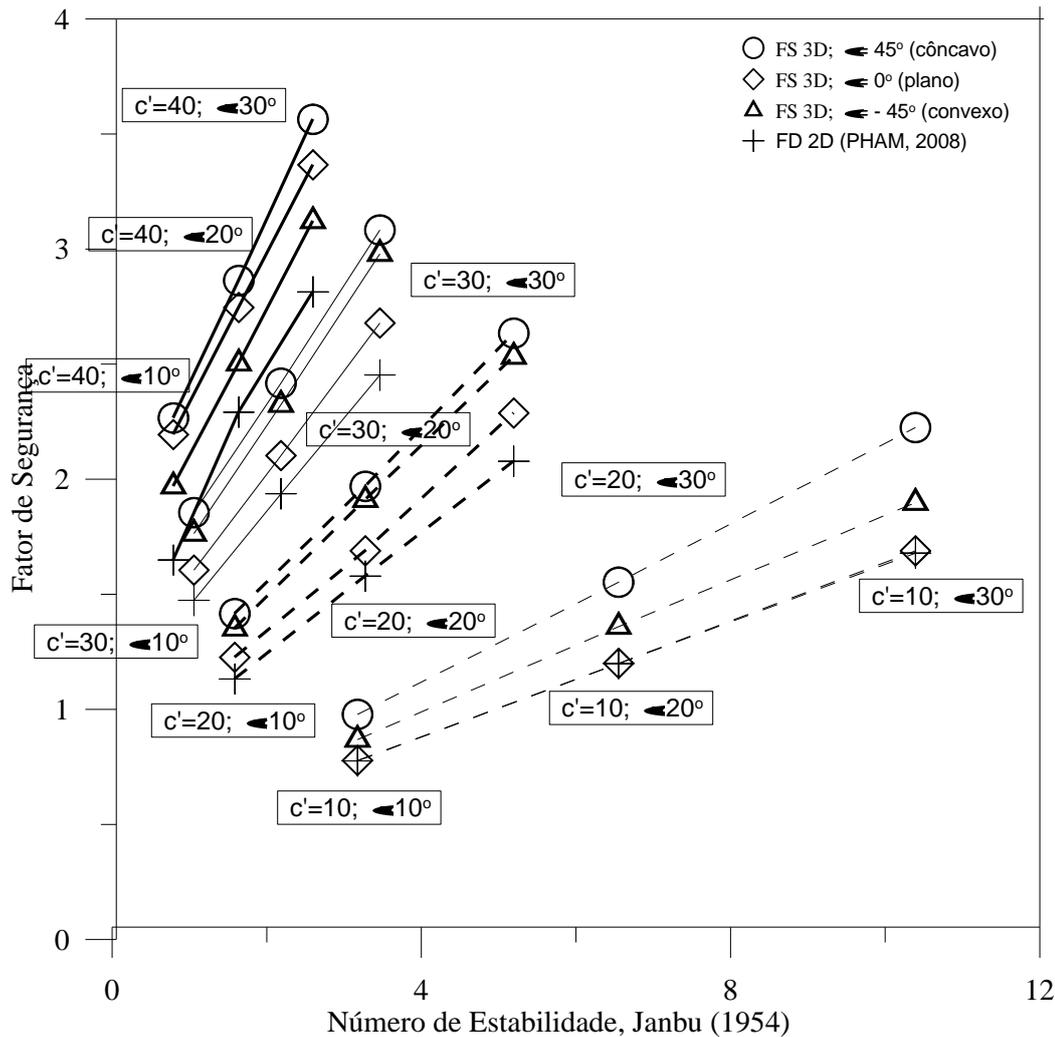


Figura 4.28 – Fator de segurança tridimensional versus número de estabilidade proposto por Janbu (1954) para $\mu = 0,48$ removendo tensões cisalhantes inadmissíveis.

O fator de segurança bidimensional de Pham (2008) foi obtido sem a necessidade de eliminação das tensões cisalhantes inadmissíveis, uma vez que estas são eliminadas naturalmente através do algoritmo de busca utilizado pelo autor.

As Figuras 4.25 a 4.28 mostram que o fator de segurança tridimensional é sempre superior ao bidimensional. Pode-se observar também que existe uma maior estabilidade nos fatores de segurança do talude côncavo quando se variam os parâmetros de resistência. É importante verificar que existe uma maior diferença entre os fatores de segurança quando se mantêm as tensões cisalhantes inadmissíveis. Quando estas tensões são eliminadas existe uma maior proximidade entre os fatores de segurança.

As Figuras 4.29 a 4.34 mostram a influência do coeficiente de Poisson na análise da estabilidade do talude. As figuras permitem a comparação entre os fatores de segurança tridimensionais e os bidimensionais para os valores de coeficientes de Poisson 0,33 e 0,48.

Nas Figuras 4.29 a 4.31 os resultados foram obtidos mantendo-se as tensões cisalhantes inadmissíveis e nas Figuras 4.32 a 4.34 elas foram eliminadas para obtenção do FS.

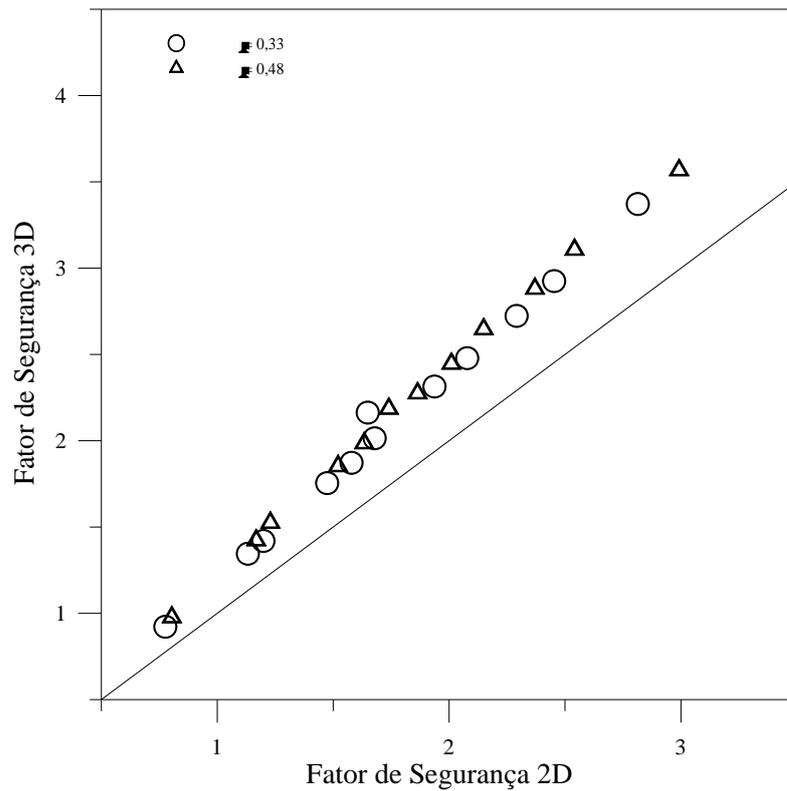


Figura 4.29 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude plano mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.

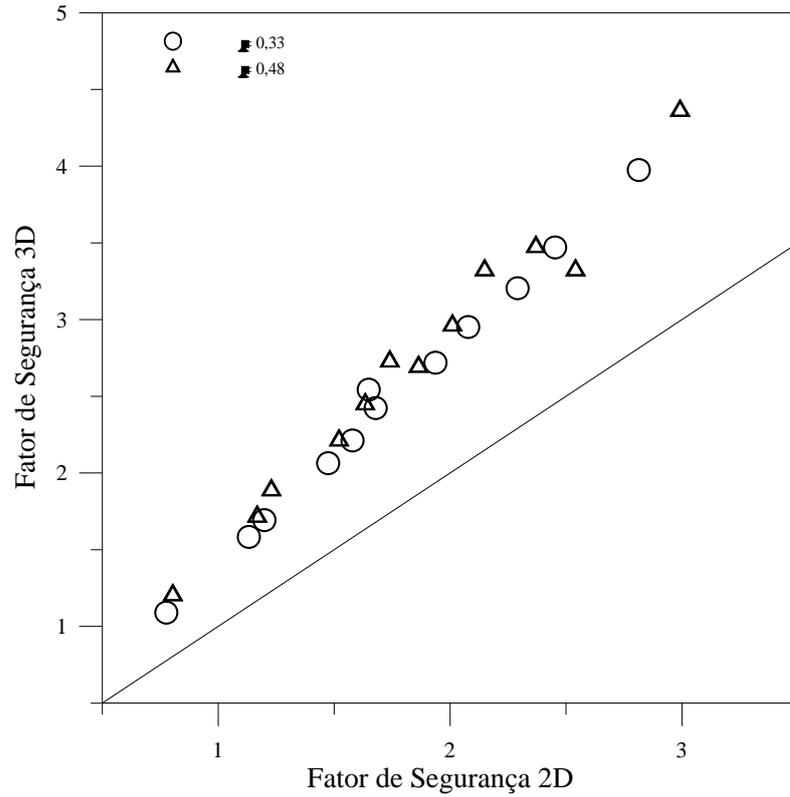


Figura 4.30 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude côncavo mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.

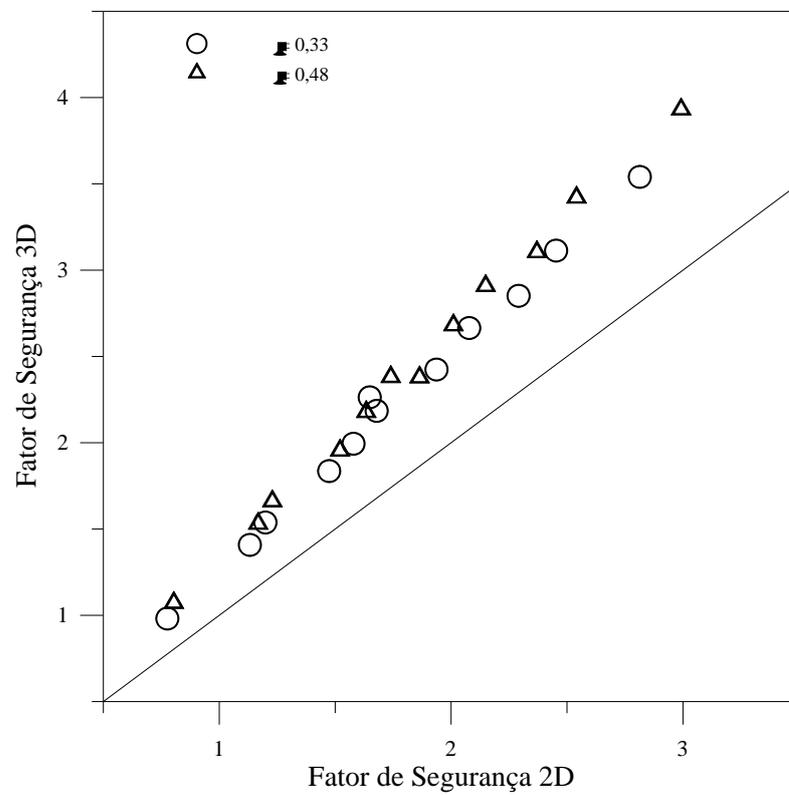


Figura 4.31 – Fator de Segurança 3D versus 2D no talude convexo mantendo-se tensões cisalhantes inadmissíveis.

Nas análises em que se mantêm as tensões cisalhantes inadmissíveis foi determinada a porcentagem da diferença entre os fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais. No talude plano com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 18% e a máxima 20% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima foi 19% e a máxima 26%. No talude côncavo com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 40% e a máxima 54% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima foi 31% e a máxima 57%. No talude convexo com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 24% e a máxima 37% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima é de 28% e a máxima 31%.

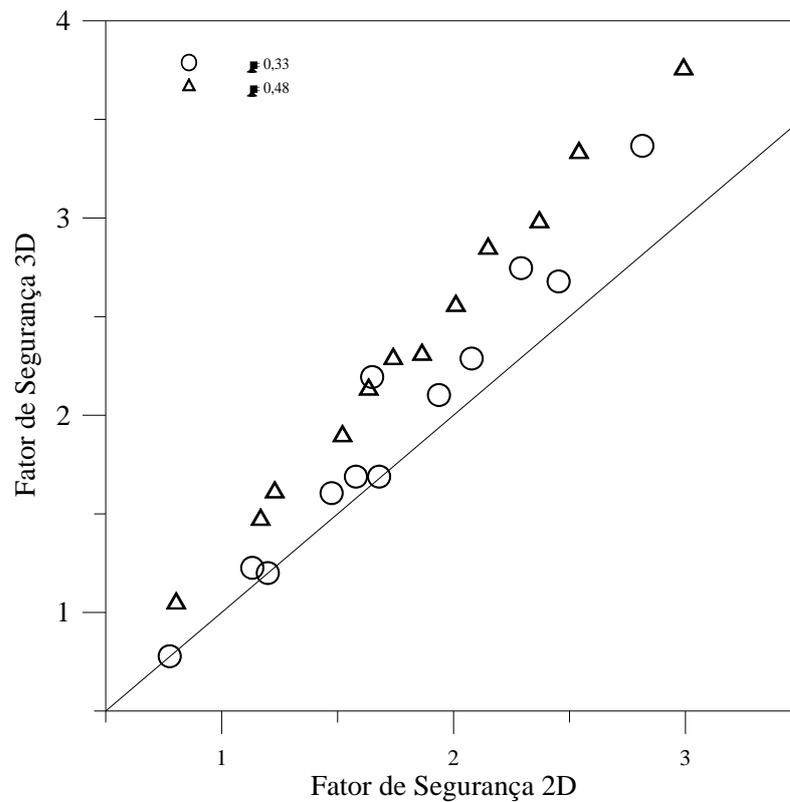


Figura 4.32 – Fator de segurança 3D versus 2D no talude plano eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis.

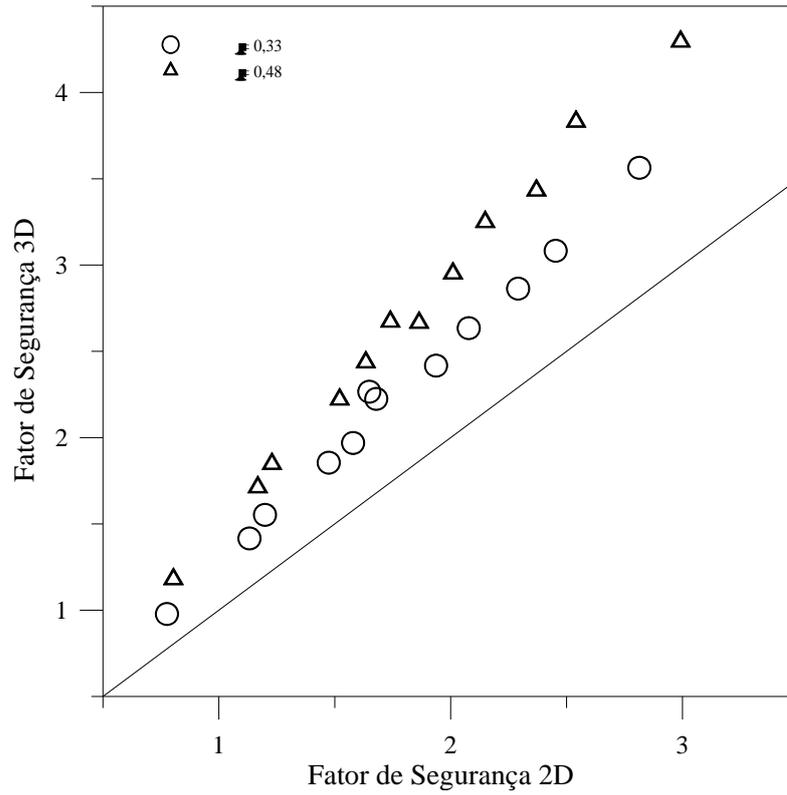


Figura 4.33 – Fator de segurança 3D versus 2D no talude côncavo eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis.

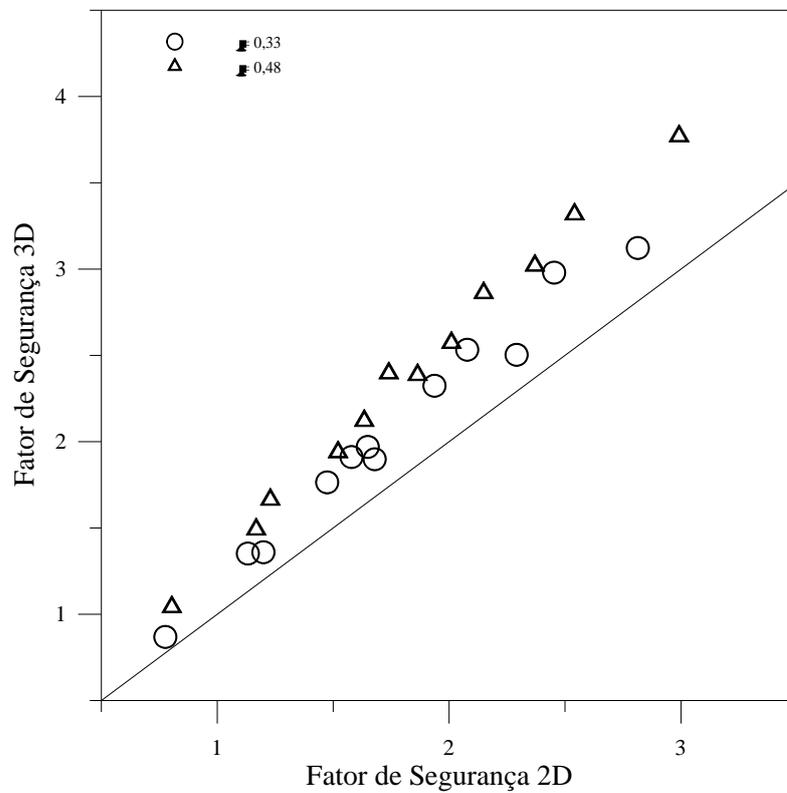


Figura 4.34 – Fator de segurança 3D do talude convexo eliminando-se as tensões cisalhantes inadmissíveis versus FS 2D de PHAM (2003).

Nas análises em que se eliminam as tensões cisalhantes inadmissíveis também foi determinada a porcentagem da diferença entre os fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais. No talude plano com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 0,06% e a máxima 33% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima foi 24% e a máxima 32%. No talude côncavo com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 25% e a máxima 37% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima foi 43% e a máxima 54%. No talude convexo com o coeficiente de Poisson 0,33 a diferença mínima foi 9% e a máxima 22% e com o coeficiente de Poisson 0,48 a diferença mínima é de 26% e a máxima 38%.

As Figuras 4.29 a 4.34 mostram que com o coeficiente de Poisson maior as tensões desvio são menores, o confinamento é maior e, portanto, os fatores de segurança encontrados são maiores. É importante observar que existe uma maior diferença entre os coeficientes de Poisson quando se elimina as tensões cisalhantes inadmissíveis.

4.5. ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ESPACIAL DA FUNÇÃO FATOR DE SEGURANÇA TRIDIMENSIONAL

O problema de análise da estabilidade de taludes pode ser encarado como um problema de otimização cujo objetivo é encontrar a superfície que minimize o fator de segurança. A solução desse problema utilizando métodos de programação matemática é complexa e a utilização de métodos heurísticos leva muitas vezes a elevado custo computacional no caso de análises tridimensionais. Apresenta-se uma análise do comportamento da função fator de segurança a fim de balizar a escolha de métodos a serem implementados em trabalhos futuros.

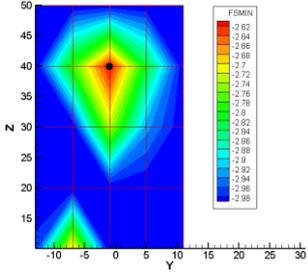
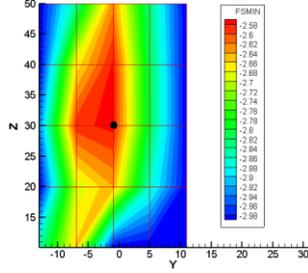
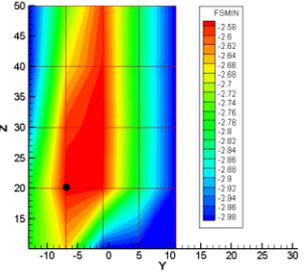
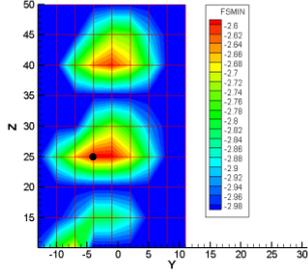
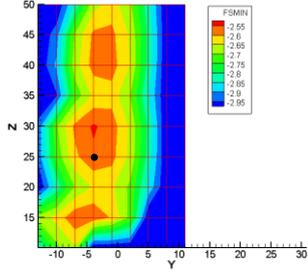
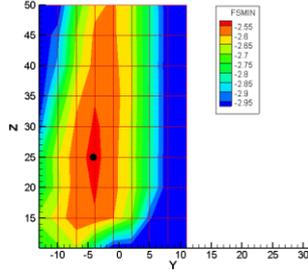
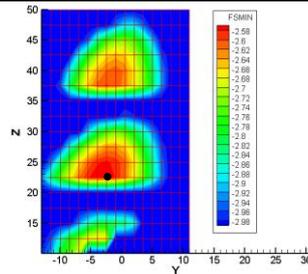
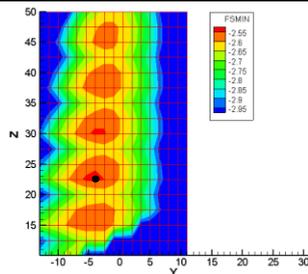
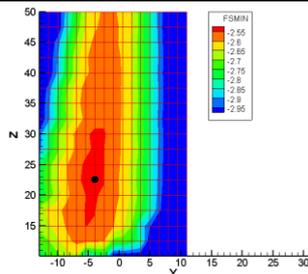
O problema analisado neste trabalho apresenta seis variáveis de projeto, as três coordenadas do centro do elipsóide (x_0 , y_0 e z_0) e os tamanhos dos semi-eixos (a_0 , b_0 , c_0). Em todos os casos analisados adotou-se apenas um valor de x_0 , coincidente com a seção central do talude. A fim de se obter uma visualização do comportamento do fator de segurança, foram confeccionados gráficos com a distribuição de FS no plano x - y para o talude dos casos 3e e 10e. A análise apresenta refinamentos no número de pontos (y_0 , z_0) e também nas dimensões dos semi-eixos dos elipsóides (a_0 , b_0 , c_0). O refinamento das soluções foi feito de forma que a solução mais refinada englobe as soluções anteriores. As soluções consideradas espúrias

conforme indicado no capítulo 3 deste trabalho foram eliminadas atribuindo-se a elas um fator de segurança alto.

Tabela 4.2 – Grid de fatores de segurança mínimos caso 3e

Pontos em x_0 , y_0 e z_0	Pontos em a_0 , b_0 e c_0		
	5	9	17
5			
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -1.00$ $z_0 = 55.01$ $a_0 = 26.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 65.00$ FS = 2.4540	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -7.00$ $z_0 = 39.01$ $a_0 = 29.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 50.00$ FS = 2.4422	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -7.00$ $z_0 = 39.01$ $a_0 = 29.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 50.00$ FS = 2.4422
9			
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 35.01$ $a_0 = 26.00$ $b_0 = 33.00$ $c_0 = 45.00$ FS = 2.4272	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 51.01$ $a_0 = 29.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 60.00$ FS = 2.4193	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 51.01$ $a_0 = 27.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 60.00$ FS = 2.4175
17			
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 37.01$ $a_0 = 26.00$ $b_0 = 33.00$ $c_0 = 45.00$ FS = 2.4260	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 41.01$ $a_0 = 26.00$ $b_0 = 33.00$ $c_0 = 50.00$ FS = 2.4180	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 51.01$ $a_0 = 27.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 60.00$ FS = 2.4175

Tabela 4.3 – Grid de fatores de segurança mínimos caso 10e

Pontos em x_0 , y_0 e z_0	Pontos em a_0 , b_0 e c_0					
	5 pontos		9 pontos		17 pontos	
5 pontos						
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -1.00$ $z_0 = 40.01$	$a_0 = 26.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 52.00$ FS = 2.6072	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -1.00$ $z_0 = 30.01$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 36.00$ $c_0 = 44.00$ FS = 2.5725	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -7.00$ $z_0 = 20.01$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 34.50$ $c_0 = 32.00$ FS = 2.5681
9 pontos						
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 25.01$	$a_0 = 26.00$ $b_0 = 33.00$ $c_0 = 36.00$ FS = 2.5837	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 25.01$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 35.25$ $c_0 = 40.00$ FS = 2.5361	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 25.01$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 35.25$ $c_0 = 40.00$ FS = 2.5361
17 pontos						
	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -2.50$ $z_0 = 22.51$	$a_0 = 26.00$ $b_0 = 33.00$ $c_0 = 36.00$ FS = 2.5610	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 22.51$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 34.50$ $c_0 = 36.00$ FS = 2.5348	$x_0 = 0.00$ $y_0 = -4.00$ $z_0 = 22.51$	$a_0 = 29.00$ $b_0 = 34.50$ $c_0 = 36.00$ FS = 2.5348

Os resultados apresentados na Tabela 4.2 mostram que o refinamento do número de pontos (y_0, z_0) mantendo-se o mesmo conjunto de dimensões do elipsóide (a_0, b_0, c_0) evidencia o surgimento de regiões de mínimos locais, especialmente no caso em que se adotam 5 valores para cada uma das dimensões (a_0, b_0, c_0) . Quando se varia o número de valores pesquisados para as dimensões (a_0, b_0, c_0) , mantendo-se o mesmo número de centros (y_0, z_0) , observa-se uma estabilização da solução para as análises com 5 e 9 valores y_0 e de z_0 .

Os resultados apresentados na Tabela 4.3 mostram comportamento semelhante ao do caso 3a no que diz respeito aos mínimos locais, para os casos em que se adotam 5 e 9 valores para cada uma das dimensões (a_0, b_0, c_0) . A estabilização da solução quando se varia o número de valores pesquisados para as dimensões (a_0, b_0, c_0) , mantendo-se o mesmo número de centros (y_0, z_0) é observada nas análises com 9 e com 17 valores y_0 e de z_0 .

Os resultados mostram que, dado o comportamento da função FS, a seleção de métodos de programação matemática adequados é complexa. Uma alternativa viável seria executar uma busca heurística não refinada nos moldes da implementada neste trabalho a fim de localizar a região do espaço das soluções na qual se encontra a solução do problema e depois partir para uma análise via métodos de programação matemática ou mesmo para uma análise mais refinada da busca heurística apenas em torno da região de interesse.

CAPÍTULO 5

ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO DESLIZAMENTO DE LODALEN

O escorregamento de Lodalen é um caso histórico muito utilizado na literatura como parâmetro para verificações de vários métodos de análise de estabilidade de taludes, uma vez que se dispõe de dados precisos sobre parâmetros do solo e posição da superfície de ruptura verificados no local e apresentados por Sevaldson (1956). Neste capítulo será realizada a descrição do problema analisado e apresentada a análise tridimensional do escorregamento utilizando uma busca pela superfície de ruptura crítica que fornece o menor fator de segurança encontrado no talude..

5.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA ANALISADO

Sevaldson (1956) diz que o escorregamento de Lodalen ocorreu numa área de triagem, situada a aproximadamente 3 km a leste da estação ferroviária de Oslo. Anteriormente rio Lo corria nesta área de triagem e cerca de trinta anos antes do deslizamento, a rota do rio foi desviada para um túnel na rocha através da colina de Ekeberg. A Figura 5.1 mostra este desvio.

A Figura 5.2 apresenta a geometria e o nível da água na seção transversal intermediária e duas outras seções, próximas das extremidades laterais, antes do deslizamento. A seção transversal intermediária foi locada aproximadamente no meio da massa deslizada. A geometria do talude foi modificada e reconstituída inúmeras vezes antes da geometria final apresentada na Figura 5.2.

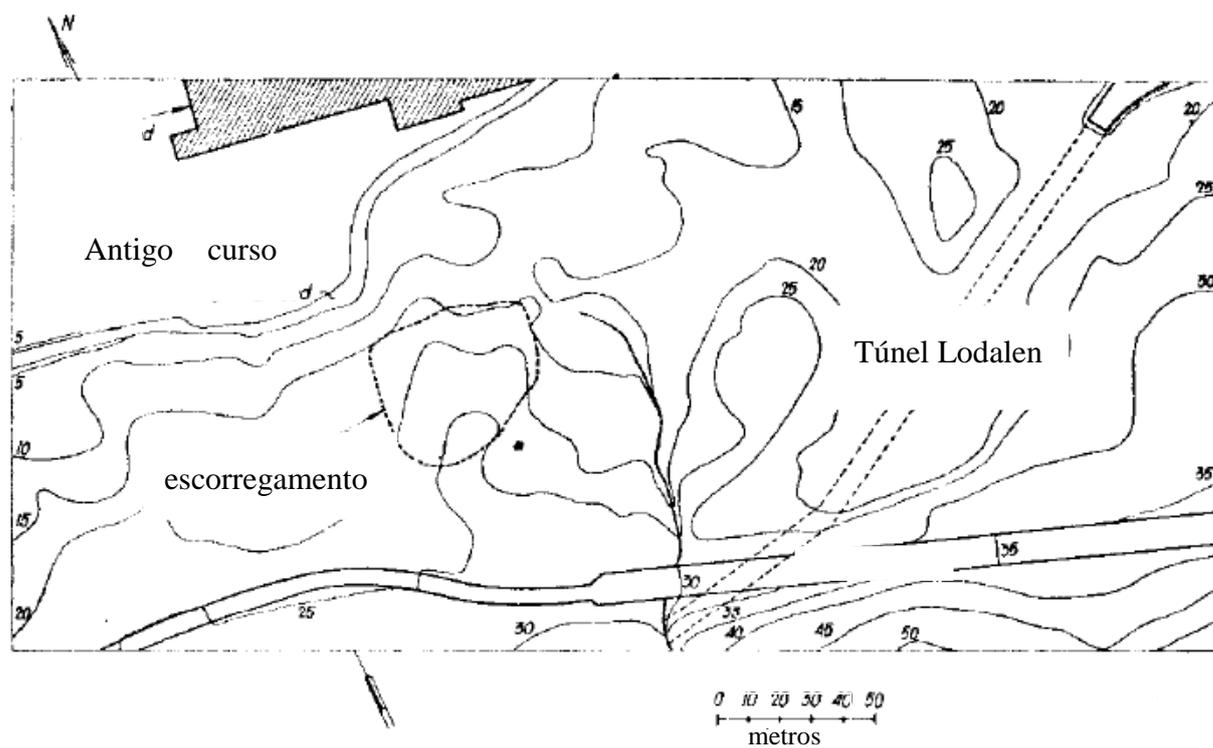


Figura 5.1 – Mapa da área antes do curso do rio ser alterado (Sevaldson, 1956).

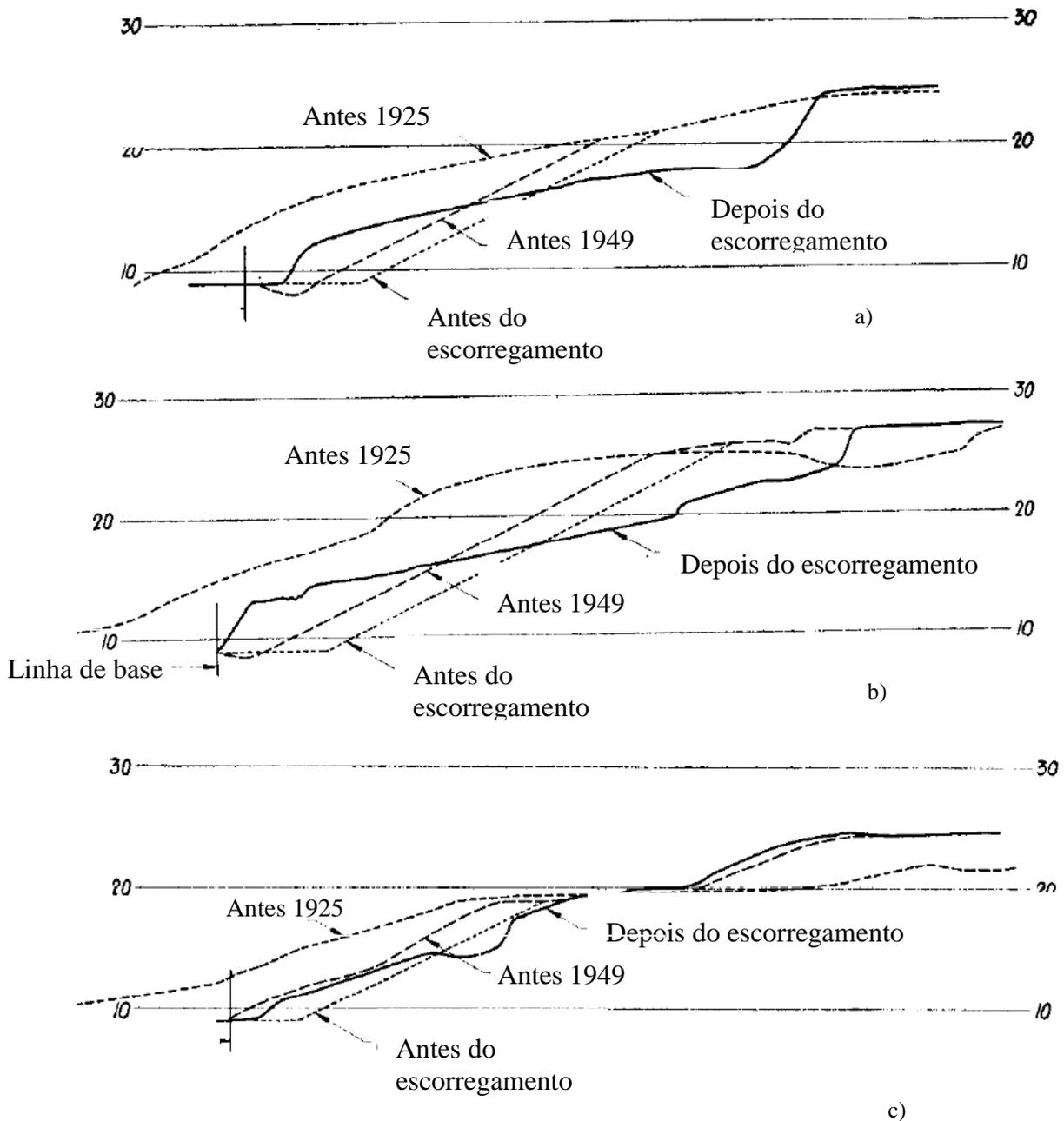


Figura 5.2 – Seções tomadas na região da massa deslizada: a) seção transversal intermediária; b) seção lateral esquerda; c) seção lateral direita. (Sevaldson, 1956).

O deslizamento ocorreu entre cinco e seis horas da manhã do dia seis de outubro de 1954 e não houve testemunhas oculares. No momento da ruptura, a altura do talude era de 17 m, com uma inclinação de 1V:2H na seção central. O movimento do deslizamento foi rotacional e como resultado desta rotação a superfície do talude afundou cerca de 5 m e o pé do talude foi transladado para frente cerca de 10 m em um dos lados da linha ferroviária onde três vagões

foram danificados. A massa desprendida tinha a largura de 50 m e um volume estimado de 10.000 m³.

5.1.1. Características do solo

O solo foi determinado como sendo uma argila sedimentar com teor de umidade natural de aproximadamente 30%, limite de liquidez de 35%, limite de plasticidade de 20% e o maciço homogêneo, o que motivou a comunidade geotécnica a usar esta ruptura como um caso para teste de ferramentas de análise.

A investigação feita pelo Instituto de Geotecnia Norueguês continha sete furos de sondagens e dois poços de inspeção. A campanha de investigação consistiu de ensaios de compressão simples e triaxial, desenvolvidos para determinar as características de resistência ao cisalhamento do perfil. A Figura 5.3 apresenta envoltórias de resistência ao cisalhamento obtidas por meio de ensaios triaxial do tipo CU. O valor médio do intercepto coesivo é de 10 kPa e o ângulo de atrito efetivo médio é foi de 27,1°. A envoltória que indicou menor resistência ao cisalhamento foi aquela obtida com amostras do furo 1, a 8 m de profundidade. O valor do intercepto coesivo para esta última envoltória foi de 7,8 kPa e o ângulo de atrito efetivo foi de 24,9°.

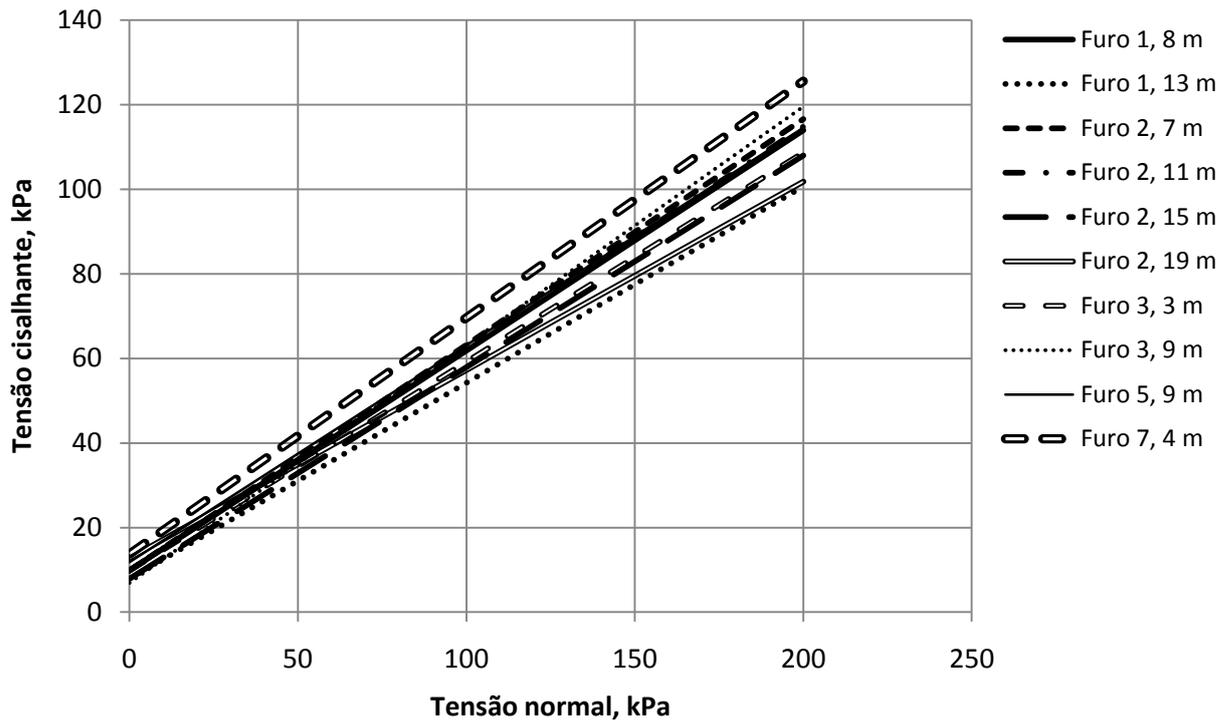


Figura 5.3 - Envoltórias de resistência ao cisalhamento obtidas por meio de ensaios triaxiais do tipo CU (dados de Sevaldson, 1956).

A posição do nível de água também foi determinada, por meio de quatro piezômetros. Os dados piezométricos, apresentados na Figura 5.4, indicam condições artesianas, nas quais as poro-pressões são maiores que os valores hidrostáticos.

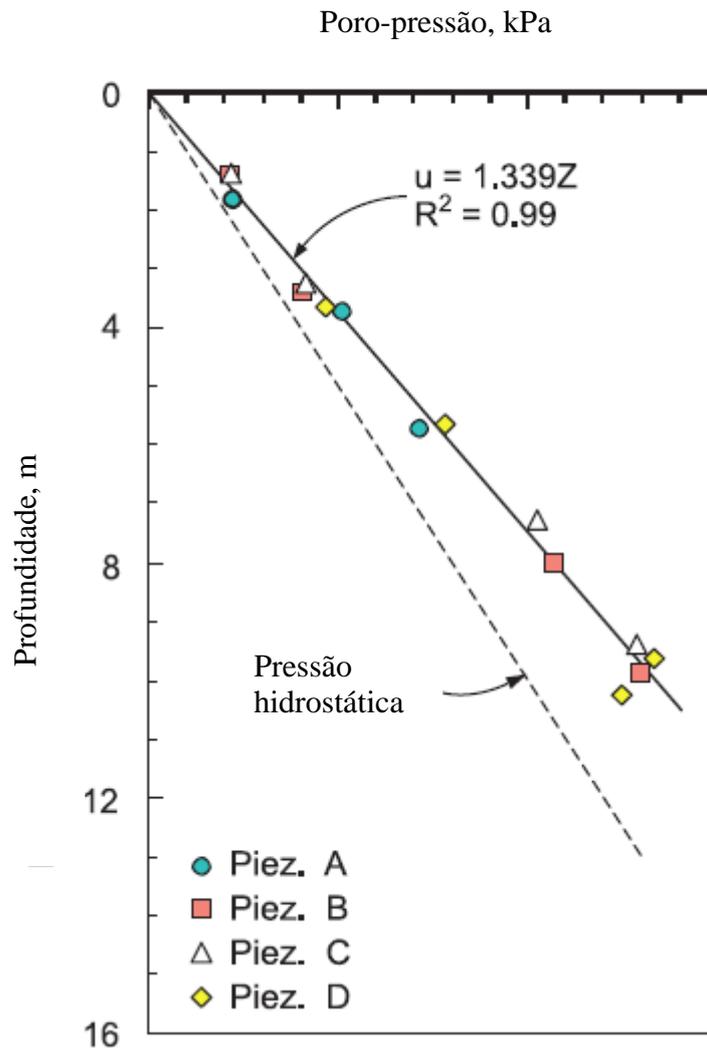


Figura 5.4 - Poro-pressões no maciço de solo (El-Ramly et al. 2006).

O formato e a posição da superfície de ruptura foram determinados pela inspeção superficial e várias sondagens. A posição da superfície de escorregamento pode ser observada nas Figuras 5.1 e 5.2. A cuidadosa localização da superfície de escorregamento ofereceu dados importantes para a análise do escorregamento.

5.1.2. Análises de estabilidade encontradas na literatura

Existem na literatura vários trabalhos que apresentam análises do deslizamento de Lodalen. O trabalho de Sevaldson (1954) foi o primeiro a documentar o deslizamento ocorrido perto de uma estação de triagem em Oslo em 1954. Segundo o autor, o deslizamento ocorreu aparentemente sem qualquer causa externa súbita, podendo ser considerado como o resultado

de uma redução gradual na estabilidade da encosta causada por escavações realizadas no local durante o ano anterior ao escorregamento. Neste trabalho foi realizada uma análise de estabilidade bidimensional pelo método de Bishop que forneceu valores de fator de segurança próximos de uma unidade.

Lyndon (1977) utilizou as informações obtidas de amostras de solo coletadas *in loco* para serem comparadas com os resultados de testes simulados em uma centrífuga. Pham and Fredlund (2003) estudaram a aplicabilidade do método de programação dinâmica para análise bidimensional da estabilidade de taludes, encontrando a superfície de ruptura crítica que fornece o menor fator de segurança do talude. El-Ramly et al. (2006) utilizaram o deslizamento de Lodalen para realizar uma análise probabilística de estabilidade de taludes e concluíram que existia 70% de chance da ruptura acontecer. Adriano (2009) realizou uma análise tridimensional de estabilidade de taludes comparando os seus resultados com os obtidos através de uma análise bidimensional convencional.

A Tabela 5.1 apresenta os resultados obtidos por Sevaldson (1956), Gitirana Jr et al. (2007b). Os valores originais de fator de segurança obtidos por Sevaldson (1956) foram obtidos considerando o valor médio das três seções transversais e usando três diferentes métodos de análises. As análises desenvolvidas por Sevaldson (1956) usando o método de Bishop forneceram fatores de segurança próximos de 1 para as três seções transversais analisadas. Seções 1, 2 e 3 resultaram em fatores de segurança de 1,10, 1,00 e 1,19 respectivamente. A média ponderada do fator de segurança foi 1,05. A posição da superfície crítica teórica obtida convergiu com os dados obtidos em campo.

Os resultados apresentados por Gitirana Jr. et al. (2007b) foram obtidos utilizando o mesmo método de Kulhawy, aqui adotado. No entanto, foi utilizado o programa FlexPDE para a integração das tensões.

Tabela 5.1 - Fator de segurança obtido por Gitirana Jr. *et. al.* (2007b) e Sevaldson (1956).

Sevaldson (1956)	FS 2D	Gitirana Jr. et al. (2007b), FS 3D				
		$\mu = 0,1$	$\mu = 0,2$	$\mu = 0,3$	$\mu = 0,4$	$\mu = 0,49$
Método Suéco	1,010					
Método Ordinário	0,850	1,237	1,260	1,289	1,323	1,359
Bishop Simplificado	1,050					

Onde:

μ = coeficiente de Poisson.

5.2. ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DO ESCORREGAMENTO DE LODALEN

Serão apresentadas as análises tridimensionais do escorregamento de Lodalen utilizando uma rotina de busca da superfície de ruptura crítica na linguagem FORTRAN.

5.2.1. Parâmetros adotados

Os parâmetros adotados para a análise de tensões foram: Módulo de Young de 1500 kPa e coeficiente de Poisson variando de 0,0 a 0,49. Um valor arbitrário do Módulo de Young foi adotado porque este valor não afeta o fator de segurança para taludes homogêneos. Os parâmetros resistência ao cisalhamento e carregamento de massa do problema são os mesmos adotados por Sevaldson (1956): coesão efetiva de 10 kPa, ângulo de atrito efetivo de 27,1° e peso unitário de 19,1 kN/m³. Estes valores correspondem aos valores médios obtidos por meio de ensaios triaxiais do tipo CU.

Foram também adotados parâmetros de resistência ao cisalhamento que representam uma condição mais desfavorável e que correspondem à envoltória de menor resistência, determinada a partir dos dados apresentados por Sevaldson (1956). O valor do intercepto

coesivo para a envoltória de menor resistência é de 7,8 kPa e o correspondente ângulo de atrito efetivo é de 24,9°.

As Figuras 5.5 e 5.6 apresentam a geometria do problema e malha. A geometria do problema foi obtida usando as curvas de nível e os desenhos de perfis apresentados por Sevaldson (1956) e apresentadas nas Figuras 5.1 e 5.2. A superfície do terreno pode ser modelada de forma aproximada, tomando por base apenas a geometria da seção intermediária. Outra opção, mais rigorosa, é combinar todas as informações topográficas disponíveis e representar a superfície por uma malha de pontos de elevação. Foram adotadas as duas alternativas para fins de comparação.

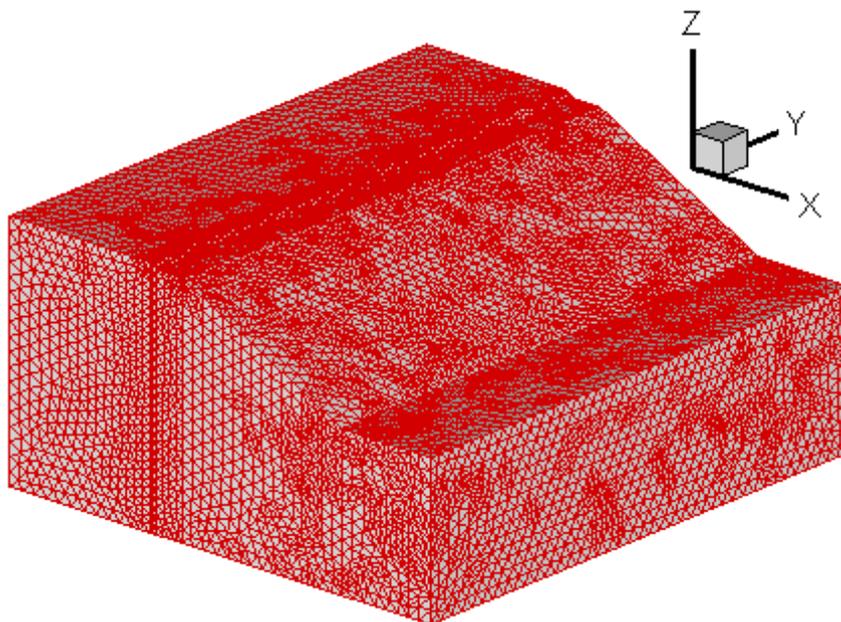


Figura 5.5 - Escorregamento Lodalen: geometria e malha correspondente à representação simplificada da superfície do terreno.

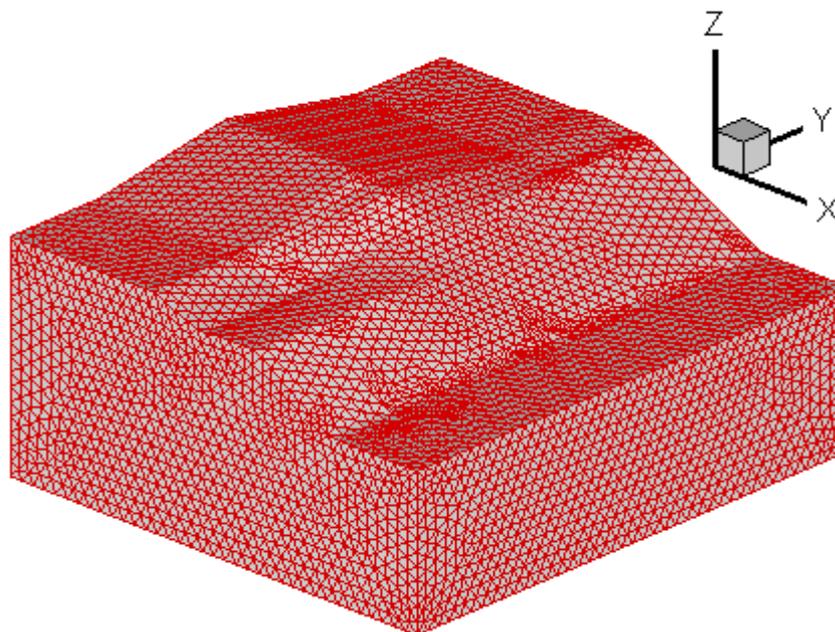


Figura 5.6 - Escorregamento Lodalen: geometria e malha correspondente à representação rigorosa da superfície do terreno.

5.2.2. Superfície e ruptura e condições de poro-pressão

As Figuras 5.7 e 5.8 apresentam as superfícies de ruptura críticas fornecidas pela busca realizada através da análise tridimensional dos terrenos simplificado e rigoroso, respectivamente, considerando-se os parâmetros inferiores de análise e coeficiente de Poisson 0,4. Quanto a influência do coeficiente de Poisson, foram observadas as mesmas tendências. Com os coeficientes de Poisson de 0,1 a 0,3 as superfícies de ruptura críticas encontradas possuem maior profundidade na direção z e uma menor dimensão na direção y , enquanto que com os coeficientes de Poisson 0,4 e 0,5 as superfícies encontradas foram mais rasas na direção z e com maior dimensão em y .

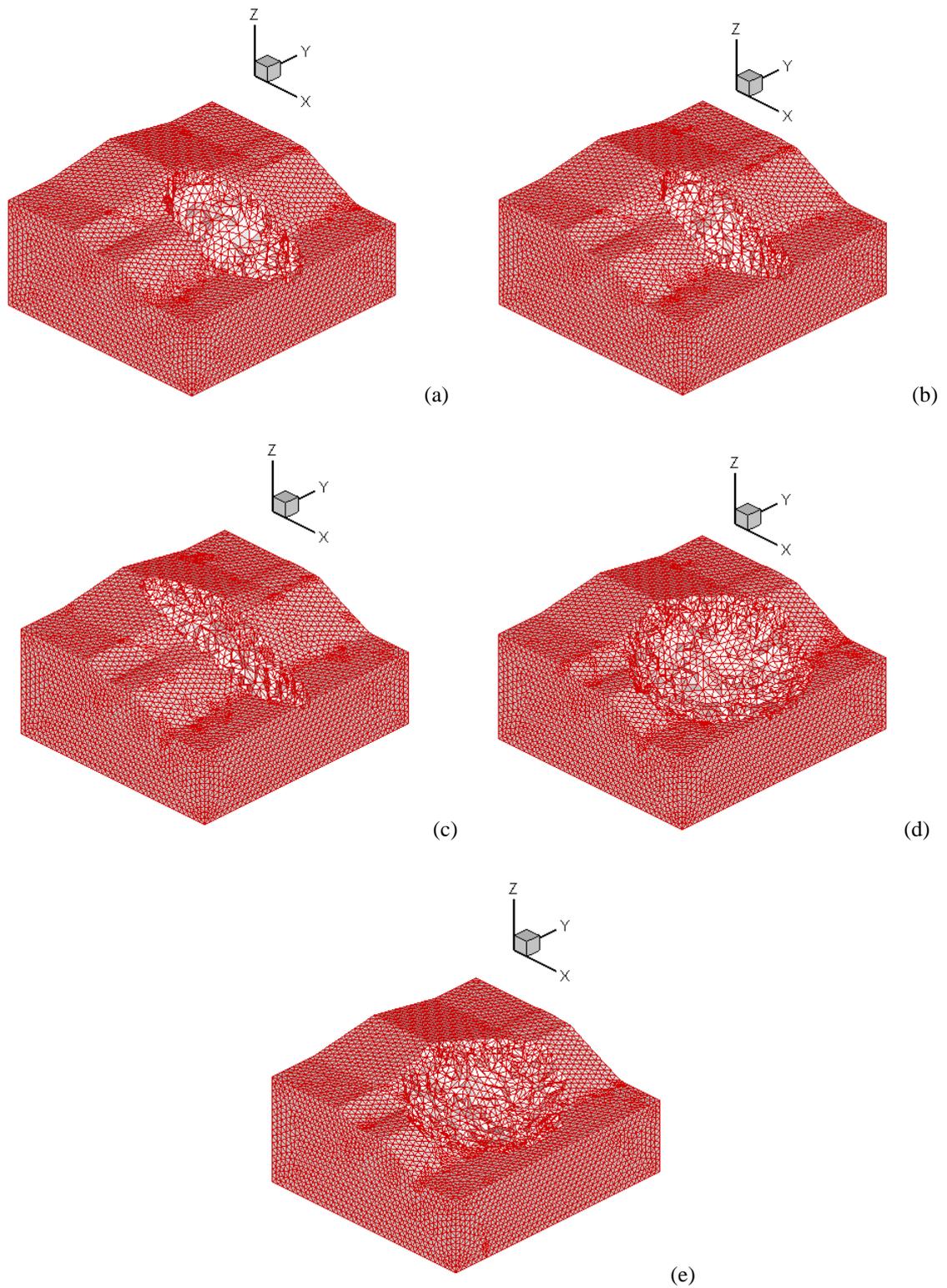


Figura 5.7 - Superfícies de ruptura críticas do terreno com geometria rigorosa – (a) $\mu = 0,1$, (b) $\mu = 0,2$, (c) $\mu = 0,3$, (d) $\mu = 0,4$ e (e) $\mu = 0,49$

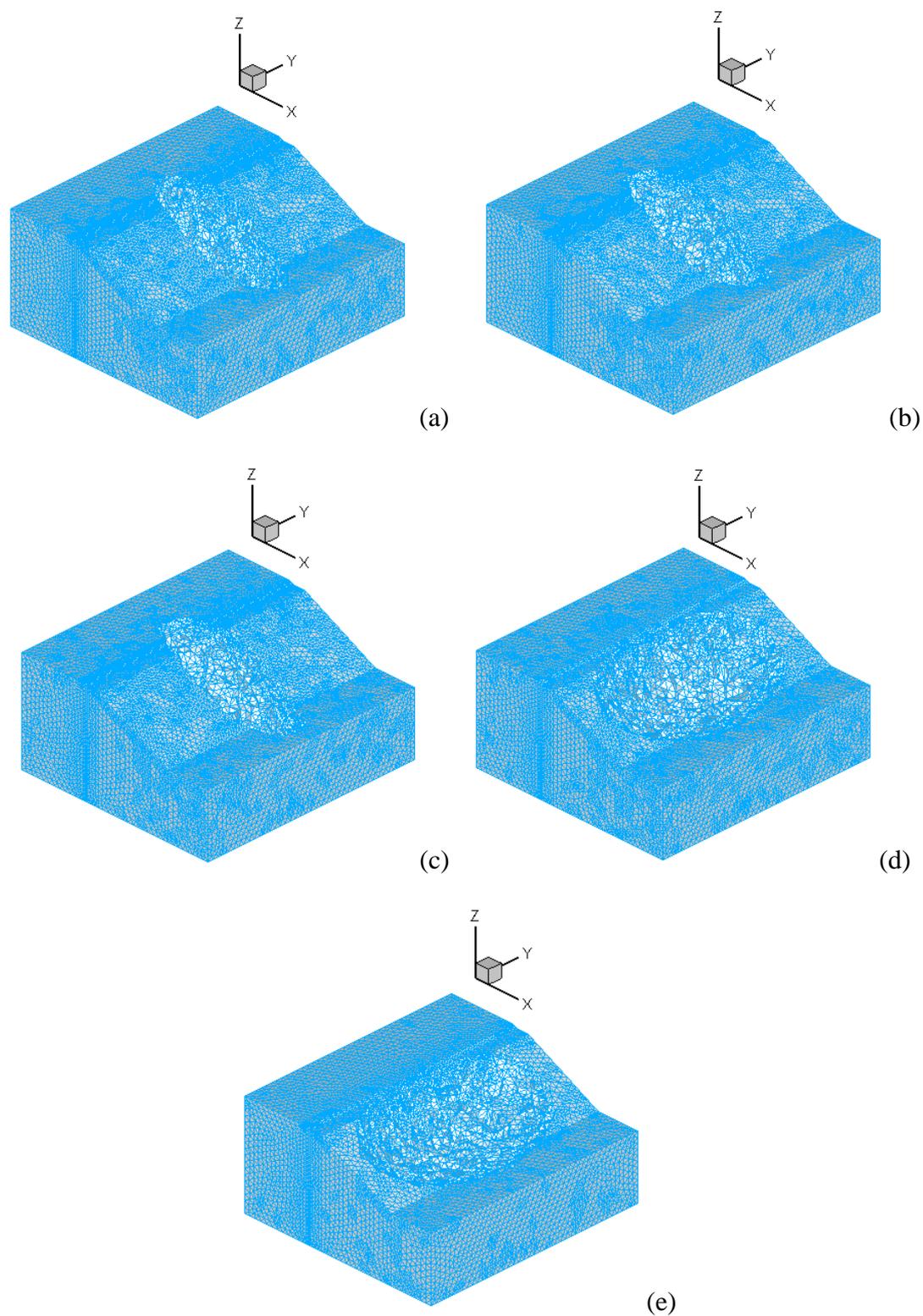


Figura 5.8 - Superfícies de ruptura críticas do terreno com geometria simplificada – (a) $\mu = 0,1$, (b) $\mu = 0,2$, (c) $\mu = 0,3$, (d) $\mu = 0,4$ e (e) $\mu = 0,49$.

As Figuras 5.9 a 5.12 mostram os cortes bidimensionais do talude com variação dos coeficientes de Poisson de 0,1 a 0,49. Pode-se observar que com os coeficientes de Poisson de

0,1 a 0,3 existe uma tendência na superfície de ruptura de ser mais profunda na direção do eixo z e com os coeficientes de Poisson 0,4 e 0,5 elas se tornam mais rasas na direção z . Nas Figuras 5.9 a 5.11 as posições das superfícies com Poisson 0,1 e 0,2 coincidem e na Figura 5.12 as posições das superfícies com Poisson 0,2 e 0,3 coincidem.

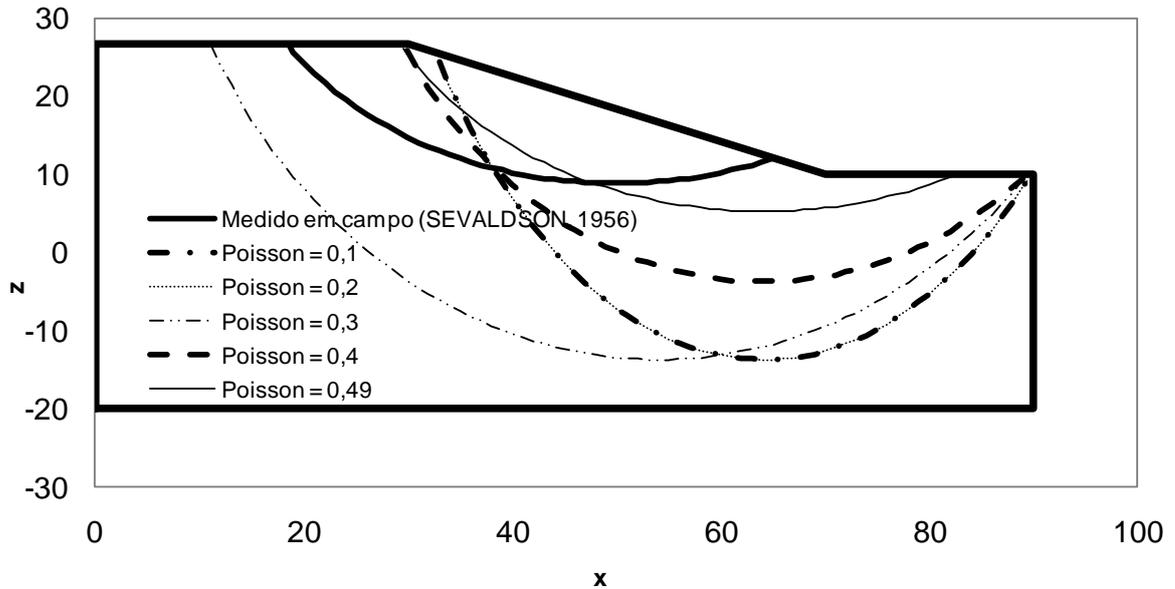


Figura 5.9 – Corte talude com geometria rigorosa e parâmetros originais em $y = 50$.

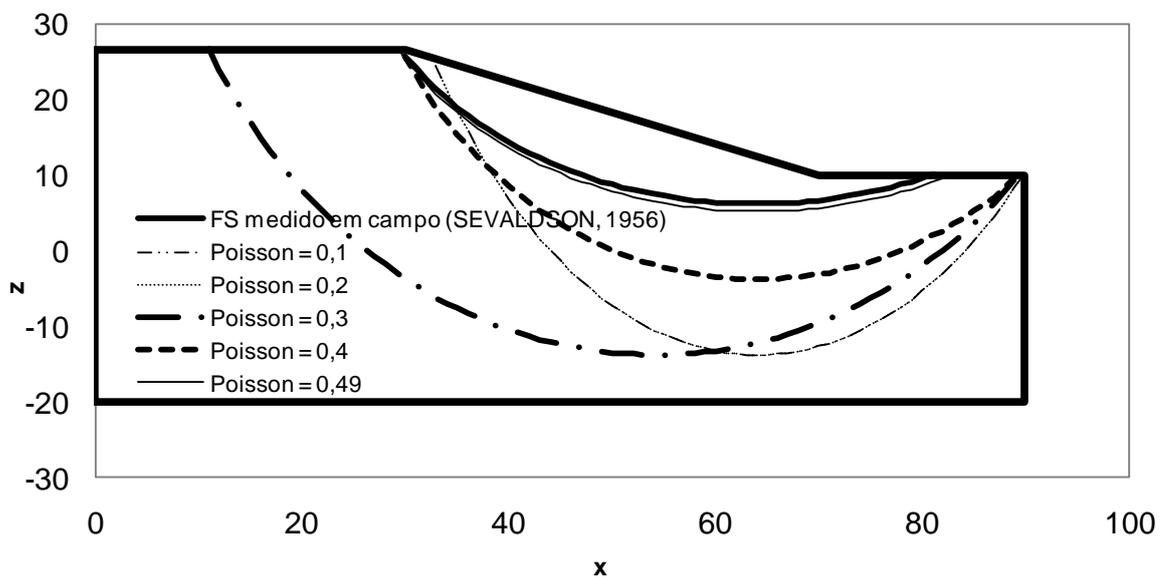
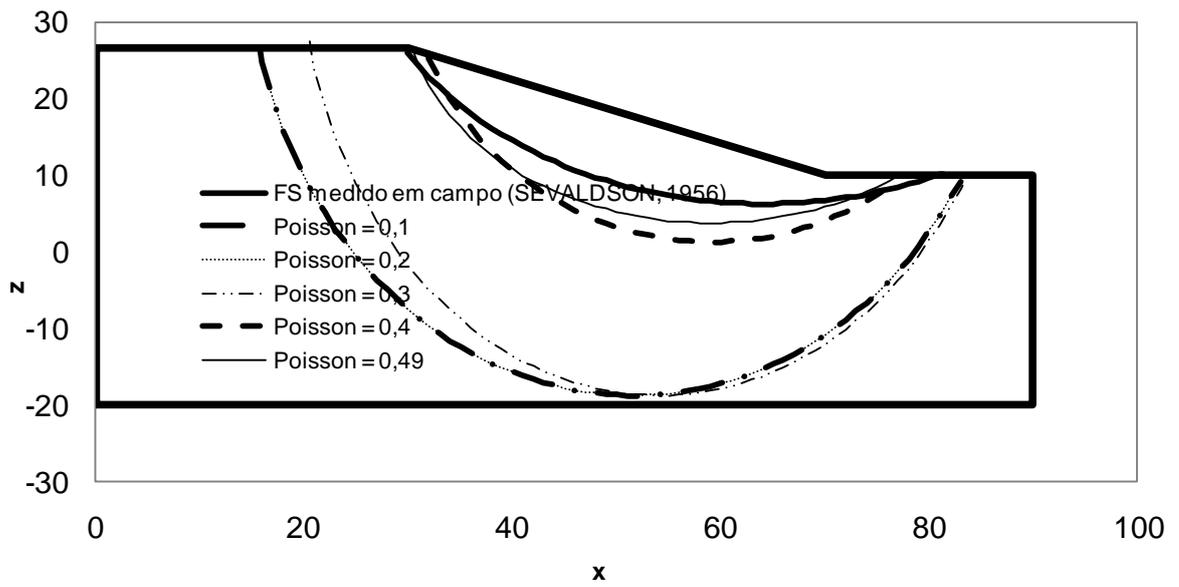
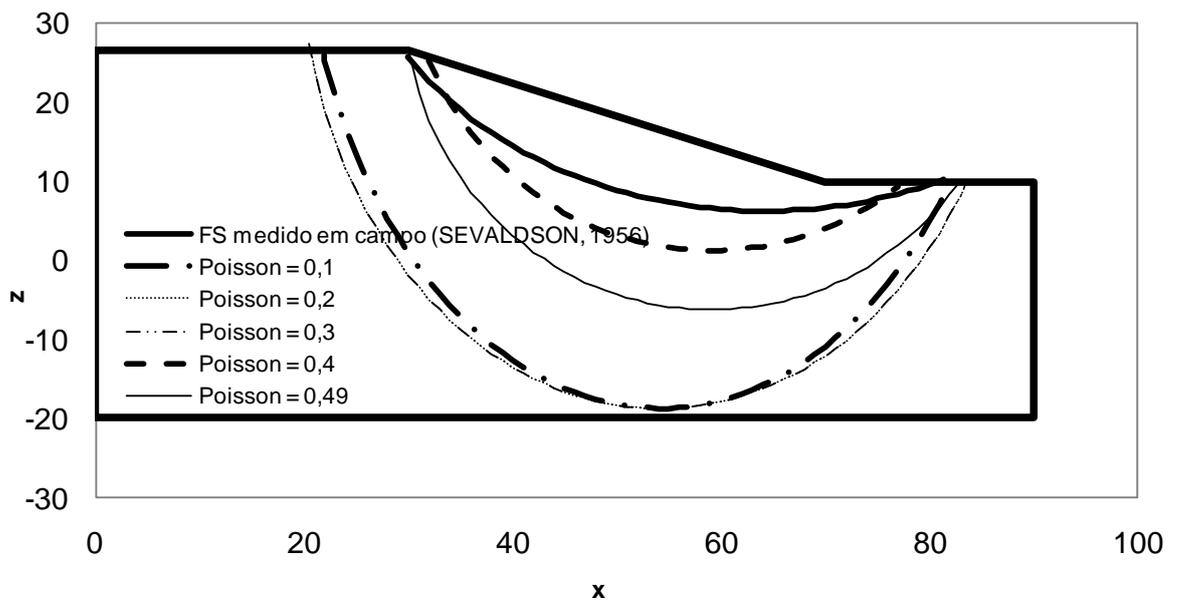


Figura 5.10 – Corte talude com geometria rigorosa e parâmetros inferiores em $y = 50$.

Figura 5.11 – Corte talude com geometria simplificada e parâmetros originais em $y = 50$.Figura 5.12 – Corte talude com geometria simplificada e parâmetros inferiores em $y = 50$.

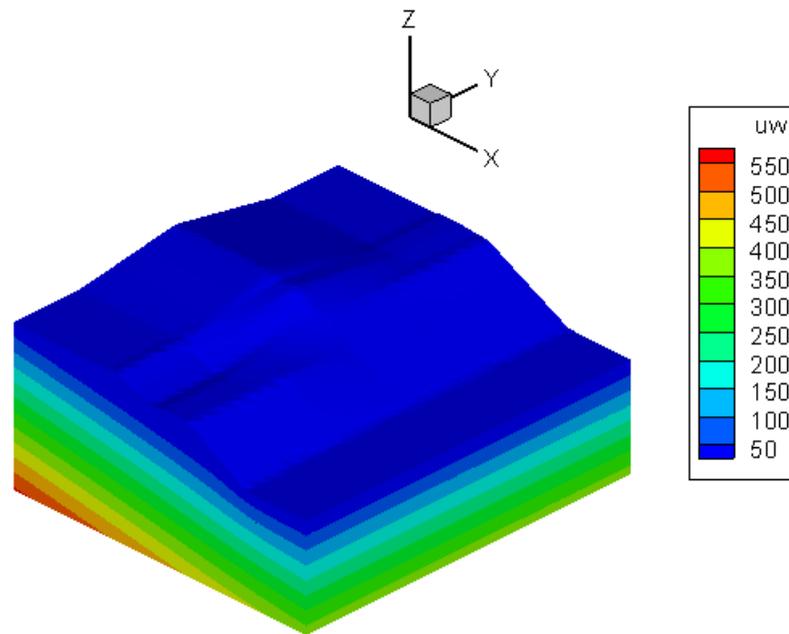


Figura 5.13 – Escorregamento Lodalen: distribuição de poro-pressão.

A Figura 5.13 apresenta a distribuição de poro-pressão de água obtidos com o modelo de terreno rigoroso que é semelhante à do modelo de terreno simplificado. Os dados foram gerados por meio de uma análise de regime permanente de percolação. Os valores reais usados nas análises foram multiplicados por um fator de 1,339 (EL-RAMLY *et al.*, 2006), de forma a se considerar as condições artesianas observadas em campo.

O efeito de poro-pressão negativa de água na resistência ao cisalhamento foi desconsiderada nas análises. Acredita-se que tal efeito é pequeno, uma vez que a zona não saturada é pequena e coincide com a região de material ressecado e trincado. A coesão foi desconsiderada nesta região trincada, que é definida pela elevação acima de 22,785 metros.

5.2.3. Resultados e discussão

São apresentados a seguir os resultados das análises realizadas utilizando o programa SAFE-3D com busca pela superfície de ruptura crítica. Foram realizadas várias análises, considerando-se parâmetros de resistência originais e modificados (menor resistência medida) e com a geometria do terreno simplificada e rigorosa, mantendo-se e eliminando-se as tensões inadmissíveis.

As Figuras 5.14 e 5.15 apresentam os fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais obtidos com o programa SAFE-3D utilizando os parâmetros de resistência originais. Com o

aumento do coeficiente de Poisson, o fator de segurança também aumenta. Uma exceção ocorre quando se trata do terreno com a geometria simplificada, onde se observa que com o aumento do coeficiente de Poisson de 0,3 para 0,4 ocorre uma queda no fator de segurança tridimensional com busca como mostram as Figuras 5.15 e 5.17. O coeficiente de Poisson mostra uma maior influência quando se elimina as tensões cisalhantes inadmissíveis.

Nas análises onde as tensões cisalhantes inadmissíveis são removidas e é liberada a busca pela superfície de ruptura crítica, foram verificadas soluções consideradas incorretas, com relação ao valor do fator de segurança como pode ser verificado nas Figuras 5.14 e 5.16. Algumas destas análises onde existem tensões negativas, principalmente com coeficientes de Poisson menores, podem ter sido excluídas e poderiam fornecer os fatores de segurança mínimos reais do talude. É necessário que estudos adicionais sejam realizados para que seja confirmada ou não a necessidade de se remover as tensões cisalhantes inadmissíveis.

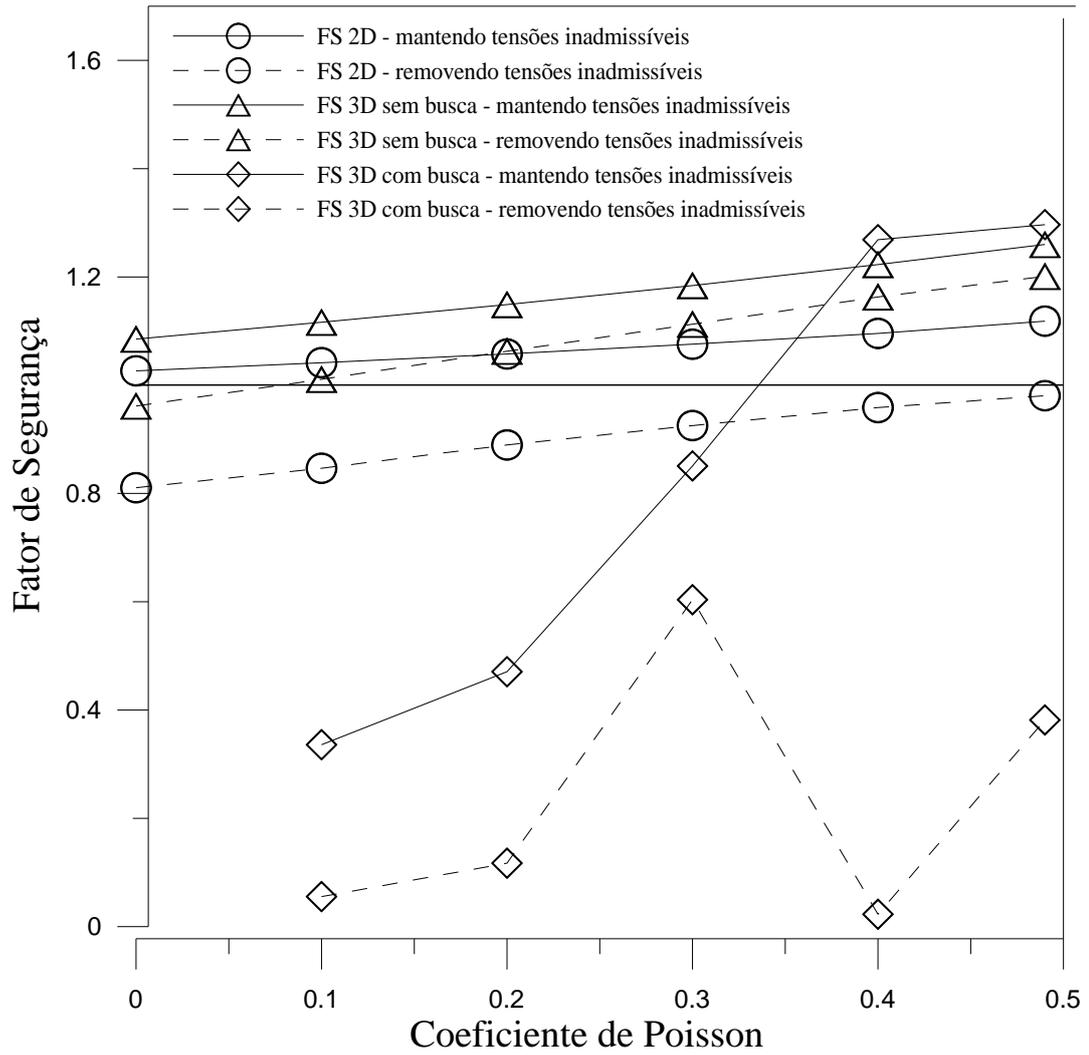


Figura 5.14 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno simplificado e parâmetros de resistência originais.

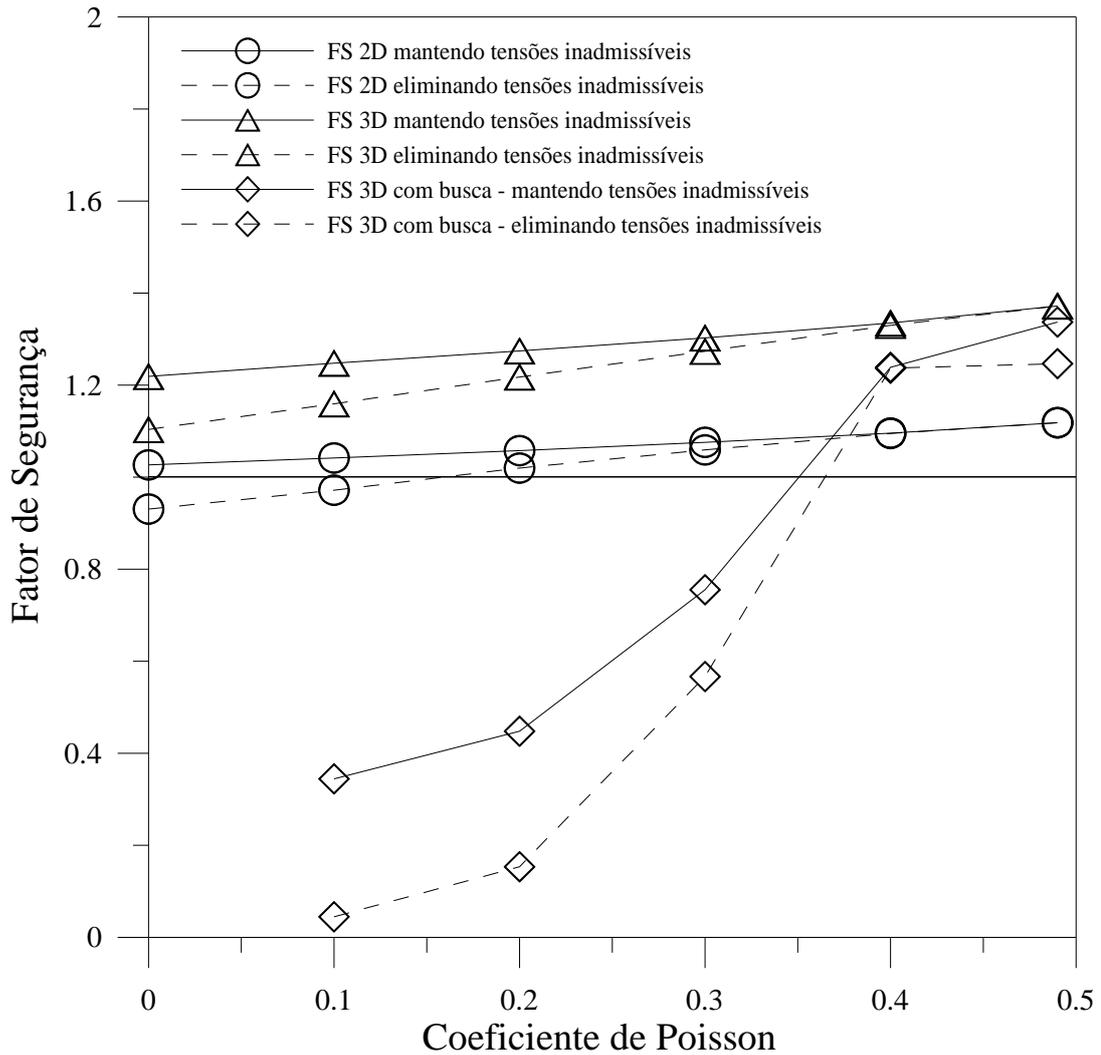


Figura 5.15 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno rigoroso e parâmetros de resistência originais.

As Figuras 5.16 e 5.17 apresentam os fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais obtidos com o programa SAFE-3D e utilizando parâmetros de resistência inferiores. Estes parâmetros correspondem à envoltória obtida por Selvadson (1956) que apresenta a menor resistência ao cisalhamento sendo uma hipótese mais desfavorável ao talude.

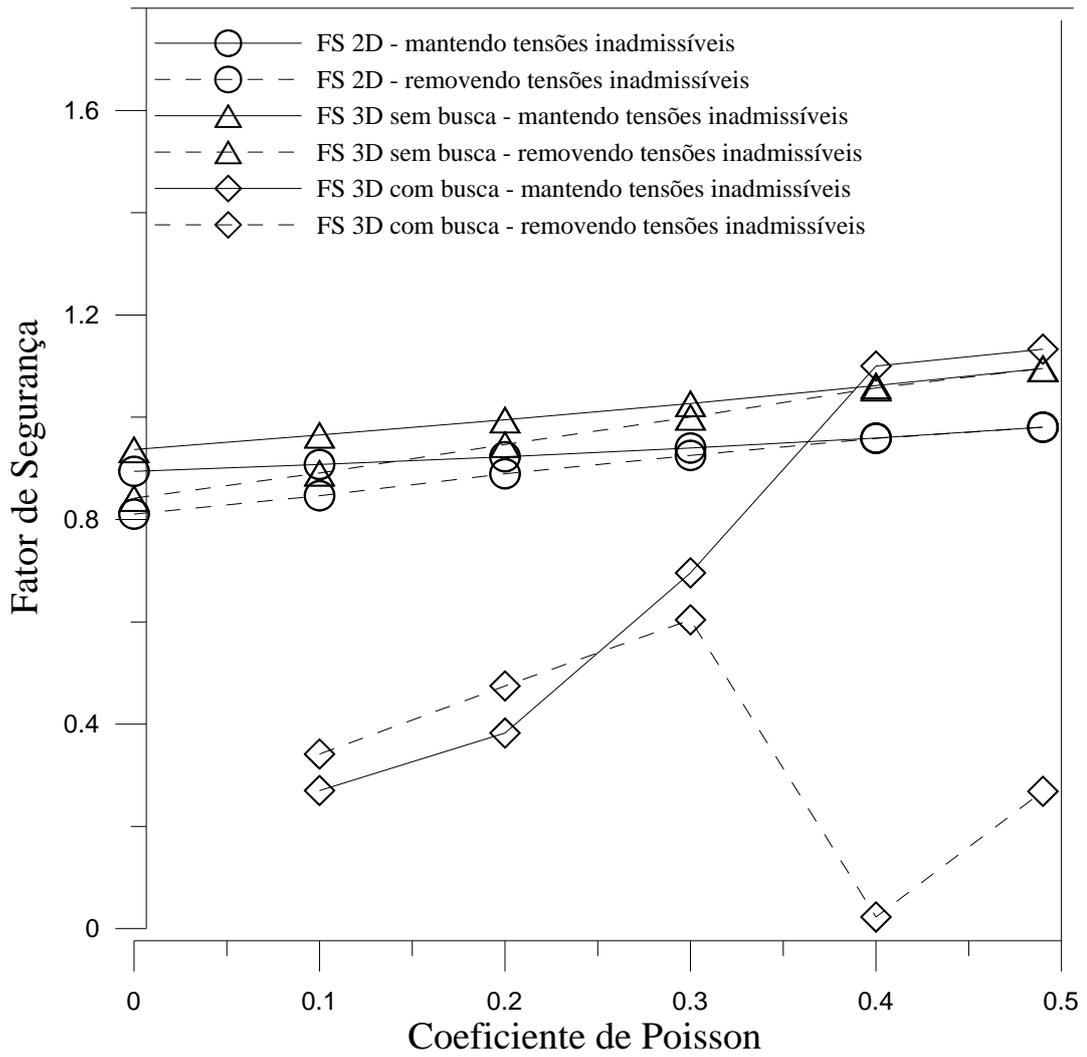


Figura 5.16 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno simplificado e parâmetros de resistência inferiores.

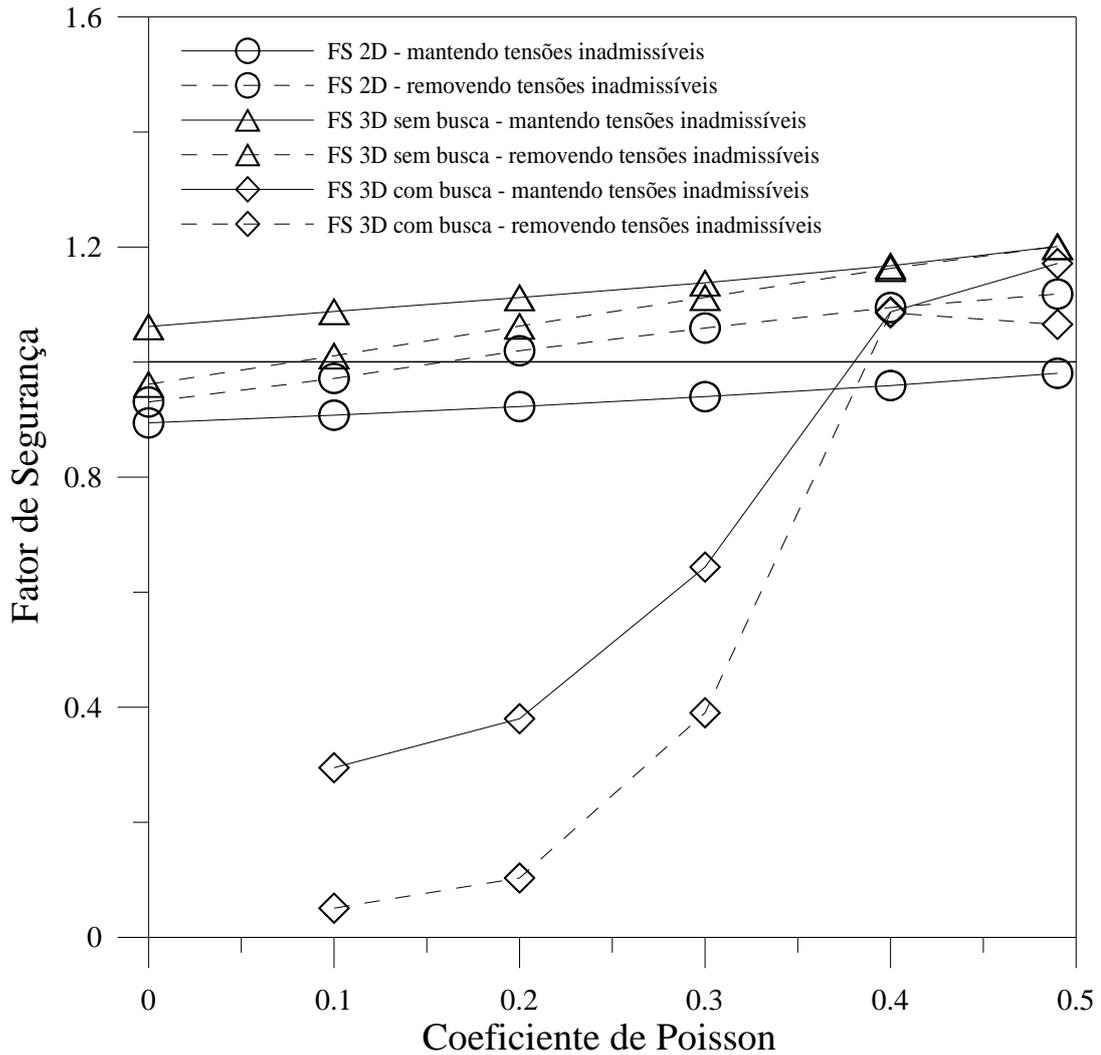


Figura 5.17 - Fatores de segurança bi e tridimensionais obtidos com o programa SLOPE3D: modelo de terreno rigoroso e parâmetros de resistência inferiores.

Nas análises sem busca realizadas por Adriano (2009), o fator de segurança tridimensional é sempre maior que o bidimensional, já nas análises tridimensionais com busca foram encontrados fatores de segurança tridimensionais menores que os bidimensionais, com valores de coeficiente de Poisson entre 0,1 e 0,3, em superfícies de ruptura localizadas.

A comparação dos resultados do caso Lodalen obtidos neste trabalho com os resultados apresentados na literatura mostra que os resultados foram satisfatórios, sendo semelhantes principalmente quando se considera os valores de coeficiente de Poisson próximos aos encontrados em campo.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÃO

Esta dissertação teve como objetivo principal realizar a busca da superfície de ruptura crítica que fornece o fator de segurança mínimo na análise da estabilidade de um talude. Foi também objetivo deste trabalho comparar os resultados obtidos com a metodologia implementada com os de uma análise tridimensional com uma superfície de ruptura com geometria específica e com os resultados obtidos através de análises bidimensionais.

Uma revisão da literatura sobre os métodos existentes para a análise da estabilidade de taludes mostrou que existem inúmeras propostas de análises de estabilidade bidimensionais. Análises tridimensionais foram encontradas em menor número, e muito poucos trabalhos envolvendo busca pela superfície de ruptura crítica, sendo verificada a necessidade de mais estudos e aplicação de outros métodos de análises tridimensionais de estabilidade de taludes.

Foi implementada uma rotina de busca na linguagem FORTRAN que procura a superfície de ruptura crítica em um conjunto finito de soluções possíveis. Para a análise foi adotado o elipsóide como forma básica da superfície de ruptura. As variáveis de projeto são as coordenadas do centro do elipsoide e as dimensões dos semi-eixos nas três direções. Esta busca implementada consiste em análises sucessivas de cálculo do fator de segurança através do programa SAFE-3D, variando-se a posição e as dimensões do elipsóide para a determinação do menor fator de segurança do talude. O programa SAFE-3D utiliza tensões vindas de uma análise elástica de tensões realizada pelo programa FlexPDE, o qual utiliza o método dos elementos finitos e fornece as tensões normais e cisalhantes atuantes no talude necessárias para o cálculo do fator de segurança.

6.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES

A metodologia implementada teve êxito na busca pela superfície de ruptura crítica, conseguindo coerência nos resultados encontrados. Nas análises tridimensionais realizadas com o algoritmo implementado para busca da superfície de ruptura crítica, o coeficiente de

Poisson se mostrou muito influente nos resultados dos fatores de segurança, de forma semelhante ao que ocorre nas análises com superfície de ruptura fixa realizadas por Adriano (2009). Foram verificadas grandes diferenças de valores de fator de segurança com a variação do coeficiente de Poisson e essas diferenças são maiores quando se eliminam as tensões cisalhantes inadmissíveis. Com o coeficiente de Poisson maior, as tensões de desvio são menores e os fatores de segurança encontrados são maiores.

A comparação dos resultados obtidos nas análises tridimensionais de exemplos clássicos com a metodologia de busca implementada com os resultados obtidos na literatura foi satisfatória. Os resultados foram semelhantes aos encontrados na literatura, e aos obtidos por Adriano (2009) para superfície de ruptura fixa, principalmente com os valores de coeficiente de Poisson próximos aos encontrados em campo.

Foram analisados dois exemplos de taludes. O primeiro foi um talude simétrico onde foram variados os parâmetros de resistência do solo e o ângulo da face do talude. O segundo foi o caso histórico do escorregamento de Lodalen ocorrido em Oslo East em 1954. A seguir vão ser descritas as conclusões específicas de cada exemplo estudado.

6.1.1. Análise paramétrica para o talude simétrico

Na análise paramétrica da variação do ângulo da face do talude com a metodologia de busca implementada observou-se que, alternando-se a geometria de convexa para côncava, há um aumento no valor do fator de segurança. Este resultado era esperado pelo efeito de arco, amplamente discutido na literatura. No caso do talude convexo não existe este efeito de arco, e as variações do valor do fator de segurança não são previsíveis. Foi verificado também que o menor fator de segurança está localizado no talude plano.

Nas análises do talude simétrico observou-se que o fator de segurança tridimensional é sempre superior ao bidimensional.

No talude simétrico com geometria plana analisado no capítulo 4, as condições de fronteira nos limites de montante e jusante do problema, juntamente com a condição de fronteira de revisão na face do talude produziram uma distribuição de poro-pressões indicando uma linha freática que desce até encontrar a face do talude em determinada altura. As tensões verticais em qualquer ponto do domínio são função da profundidade do ponto e do peso específico do

material e as tensões horizontais são função da tensão vertical e do coeficiente de Poisson. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona confinada lateralmente do domínio. Ao longo da face do talude, a tensão horizontal σ_y é menor que a tensão horizontal σ_x , pois existe um desconfinamento ao longo da face do talude. A distribuição de tensões cisalhantes indica que existe cisalhamento apenas no plano XY, dada a geometria e as condições de fronteira do problema. Pode-se observar que a distribuição de tensões cisalhantes é influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio. Mais uma vez, ressalta-se a importância de se ter limites do domínio distantes da zona analisada.

No caso do talude côncavo, a poro-pressão é maior próxima do canto do talude, uma vez que se tem naquela zona uma confluência de vetores de fluxo de água. As tensões verticais em qualquer ponto do domínio são função da profundidade do ponto e do peso específico do material. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona confinada lateralmente do domínio e também ao longo da face do talude. A distribuição de tensões cisalhantes indicou que existe cisalhamento na face do talude, sendo maiores no plano XY, provavelmente por ser influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio.

O comportamento da poro-pressão no talude convexo é semelhante ao do talude côncavo, sendo esta maior próxima ao canto do talude. As tensões verticais são maiores próximas do canto do talude por influência de sua geometria, por ser função da profundidade do ponto e do peso específico do material. As tensões horizontais nas duas direções são semelhantes na zona do domínio confinada lateralmente e também ao longo da face do talude. A distribuição de tensões cisalhantes indicou que existe cisalhamento na face do talude, sendo maiores no plano XY, também por ser influenciada pela restrição de movimento horizontal imposta ao limite inferior do domínio.

Na análise do fator de segurança local com coeficiente de Poisson 0,33, observou-se que, com uma coesão menor, surgem zonas de plastificação na superfície do talude, o que não ocorre com a coesão maior. Nos taludes plano, côncavo e convexo foi verificado que, com o aumento da coesão, a zona de plastificação na base do talude desaparece.

No talude plano, a busca pela superfície de ruptura crítica mostrou a tendência buscar a superfície de maior dimensão possível no eixo x .

Na análise tridimensional dos cortes realizados no talude simétrico, observou-se uma tendência da superfície de ruptura se aprofundar na direção z , enquanto na análise bidimensional a superfície mostra-se mais rasa. Para coeficiente de Poisson 0,33, observou-se que quanto maior a coesão, maiores são as dimensões da superfície de ruptura. Com o aumento do coeficiente de Poisson a superfície de ruptura diminui sua profundidade se tornando mais rasa na direção z .

Quando foram comparados os fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais com busca com os números de estabilidade de Janbu (1954), observou-se que existe uma maior estabilidade nos fatores de segurança do talude côncavo quando se variam os parâmetros de resistência. Também se verificou que existe uma menor diferença entre os fatores de segurança quando se mantêm as tensões cisalhantes inadmissíveis. Quando estas tensões são eliminadas existe uma maior proximidade entre os fatores de segurança. Tal resultado também foi observado por Adriano (2009) para análise de estabilidade com superfície de ruptura fixa.

Foi realizada uma comparação percentual em relação aos fatores de segurança bidimensionais e tridimensionais do talude simétrico quando as tensões cisalhantes inadmissíveis foram mantidas e retiradas. Nos dois casos, a situação tridimensional que mais se aproximou da bidimensional foi a do talude plano e a que mais se afastou foi a do talude côncavo.

6.1.2. Escorregamento de Lodalen

A comparação dos resultados do caso Lodalen obtidos neste trabalho com os resultados apresentados na literatura mostra que os resultados foram satisfatórios, sendo semelhantes principalmente quando se considera os valores de coeficiente de Poisson próximos aos encontrados em campo.

As análises realizadas por Adriano (2009), o fator de segurança tridimensional é sempre maior que o bidimensional. Já nas análises tridimensionais com busca realizadas neste trabalho foram encontrados fatores de segurança tridimensionais menores que os bidimensionais, com valores de coeficiente de Poisson entre 0,1 e 0,3, em superfícies de ruptura localizadas.

Nas análises onde as tensões cisalhantes inadmissíveis são removidas, a busca pela superfície de ruptura crítica conduz a soluções consideradas incorretas com relação ao valor do fator de

segurança. Observa-se que algumas destas análises onde existem tensões negativas, principalmente com coeficientes de Poisson menores, podem ter sido excluídas e poderiam fornecer os fatores de segurança mínimos reais do talude. É necessário que estudos adicionais sejam realizados para que seja confirmada ou não a necessidade de se remover as tensões cisalhantes inadmissíveis.

Nos cortes bidimensionais com variação dos coeficientes de Poisson de 0,1 a 0,49 foi verificado que com os coeficientes de Poisson de 0,1 a 0,3 existe uma tendência na superfície de ruptura de ser mais profunda na direção do eixo z e com os coeficientes de Poisson 0,4 e 0,5 elas se tornam mais rasas na direção z .

6.1.3. Método de busca da superfície crítica

A função objetivo utilizada na busca pela superfície de ruptura crítica possui vários mínimos locais. Os resultados mostram que, dado o comportamento da função FS, a seleção de métodos de programação matemática adequados é complexa e merece estudos mais aprofundados.

6.2. SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

O trabalho desenvolvido não é exaustivo. Foram identificadas várias questões que requerem maiores estudos e várias oportunidades de pesquisa. Apresentam-se, portanto, as seguintes sugestões para pesquisas futuras:

A divergência de resultados obtidos quando se consideram ou não as tensões cisalhantes inadmissíveis aponta para a importância de se chegar a um consenso este assunto.

Em relação ao espectro de aplicação da metodologia implementada, sugere-se a implementação de superfícies compostas que permitam modelagens de taludes onde a superfície de ruptura atinja um leito rochoso. Sugere-se também a modelagem plástica das tensões.

Em relação ao problema de otimização, é necessário uma maior investigação em relação às restrições da geometria da superfície de ruptura para que não se elimine nenhuma situação

que forneceria o real fator de segurança mínimo do talude e também que não se analise superfícies que não tenham significado físico.

O tempo computacional gasto na solução dos problemas analisados neste trabalho sugere que a implementação de métodos de programação matemática para a busca da superfície de ruptura crítica deve ser investigada. O estudo do comportamento da função fator de segurança, no entanto, mostra que esses métodos encontrarão dificuldades pela presença de múltiplos mínimos locais. Uma alternativa viável seria executar uma busca heurística não refinada nos moldes da implementada neste trabalho a fim de localizar a região do espaço das soluções na qual se encontra a solução do problema e depois partir para uma análise via métodos de programação matemática ou mesmo para uma análise mais refinada da busca heurística apenas em torno da região de interesse.

Em relação à validação da metodologia implementada e à sua aplicação a casos práticos, sugere-se sua aplicação à análise de outros casos históricos.

Por fim, sugere-se a melhoria da interface do programa computacional, tornando-a mais amigável ao usuário.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADRIANO, P.R.R.. **Análise tri-dimensional de estabilidade de taludes utilizando o método aperfeiçoado**. 2009. 153 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia), Universidade Federal de Goiás, Goiânia, Goiás, 2009.

ARELANO, D.; STARK, T. D. **Importance of three-dimensional slope stability analyses in practice**, *In: Slope Stability 2000*.

BROMHEAD, E. N.; IBSEN M. L., PAPANASTASSIOU, X. ZEMICHAEL A. A. Three-dimensional stability analysis of a coastal landslide at Hanover Point, Isle of Wight Quarterly. **Journal of Engineering Geology and Hydrogeology**, v. 35, p. 79–88, 2002.

CAVOUNIDIS, S. On the ratio of factors of safety in slope stability analyses. **Geotechnique** v. 37, n. 2, p. 207-210, 1987.

CHEN, Z.Y.; SHAO, C. M. Evaluation of minimum factor of safety in slope stability analysis. **Canadian Geotechnique Journal**, v. 25, p. 735-748, 1988.

CHANG, M. A 3D slope stability analysis method assuming parallel lines of intersection and differential straining of block contacts. **Canadian Geotechnical Journal** v. 39, p. 799-811, 2002.

CHEN, J.; YIN, J.; LEE, C. Upper bound limit analysis of slope stability using rigid finite elements and nonlinear programming. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 40, p. 742–752, 2003.

CHEN, Z.; MI, H.; ZHANG, F.; WANG, X. A simplified method for 3D slope stability analysis. **Canadian Geotechnical Journal** v. 40, p. 675–683, 2003.

CHEN, J.; YIN, J.; LEE, C. A three-dimensional upper-bound approach to slope stability analysis based on RFEM. **Geotechnique**, v. 55, n. 7, p. 549–556, 2005.

CHEN, R. H.; CHAMEAU, L. Three-dimensional limit equilibrium analysis of slopes. **Geotechnique**, v. 32, n. 1, p. 3140, 1982.

CHEN, Z.; WANG, J.; WANG, Y.; YIN, J.; HABERFIELD, C. A three-dimensional slope stability analysis method using the upper bound theorem Part I: theory and methods. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, v. 38, p. 369–378, 2001.

CHEN, Z.; SHAO, C. Evaluation of minimum factor of safety in slope stability analysis. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 25, p. 735-748, 1988.

CHENG, Y. M. Location of critical failure surface and some further studies on slope stability analysis. **Computers and Geotechnics**, v. 30, p. 255–267, 2003.

CHENG, Y. M.; LIU, H. T.; WEI, W. B. Location of critical three-dimensional non-spherical failure surface by NURBS functions and ellipsoid with applications to highway slopes. **Computers and Geotechnics**, v. 32, p. 387–399, 2005.

CHOU, P. C.; PAGANO, N. J. Elasticity. **Dover Publications**, New York, USA, 290 f., 1992.

DRUCKER, D. C.; EDELMAN, F., Some extensions of elementary plasticity theory. **Journal of the Franklin Institute**, v. 251, n. 6, p. 581-605, 1951.

EL-RAMLY, H. MORGENTERN, N. R.; CRUDEN, D. M. Lodalen slide: a probabilistic assessment. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 43, p. 956-968, 2006.

FARFÁN, A. D., **Aplicação da análise limite a problemas geotécnicos modelados como meios contínuos convencionais e meios de Cosserat**. 2000. 170 f. Tese (Doutorado em Mecânica das Rochas), Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2000.

FARIA, P. O. **Análise limite de problemas geotécnicos**. 1992. 143 f. Tese (Doutorado em Geotecnia), Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 1992.

FARZANEH, O.; ASKARI, F. Three-Dimensional Analysis of Nonhomogeneous Slopes. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 129, n. 2, 2003.

FREDLUND, D. G.; KRAHN, J. Comparison of slope stability methods of analysis. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 14, p. 429-439, 1977.

FREDLUND, D. G.; HAHRDJO, H. Soil mechanics for unsaturated soils. *In*: Wiley-Interscience. 2003.

GENS, A.; HUTCHINSON, J. N. Three-dimensional analysis of slides in cohesive soils. **Geotechnique** v. 38, n. 1, p. 1-23, 1988.

GITIRANA, J. G. F. N. **Weather-related geo-hazard assessment Model for railway embankment stability**. 2005. 411 f. Tese (Doutorado em Geotecnia), University of Saskatchewan - Department of Civil and Geological Engineering, Saskatoon, Saskatchewan, Canada 2005.

GITIRANA J. G. F. N.; SANTOS, M. A. A.; FREDLUND, M. D. **Three-dimensional slope stability model using finite element stress analysis**. v. 8 p. 2007b.

GVOZDE, A. A. **The determination of the value of the collapse load for statically indeterminate systems undergoing plastic formulation**. Proceedings of the Conference on Plastic Deformations. Moscow: Akademiia Nauk , 1938, p. 19-33.

HILL, R.; GREEN, A. P. Calculations on the influence of friction and die geometry in sheet drawing. **Article Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v.1, n. 1, 1952.

HONG, Z.; CHUANGBING, Z. Global analysis on slope stability and its engineering Application. **Science in China Series E: Technological Sciences**, v. 52, n. 2, p. 507-512, 2009.

HUANG, C.; TSAI, C. New method for 3D and asymmetrical slope stability analysis. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 126, n. 10, 2000.

HUANG, C.; TSAI, C.; CHEN, Y. Generalized Method for Three-Dimensional Slope Stability Analysis. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 128, n. 10, 2002.

HUNGR, O. An extension of Bishop's simplified method of slope stability analysis to three dimensions. **Geotechnique**, v. 37, n. 1, p. 113-117, 1987.

HUNGR, O.; BYRNE, P. M. Evaluation of a three-dimensional method of slope stability analysis. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 26, p. 679-686, 1989.

JANBU, N. Stability analysis of slopes with dimensionless parameters. **Harvard Soil Mechanics Series**, v. 46, p. 811, 1954.

LAM, L.; FREDLUND, D. G. A general limit equilibrium model for three-dimensional slope stability analysis. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 30, p. 905-919, 1993.

LAWRENCE, J. R. Isotopic spikes from tropical cyclones in surface waters: Opportunities in hydrology and paleoclimatology. **Chemical Geology**, v. 144, n. 1-2, p. 153-160, 1998.

MICHALOWSKI, R. L. Three-dimensional analysis of locally loaded slopes. **Geotechnique**, v. 39, n. 1, p. 27-38, 1989.

PACHÁS, M. A. C., **Análise limite com otimizador de grande escala e análise de confiabilidade**. 2009. 188 f. Tese (Doutorado em geotecnia), Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2009.

PHAM, H. T. V. **Slope stability analysis using dynamic programming method combined with a finite element stress analysis**. 2002. 200 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia), University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada 2002.

PHAM, H. T. V.; FREDLUND, D. G. The application of dynamic programming to slope stability analysis. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 40, p. 830-847, 2003.

SEVALDSON, R. A. (1956). The slide in Lodalen, October 6th, 1954. **Geotechnique**, **6**, 167-182.

CHEN, R. H.; CHAMEAU, L. Three-dimensional limit equilibrium analysis of slopes. **Geotechnique**, v. 32, n. 1, p. 3140, 1982.

SANTOS, M. A. A. **Influência das condições tridimensionais de tensão e fluxo na estabilidade de um talude em solo não saturado**. 2007. 204 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia). Universidade de Brasília, Brasília, Distrito Federal. 2007.

SEVALDSON, R. A. The slide in Lodalen, October 6th, 1954. **Geotechnique**, v. 6, p. 167-182, 1956.

STARK, T. D.; EID, H. T. Performance of three-dimensional slope stability methods in practice. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 124, n. 11, 1998.

STIANSON, J. R. **A Three - Dimensional Slope Stability Method Based on Finite Element Stress Analysis and Dynamic Programming**. 2008. 226 f. Tese (Doutorado em Geotecnia), University of Alberta - Department of Civil & Environmental Engineering Edmonton, Alberta 2008.

WRIGHT, S. G., KULHAWY, F. H., DUNCAN, J. M. Accuracy of Equilibrium Slope Stability Analysis. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division**, v. 99, n. 10, p. 783-791. 1973.

ZHENG, H. Eigenvalue Problem from the Stability Analysis of Slopes. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 135, n. 5, 2009.