



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
CURSO DE MESTRADO EM GEOTECNIA E TRANSPORTES

**AVALIAÇÃO DA APLICAÇÃO DE MODELO
SIMPLIFICADO PARA PREVISÃO DE CURVA DE
RETENÇÃO DE UMIDADE DE SOLOS EM ANÁLISES DE
ESTABILIDADE DE TALUDES**

JULIANA BORGES DE SENNA VALLE

Belo Horizonte, 14 de Junho de 2013

Juliana Borges de Senna Valle

**AVALIAÇÃO DA APLICAÇÃO DE MODELO
SIMPLIFICADO PARA PREVISÃO DE CURVA DE
RETENÇÃO DE UMIDADE DOS SOLOS EM ANÁLISES
DE ESTABILIDADE DE TALUDES**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Geotecnia e Transportes, da Universidade Federal de Minas, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Geotecnia e Transportes.

Área de concentração: Geotecnia

Orientador (a): Prof^a Dr^a Maria Giovana Parizzi

Coorientador (a): Prof^o Dr^o Lúcio Flávio de Souza Villar

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2013

V181a Valle, Juliana Borges de Senna
Avaliação da aplicação de modelo simplificado para previsão de curva de retenção de umidade dos solos em análises de estabilidade de taludes [manuscrito] / Juliana Borges de Senna Valle. — 2013.
xix, 223 f. , enc. : il.

Orientadora: Maria Giovana Parizzi.
Coorientador: Lúcio Flávio de Souza Villar.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 217-223.
Bibliografia: f. 211-216.

1. Mecânica do solo – Teses. 2. Taludes (Mecânica do solo) – Teses. 3. Cisalhamento dos solos – Teses. I. Parizzi, Maria Giovana. II. Villar, Lúcio Flávio de Souza. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 624.13 (043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM GEOTECNIA E TRANSPORTES



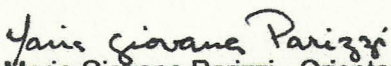
FOLHA DE APROVAÇÃO

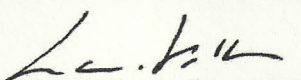
AVALIAÇÃO DA APLICAÇÃO DE MODELO SIMPLIFICADO PARA PREVISÃO DE CURVA DE RETENÇÃO DE UMIDADE DE SOLOS EM ANÁLISES DE ESTABILIDADE DE TALUDES

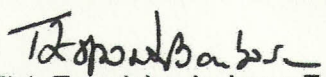
JULIANA BORGES DE SENNA VALLE

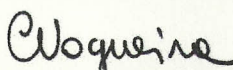
Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em GEOTECNIA E TRANSPORTES, como requisito para obtenção do grau de Mestre em GEOTECNIA E TRANSPORTES, área de concentração GEOTECNIA.

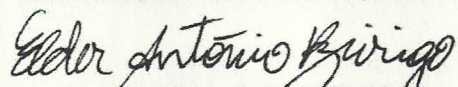
Aprovada em 14 de junho de 2013, pela banca constituída pelos membros:


Prof(a). Maria Giovana Parizzi - Orientador
Universidade Federal de Minas Gerais


Prof(a). Lúcio Flávio de Souza Villar
Universidade Federal de Minas Gerais


Prof(a). Terezinha de Jesus Espósito Barbosa
UFMG


Prof(a). Christianne de Lyra Nogueira
Universidade Federal de Ouro Preto


Prof(a). Elder Antônio Beirigo
Geostável Consultoria e projetos LTDA

Belo Horizonte, 14 de junho de 2013.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais,
o amor incondicional.

AGRADECIMENTOS

Agradeço imensamente a DEUS por ter me dado coragem e persistência em todos os momentos dessa trajetória e ter me sustentado por tantas vezes nas demandas da vida. Pois quando se diz que “DEUS não escolhe os capacitados, mas capacita os escolhidos” me sinto realizada profundamente.

Agradeço minha família, o meu grande arrimo da minha vida, por te dispensados esforços e sacrifícios na minha educação profissional. Por serem grandes incentivadores e reconhecerem os meus esforços para alcançar o sucesso. Que DEUS nos abençoe sempre.

Agradeço meus orientadores, Prof^ª Giovana Parizzi e Prof^º Lúcio Villar, por tamanha paciência e compreensão pelas minhas dificuldades inerentes ao desenvolvimento deste trabalho. Obrigado pela confiança depositada em mim.

Agradeço a todos os professores da área de geotecnia da UFMG, na qual tive contato que pude usufruir de grandes experiências profissionais, pois irei levar todos esses conhecimentos para minha vida. Tenho certeza que aprendi muito com todos.

Agradeço aos professores que fizeram parte da minha banca, com certeza todos contribuíram bastantes com ideias inovadoras para o meu trabalho.

Agradeço a secretaria do curso de geotecnia, especialmente a Kátia, por ser atenciosa nos momentos necessários.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	ix
LISTA DE SIGLAS	xiv
LISTA DE SÍMBOLOS	xv
RESUMO	xviii
ABSTRACT	xix
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo da pesquisa.....	2
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1 Aspectos gerais do comportamento dos solos não saturados	4
2.1.1 Fases constituintes de um solo não saturado	7
2.1.2 Sucção.....	8
2.2 Curva de retenção de umidade	10
2.2.1 Representação matemática da curva de retenção de umidade do solo	17
2.3 Condutividade hidráulica em solos não saturados.....	21
2.4 Modelos de previsão de curva de retenção de umidade do solo.....	27
2.4.1 Aubertin et al. (2003).....	28
2.4.2 Arya e Paris (1981).....	36
2.4.3 Fredlund et al.(2002)	39
2.4.4 Nimmo et al., (2007)	44
2.4.5 Pham e D.G. Fredlund (2008)	45
2.4.6 Krishnapillai e Ravichandran (2012).....	51
2.4.7 Exemplos de aplicação dos modelos de previsão das curvas de retenção de umidade do solo.....	53
2.5 Resistência ao cisalhamento em solo não saturado	57
2.5.1 Equação proposta por Bishop (1959)	57
2.5.2 Equação proposta por Fredlund et al.(1978)	58
2.5.3 Equação proposta por (Vilar, 2006)	63
2.5.4 Equação proposta por Kayadelen et al. (2007).....	65
2.6 Influência da sucção na estabilidade de taludes	72
3 MATERIAIS E MÉTODOS	76

3.1	Escolha de quatro estudos de caso de análise de estabilidade de taludes de solos não saturados que usaram parâmetros de variação de sucção	79
3.1.1	Estudo de caso 1 – Escorregamentos em solos residuais não saturados (Cerqueira de Jesus, 2008).	80
3.1.2	Estudo de caso 2 – Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vista ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção de Soares (2008).....	88
3.1.3	Estudo de caso 3 – Análise de ruptura de talude em solo não saturado de Calle (2000)	93
3.1.4	Estudo de caso 4 – Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG de Bernadete Lopes (2006)	103
3.2	Levantamento de curvas de retenção de umidade de solos obtidas em laboratório dos estudos de casos selecionados	114
3.3	Propriedades geotécnicas básicas dos solos analisados.....	115
3.4	Parâmetros de resistência dos solos analisados	118
3.5	Parâmetros hidráulicos e térmicos dos solos analisados	119
3.6	O programa VADOSE/W	122
4	RESULTADOS	125
4.1	Estudo de caso 1 (E1) – Escorregamentos em solos residuais não saturados (Cerqueira de Jesus, 2008).....	125
4.1.1	Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W	125
4.1.2	Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	131
4.1.3	Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	135
4.1.4	Análise A4– Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) e de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.....	140
4.2	Estudo de caso 2 - (E2) – Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vista ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção (Soares, 2008).	146
4.2.1	Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W	146
4.2.2	Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	153

4.2.3	Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	158
4.2.4	Análises A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.	164
4.3	Estudo de caso 3 (E3) – Análise de ruptura de talude em solo não saturado (Calle, 2000).....	171
4.3.1	Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	171
4.3.2	Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	177
4.3.3	Análise A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.	181
4.4	Estudo de caso 4 (E4) – Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG de Lopes (2006).....	185
4.4.1	Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W	185
4.4.2	Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	190
4.4.3	Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas	193
4.4.4	Análise A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.	197
5	INTERPRETAÇÃO	199
5.1	Análise do resultado do estudo 1	199
5.2	Análise do resultado do estudo 2	201
5.3	Análise do resultado do estudo 3	203
5.4	Análise do resultado do estudo 4	205
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA ESTUDOS FUTUROS	207
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	211

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Ilustração da zona não saturada (zona vadosa) regional e local (Fredlund, 2006)	4
Figura 2.2: Ilustração do local das zonas de graus de saturação definido por uma curva característica solo-água (Fredlund, 2006)	6
Figura 2.3: Distribuição da densidade através da membrana contráctil representado por líquido x fluido (J. Lyklema 2000, apud Fredlund, 2006)	8
Figura 2.4: Curva de retenção de água para diferentes tipos de solos (Fredlund e Xing, 1994 apud Santos, 2004)	11
Figura 2.5: Comparação das curvas de retenção de água do solo AV nas condições indeformadas, remoldadas com e sem secagem prévia (Feuerharmel, 2007)	12
Figura 2.6: Comparação do solo RO nas condições indeformadas, remoldadas com e sem secagem prévia (Feuerharmel, 2007)	13
Figura 2.7: Curvas características por umedecimento e secagem (Hillel, 1971 apud Calle, 2000 traduzido)	13
Figura 2.8: Caracterização da curva de retenção segundo Fredlund e Xing (1994 apud Santos, 2004 adaptado)	14
Figura 2.9: Componentes da sucção do solo e da sucção total para argila (Fredlund, 2002 apud Fredlund, 2006)	16
Figura 2.10: Sucção do solo versus teor de umidade gravimétrico para solos inicialmente plástico - argila Regina (Fredlund, 1964 apud Fredlund, 2006)	17
Figura 2.11: Grau de saturação versus sucção matricial e total para uma argila muito plástica inicialmente preparada como uma lama (Fredlund, 1964 apud Fredlund, 2006)	17
Figura 2.12: Solo não saturado mostrando os diferentes estágios das interfaces ar-água (sucção matricial ou grau de saturação) (Childs, 1969; Fredlund e Rahardjo, 1993)	22
Figura 2.13: Grau de saturação efetivo versus sucção matricial (Brooks e Corey, 1964; Fredlund e Rahardjo, 1993)	23
Figura 2.14: Aplicação do modelo MK para Indian Head (dados de Fredlund, 1999) apud Aubertin et. al (2003)	36
Figura 2.15: Comparação entre os dados medidos com o método de previsão de Arya Paris (1981) para duas amostras silte argilosas (Arya e Paris, 1981)	39
Figura 2.16: Assume-se limite para curva de retenção de umidade de uma areia grossa uniforme ($af=1$, $nf=20$, $mf=2$, $hr=3000$) e para uma argila ($af=100$, $nf=1$, $mf=0,5$, $hr = 3000$) (M. Fredlund, 2002)	43
Figura 2.17: Pequenas divisões dos tamanhos das partículas utilizadas para construir a curva (SWCC) (M. Fredlund, 2002)	44

Figura 2.18: Formas típicas das curvas de retenção de umidade gravimétricas para solos submetidos a diferentes histórias de tensões. (a) amostra de solo mole; (b) amostra pré-adensada; (c) amostra normalmente adensada (Pham e Fredlund, 2008)	46
Figura 2.19: Curva de retenção de umidade típica de um solo coesivo juntamente com a indicação das variáveis envolvidas (Pham e Fredlund, 2008)	47
Figura 2.20: Curvas de retenção de umidade usando a proposta da primeira equação (2.59) em comparação com os dados medidos em laboratório de quatro solos ensaiados	50
Figura 2.21: Curvas de retenção de umidade usando a proposta da segunda equação (2.63) em comparação com os dados medidos em laboratório de quatro solos ensaiados	51
Figura 2.22: Dados experimentais de diversos solos ajustado com modelo SR (Krishnapillai e Ravichandran, 2012)	52
Figura 2.23: Passos para determinação das equações de conversão (Maqsoud, 2007)	55
Figura 2.24: Superfície de ruptura para um solo não saturado, representação da proposta da equação (2.13), (Fredlund et al. 1978 apud Mendes, 2008)	59
Figura 2.25: a) Resultados de ensaios de cisalhamento direto em amostras de argila, preparadas nas mesmas condições iniciais e diferentes valores de sucção; b) Resistência ao cisalhamento versus sucção para diferentes valores de tensões normais (Escário e Sáez, 1986 apud Cardoso Jr., 2006)	61
Figura 2.26: Superfície da envoltória de resistência de solos não saturados (De Campos, 1997 apud Mendes, 2008)	62
Figura 2.27: Comparação de valores de coesão total versus sucção matricial previsto pela equação 2.83 e dados medidos experimentalmente (Kayadelen et al., 2007)	68
Figura 2.28: Relação entre a curva de retenção de umidade e a resistência ao cisalhamento de um solo não saturado: a) curva de retenção de umidade; b) Envoltória não linear da resistência. (Vanapalli et al. 1996 apud Cardoso Jr., 2006)	71
Figura 3.1: Variação da coesão em função da sucção do solo (Cerqueira de Jesus, 2008)	82
Figura 3.2: Curva de retenção solo (Cerqueira de Jesus, 2008)	83
Figura 3.3: Curva de condutividade hidráulica (Cerqueira de Jesus, 2008)	84
Figura 3.4: Geometria, malha e superfície real de ruptura considerada no estudo da encosta do Alto do Bom viver por Cerqueira de Jesus (2008)	85
Figura 3.5: Perfis de sucção para cenário 1 (a) e cenário 2 (b)	86
Figura 3.6: Variação da sucção matricial média x tempo para os diferentes cenários (Cerqueira de Jesus, 2008)	86
Figura 3.7: Curva de retenção da amostra AL1 (Calle, 2000)	94
Figura 3.8: Leituras nos tensiômetros 1 e 2 no período de 1999/2000 (Calle, 2000)	95

Figura 3.9: Função da condutividade hidráulica não saturada ($\alpha=0,014$) (Calle,2000).....	96
Figura 3.10: Envoltórias de resistência não saturada com controle de sucção matricial (Calle,2000).....	97
Figura 3.11: Perfil de sucção matricial adotado (Calle,2000).....	97
Figura 3.12: Fator de segurança em condições iniciais sem fenda de tração (Calle,2000).....	98
Figura 3.13: Fator de segurança em condições iniciais com fenda de tração (Calle,2000).....	98
Figura 3.14: Perfil do talude composto por dois solos (Calle, 2000).....	100
Figura 3.15: Retroanálise considerando uma precipitação de 20 mm/h e FS=1 (Calle, 2000).	101
Figura 3.16: Retroanálise considerando uma precipitação de 70 mm/h e FS=1 (Calle, 2000).	102
Figura 3.17: Retroanálise segundo ábacos de Hoek (1972) (Calle, 2000).....	102
Figura 3.18: Variação do fator de segurança com o tempo de precipitação para $\phi_b=20$ e precipitação de 20 mm/h(Calle, 2000).....	103
Figura 3.19: Variação do fator de segurança com o tempo de precipitação para $\phi_b=20$ e precipitação de 70 mm/h(Calle, 2000).....	103
Figura 3.20: Curvas de retenção: (a) SR1; (b) SR2; (c) SR3 (Lopes, 2006).....	107
Figura 3.21: Solução gráfica para a determinação os parâmetros de ajuste a, n e m (Lopes, 2006).....	107
Figura 3.22: Critério utilizado na determinação dos pontos de ruptura (Lopes, 2006).....	109
Figura 3.23: Envoltória de resistência para amostras submersas (Lopes, 2006).....	109
Figura 3.24: Envoltória não linear de resistência para amostras submersas (Lopes, 2006).....	109
Figura 3.25: Envoltórias de resistência em função da sucção (Lopes, 2006).....	111
Figura 3.26: Envoltórias de resistência em função da tensão normal líquida (Lopes, 2006)....	112
Figura 3.27: Variação da coesão aparente com a sucção (Lopes, 2006).....	112
Figura 3.28: Variação de ϕ_b e ϕ' com a sucção (Lopes, 2006).....	113
Figura 3.29: Envoltória de resistência tridimensional (Lopes, 2006).....	113
Figura 3.30: Curva granulométrica do estudo de caso (E1).....	116
Figura 3.31: Curvas granulométricas do estudo de caso (E2).....	117
Figura 3.32: Curvas granulométricas do estudo de caso (E4).....	117
Figura 3.33: Perfil do solo (SP-01) (E3).....	118

Figura 4.1: Saída dos dados dos modelos de previsão da curva de retenção em comparação com a curva de retenção do E1.....	125
Figura 4.2: Curvas de condutividade hidráulica: (a) curva do E1; (b) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Aubertin; (c) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Arya e Paris.	126
Figura 4.3:Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção.....	130
Figura 4.4:Variação do fator de segurança do E1 e dos modelos de previsão versus eixo X...131	
Figura 4.5: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) do E1	132
Figura 4.6:(a) curva de retenção calculada sem ajuste do E1 pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.....	132
Figura 4.7: Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente a curva de retenção calculada sem ajuste	135
Figura 4.8: Variação do fator de segurança do E1 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X.....	135
Figura 4.9:Apresentação da curva de retenção ajustada com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)-E1	136
Figura 4.10:(a) curva de retenção calculada (E1)com ajuste do modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W	137
Figura 4.11: Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente a curva de retenção calculada com ajuste	139
Figura 4.12:Variação do fator de segurança do E1 e da curva de retenção ajustada versus eixo X.....	140
Figura 4.13: Influência do parâmetro a na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).	142
Figura 4.14: Influência do parâmetro n na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).	142
Figura 4.15: Influência do parâmetro m na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).	142
Figura 4.16: Dados experimentais ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980).....	143
Figura 4.17: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E1	144

Figura 4.18: Resultado do cálculo do fator de segurança referente às propostas de ajuste de dados experimentais em comparação com E1.....	145
Figura 4.19: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2.	146
Figura 4.20: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2C dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2.	147
Figura 4.21: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2D dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2	147
Figura 4.22: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC1A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2	148
Figura 4.23: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC2A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2	148
Figura 4.24: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC2B dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2	149
Figura 4. 25:Curvas de retenção de umidade da amostra PIC4A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2	149
Figura 4.26: Variação do fator de segurança do E2 e dos modelos de previsão versus eixo X	152
Figura 4.27: Variação do fator de segurança do E2 e dos modelos de previsão versus eixo X para o nível de sucção de 100 kPa.....	152
Figura 4.28:Variação do fator de segurança do E2 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção	153
Figura 4.29:Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra CMT2C (E2).....	154
Figura 4.30: Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra PIC4A(E2).....	155
Figura 4.31: Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra CMT2D (E2).....	155
Figura 4.32:Curva de retenção calculada sem ajuste (E2) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (a) amostra CMT2C; (b) amostra PIC4A; (c) amostra CMT2D.....	156
Figura 4.33:Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X.....	157
Figura 4.34:Variação do fator de segurança do E2 em função da sucção referente a curva de retenção calculada sem ajuste	158
Figura 4.35:Curva de retenção ajustada da Amostra CMT2C (E2)com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)	159

Figura 4.36: Curva de retenção ajustada da Amostra PIC4A (E2) com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)	160
Figura 4.37: Curva de retenção ajustada da Amostra CMT2D (E2) com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)	161
Figura 4.38: Curva de retenção calculada com ajuste (E2) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (a) amostra CMT2C; (b) amostra PIC4A; (c) amostra CMT2D	161
Figura 4.39: Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção calculada com ajuste versus eixo X.....	163
Figura 4.40: Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção sem ajuste e com ajuste versus eixo X.....	163
Figura 4.41: Variação do fator de segurança em função da sucção referente a curva de retenção calculada com ajuste.....	163
Figura 4.42: Dados experimentais CMT2A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	165
Figura 4.43: Dados experimentais CMT2C ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	165
Figura 4.44: Dados experimentais CMT2D ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	166
Figura 4.45: Dados experimentais PIC1A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	166
Figura 4.46: Dados experimentais PIC2A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	167
Figura 4.47: Dados experimentais PIC2B ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	167
Figura 4.48: Dados experimentais PIC4A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)	168
Figura 4.49: Resultado do cálculo do fator de segurança referente às propostas de ajuste (FX- Fredlund e Xing, 1994 e VG- Van Genuchten-1980) dos dados experimentais das amostras do E2	170
Figura 4.50: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E2.....	171
Figura 4.51: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos da amostra AL1 e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) do E3.....	172
Figura 4.52: (a) curva de retenção calculada sem ajuste (E3) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.....	173

Figura 4.53: Variação da sucção média x tempo de precipitação	174
Figura 4.54: Variação do fator de segurança do E3 e da curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura crítica versus eixo X.....	175
Figura 4.55: Variação do fator de segurança do E3 e da curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura de campo versus eixo X	176
Figura 4.56:Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura crítica	176
Figura 4.57: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura de campo.....	176
Figura 4.58: Curva de retenção com ajuste da Amostra AL1(E3) com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)	178
Figura 4.59: (a) curva de retenção com ajuste da amostra AL1(E3) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.....	178
Figura 4.60: Variação do fator de segurança do E3 e da curva com ajuste referente a superfície de ruptura crítica versus eixo X.....	180
Figura 4.61:Variação do fator de segurança do E3 e da curva com ajuste referente a superfície de ruptura de campo versus eixo X	180
Figura 4.62:Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste com superfície de ruptura crítica.....	181
Figura 4.63: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste com superfície de ruptura de campo	181
Figura 4.64: Dados experimentais da amostra AL1 ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980) do E3	182
Figura 4.65: Fator de segurança referente a superfície de ruptura de campo das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra AL1 do E3.	184
Figura 4.66: Fator de segurança referente a superfície de ruptura crítica das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra AL1 do E3.	184
Figura 4.67: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E3 para superfície de ruptura de campo	185
Figura 4.68: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E3 para superfície de ruptura crítica.....	185
Figura 4.69: Saída dos dados dos modelos de previsão da curva de retenção em comparação com a curva de retenção do E4.....	186
Figura 4.70:Curvas de condutividade hidráulica (E4): (a) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Aubertin; (b) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Arya e Paris.	186

Figura 4.71: Variação do fator de segurança do E4 e dos modelos de previsão versus eixo X	188
Figura 4.72: Variação do fator de segurança do modelo de Vilar (2006) (E4) e dos modelos de previsão versus eixo X	190
Figura 4.73: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção	190
Figura 4.74: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) do E4	191
Figura 4.75: (a) curva de retenção calculada sem ajuste (E4) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W	191
Figura 4.76: Variação do fator de segurança do E4 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X	193
Figura 4.77: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste.	193
Figura 4.78: Curva de retenção com ajuste do E4 com os parâmetros do modelo de Aubertin at al.(2003)	194
Figura 4.79: (a) curva de retenção calculada com ajuste E4 do modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W	195
Figura 4. 80: Variação do fator de segurança do E4 e da curva de retenção com ajuste versus eixo X	196
Figura 4. 81: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste.	196
Figura 4.82: Dados experimentais da amostra SR3 ajustados pela proposta de Van Genuchten (1980) em comparação com ajuste de Fredlund e Xing (1994) do E4	197
Figura 4.83: Fator de segurança referente às propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra SR3 em comparação com análises convencionais do E4.	198

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Comparação da terminologia utilizada para descrever in situ e o grau de saturação em laboratório (Fredlund, 2006)	6
Tabela 2.2: Resumo das vantagens e desvantagens de diferentes definições para o teor de umidade de um solo (Fredlund, 2006)	14
Tabela 2.3: Equações empíricas utilizadas para refinamentos dos dados da curva unimodal com formato “S” (Fredlund, 2006), (Feuerharmel, 2007), (Fredlund, 2011)	18
Tabela 2.4: Equações empíricas utilizadas para ajustes de curvas bimodais (Feuerharmel, 2007).....	20
Tabela 2.5: Relações entre coeficiente de permeabilidade e sucção matricial propostas por diferentes autores (Fredlund e Rahardjo, 1993), (Modificado de Gerscovich e Guedes, 2004 apud Jesus, 2008)	24
Tabela 2.6: Alguns modelos estatísticos de permeabilidade com base na curva de retenção de água e no coeficiente de permeabilidade saturado (Ebrahimi-B. et al. 2004 apud Fredlund, 2006)	25
Tabela 2.7: Equações empíricas usadas no modelo MK em função do tipo de solo (Aubertin et al., 2003).....	35
Tabela 2.8: Possíveis combinações de variáveis de estado de tensão para solos não saturados (Fredlund e Rahardjo, 1993)	58
Tabela 2.9: Modelos de previsão de resistência não saturada baseado na curva de retenção de umidade (Cerqueira de Jesus, 2008, adaptado)	68
Tabela 3.1: Resumo dos resultados dos ensaios triaxiais (Cerqueira de Jesus, 2008)	82
Tabela 3.2: Resultado dos ensaios de condutividade hidráulica saturada (Cerqueira de Jesus, 2008).....	83
Tabela 3.3: Parâmetros hidráulicos do solo (Cerqueira de Jesus, 2008).....	83
Tabela 3.4: Característica de cada cenário (Cerqueira de Jesus, 2008)	85
Tabela 3.5: Resumo das análises de estabilidade para cenário 1 (Cerqueira de Jesus, 2008).....	87
Tabela 3.6: Resumo das análises de estabilidade para cenário 2 (Cerqueira de Jesus, 2008).....	87
Tabela 3.7: Apresentação dos resultados dos ensaios (LL, LP, ρ_s e teor de umidade natural) (Soares, 2008).....	89
Tabela 3.8: Apresentação dos resultados dos ensaios de granulometria conjunta (Soares, 2008).....	89
Tabela 3.9: Apresentação dos resultados dos ensaios de permeabilidade com carga variável (Soares, 2008).....	89

Tabela 3.10:Resumo das tensões máximas obtidas nos ensaios de cisalhamento direto (Soares,2008).....	90
Tabela 3.11: Apresentação dos resultados dos ensaios de cisalhamento direto em amostras no estado natural e na etapa final com amostras inundadas (Soares,2008).....	90
Tabela 3.12:Resultados dos ensaios de cisalhamento direto em amostras inundadas (Soares,2008).....	91
Tabela 3.13:Apresentação dos resultados dos ensaios de triaxiais (CIU) (Soares,2008)	91
Tabela 3.14:Parâmetros geotécnicos não saturados e seus respectivos fatores de segurança calculados (Soares, 2008).....	92
Tabela 3.15:Ensaio de caracterização das amostras indeformadas do talude (Calle,2000)	94
Tabela 3.16:Parâmetros de ajuste da equação de Van Genuchten (1980) (Calle, 2000)	94
Tabela 3.17:Características do ensaio de permeabilidade da amostra AL1	95
Tabela 3.18:Parâmetros da condutividade hidráulica não saturada do topo do talude (Calle,2000).....	96
Tabela 3.19:Resultado do ensaio triaxial com controle de sucção (Calle,2000).....	96
Tabela 3.20: Parâmetros de resistência adotado nas análises em condições iniciais de sucção e o cálculo do fator de segurança (Calle,2000)	98
Tabela 3.21: Parâmetros de resistência adotado nas análises em condições iniciais de sucção e o cálculo do fator de segurança (Calle,2000).....	98
Tabela 3.22:Fatores de segurança considerando talude formado por AL1(superfície de ruptura de campo) (Calle,2000)	99
Tabela 3.23:Fatores de segurança considerando talude formado por AL1 (superfície ruptura crítica) (Calle,2000)	100
Tabela 3.24: Fatores de segurança considerando talude formado por dois solos para superfície ruptura assumidos (Calle,2000).....	100
Tabela 3.25: Fatores de segurança considerando talude formado por dois solos para superfície ruptura crítica obtida pelo método Bishop (Calle,2000)	101
Tabela 3.26: Ensaio cisalhamento direto com sucção controlada (Lopes, 2006)	104
Tabela 3.27: Resumo da granulometria das 3 amostras de filito analisadas por Lopes (2006).105	
Tabela 3.28: Limites de consistência das três amostras analisadas por Lopes (2006).....	105
Tabela 3.29: Índices físicos das amostras analisadas em seu estado natural (Lopes, 2006).....	105
Tabela 3.30:Teores de illita e caulinita nas amostras de solo e rocha (Lopes, 2006)	105
Tabela 3.31: Valores de entrada de ar e teor de umidade volumétrico residual (Lopes, 2006)	108

Tabela 3.32: Ensaio de cisalhamento direto convencional (tensões na ruptura) (Lopes, 2006)	109
Tabela 3.33: Variação do ϕ' em função da tensão normal (Lopes, 2006)	110
Tabela 3.34: Tensão cisalhante, tensão normal líquida e deslocamento na ruptura (Lopes, 2006)	110
Tabela 3.35: Parâmetros de resistência em função da tensão normal líquida de 50 kPa (Lopes, 2006)	112
Tabela 3.36: Levantamento dos dados das curvas de retenção de umidade	114
Tabela 3.37: Resumo dos dados das propriedades geotécnicas básicas	115
Tabela 3.38: Peso unitário e condutividade térmica de vários materiais (VADOSE/W)	120
Tabela 3.39: Valores típicos de capacidade de calor volumétrica (VADOSE/W)	121
Tabela 3.40: Valores dos parâmetros hidráulicos e térmicos dos solos analisados	122
Tabela 4.1: Valores de resistência da curva de retenção de umidade de Aubertin et al.(2003)	128
Tabela 4.2: Valores de resistência da curva de retenção de umidade de Arya-Paris (1981)-E1	129
Tabela 4.3: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) do E1	130
Tabela 4.4: Valores de resistência da curva de retenção calculada sem ajuste baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)- E1	133
Tabela 4.5: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada sem ajuste- E1	134
Tabela 4.6: Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada (E1)	136
Tabela 4.7: Valores de resistência calculados da curva de retenção com ajuste do modelo de Aubertin et al.(2003)-E1	138
Tabela 4.8: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva ajustada (E1)	139
Tabela 4.9: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais do E1	144
Tabela 4.10: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E2	150
Tabela 4.11: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa baseada no modelo de Arya e Paris (1981)-E2	151
Tabela 4.12: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981)-E2	152
Tabela 4.13: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste baseado no modelo de Aubertin et al.(2003)-E2	156

Tabela 4.14: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada sem ajuste- E2	157
Tabela 4.15: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção calculada da amostra CMT2C (E2)	159
Tabela 4.16: Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada da amostra PIC4A (E2).....	159
Tabela 4.17: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção calculada da amostra CMT2D (E2)	160
Tabela 4.18: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada com ajuste baseada no modelo de Aubertin at al.(2003)- E2	162
Tabela 4.19: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada com ajuste-E2	162
Tabela 4.20: Parâmetros de ajuste calculados através da proposta de Fredlund e Xing (1994)	164
Tabela 4.21: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais das amostras do E2.	169
Tabela 4.22: Sucção média conforme as condições de poropressão.....	173
Tabela 4.23: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste E3 baseada no modelo de Aubertin at al.(2003).....	174
Tabela 4.24: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura crítica para curva calculada sem ajuste da amostra AL1-E3	175
Tabela 4.25: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura de campo para curva calculada sem ajuste da amostra AL1-E3.....	175
Tabela 4.26: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção por adesão calculada da amostra AL1-E3	177
Tabela 4.27: Valores de resistência calculados para curva de retenção com ajuste E3 baseada no modelo de Aubertin at al.(2003)	179
Tabela 4.28: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura crítica para curva com ajuste da amostra AL1-E3	179
Tabela 4.29: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura de campo para curva com ajuste da amostra AL1-E3	180
Tabela 4. 30: Coesão aparente para várias condições de poropressão	183
Tabela 4.31: Resultado do cálculo do fator de segurança das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra do AL1 do E3	183
Tabela 4.32: Resultado das análises de estabilidade convencional na condição não saturada (E4).....	187

Tabela 4.33: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa (amostra SR3) baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4.....	187
Tabela 4.34: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa (amostra SR3) baseada no modelo de Arya e Paris (1981)-E4.....	188
Tabela 4.35: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) para amostra SR3(E4).....	188
Tabela 4.36:Valores de resistência calculados através do modelo de resistência de Vilar (2006)-E4	189
Tabela 4.37: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) em comparação com FS do modelo de Vilar (2006)-E4.....	189
Tabela 4.38: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste do E4 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4.....	192
Tabela 4.39: Cálculo do fator de segurança da curva calculada sem ajuste do E4	192
Tabela 4.40:Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada (E4)	194
Tabela 4.41: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada com ajuste do E4 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4.....	195
Tabela 4.42: Cálculo do fator de segurança da curva com ajuste do E4.....	196
Tabela 4.43: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais da amostra SR3 do E4.	198

LISTA DE SIGLAS

AEV- Valor de entrada de ar;

EXP- Exponencial;

MATLAB ®- Software de simulação matemática;

MK- Modelo de Kovács modificado;

SLOPE/W – Programa do pacote GEOSTUDIO/2004;

SWCC- Curva característica do solo-água;

CRA – Curva de retenção de água;

LISTA DE SÍMBOLOS

- a,b – Parâmetros de ajustes da função hiperbólica (Vilar, 2006);
- a_c - coeficiente de aderência;
- a_f - parâmetro de refinamento correspondente ao de sucção do solo no ponto de inflexão relacionado ao valor de entrada de ar no solo;
- b - parâmetro do material de granulação grossa para calcular $h_{co,G}$ (cm^2);
- b_1 - parâmetro do material granulação grossa para estimar ψ_a ($cm^x + 1$);
- b_2 - parâmetro do material granulação grossa para correlacionar $h_{co,G}$ e ψ_a (-);
- c – intercepto de coesão aparente;
- c' – coesão total;
- C_T - coeficiente de uniformidade (-) ($C_U = D_{60}/D_{10}$);
- C_U - coeficiente de uniformidade (-) ($C_U = D_{60}/D_{10}$);
- C_{ult} – coesão máxima aparente;
- C_ψ – fator de correção (-);
- d – diâmetro do tubo (cm);
- D_{10} – diâmetro correspondente a 10% que passa na curva de distribuição granulométrica (cm);
- D_{60} - diâmetro correspondente a 60% que passa na curva de distribuição granulométrica (cm);
- d_e - diâmetro efetivo do tamanhos dos grãos;
- d_{eq} - diâmetro equivalente do tamanho dos poros (cm);
- D_H - diâmetro do tamanho dos grãos equivalente para uma mistura heterogênea (cm);
- D_r - densidade relativa das partículas sólidas (-);
- e – índice de vazios (-);
- f - função matemática;
- F.S - Fator de segurança;
- h_c - ascensão capilar em um tubo de (cm);
- h_{co} - ascensão capilar equivalente em um material poroso (cm);
- $h_{co,G}$ - ascensão capilar equivalente em um material granular (cm);
- $h_{co,P}$ - ascensão capilar equivalente em um material plástico-coesivos (cm);
- m - parâmetro de distribuição de tamanho dos poros no modelo MK (-);
- m - parâmetro do modelo logarítmico de resistência não saturada;

m_f - parâmetro de refinamento do relacionada à curvatura na faixa de sucção elevada;
 n - porosidade (-);
 n - parâmetro do modelo logarítmico de resistência não saturada;
 n_c - índice de distribuição dos tamanhos dos poros ;
 n_f - parâmetro de ajuste relacionado com a taxa de dessaturação do solo;
 P_{at} - pressão atmosférica;
 r - raio do poro;
 S - grau de saturação
 S_a - componente de aderência do grau de saturação (-);
 S_{a^*} - componente de adesão truncada do grau de saturação (-);
 S_c - componente capilar do grau de saturação (-);
 S_m - área de superfície específica por unidade de massa de sólidos (m^2/g);
 $S_{r(MK)}$ - grau de saturação do modelo de previsão MK(-);
 S_r - grau de saturação residual;
 u_a - poropressão do ar
 u_w - poropressão da água
 $(u_a - u_w)$ - sucção matricial;
 $(u_a - u_w)_b$ - valor de entrada de ar no solo;
 $(u_a - u_w)_r$ - sucção residual do solo;
 w - teor de umidade gravimétrica do modelo MK (-);
 w - teor de umidade;
 ψ - sucção do solo
 w_L - limite liquidez (%)
 x_1 - parâmetro do material granulação grossa para estimar ψ_a (-);
 x_2 - parâmetro do material granulação grossa para correlacionar $h_{co,G}$ e ψ_a (-);
 α - ângulo de contato;
 β_w - ângulo de contato do modelo MK(-);
 γ_{nat} - peso específico natural;
 γ_w - peso específico da água (kN/m^3);
 δ - constante empírica;
 δ - constante do modelo MK para estimar K_r ;
 θ - teor de umidade volumétrico (-);
 θ_r - teor de umidade volumétrica residual;

- θ_s - teor de umidade volumétrico saturado;
- θ' - derivada da função do teor de umidade volumétrica;
- θ'_s - teor de umidade volumétrica correspondente a saturação para curva obtida pelo processo de secagem;
- θ_s - umidade volumétrica correspondente a saturação para curva obtida pelo processo de umedecimento;
- λ - índice de distribuição do tamanho do poro;
- ξ - parâmetro do material plástico -coesão necessário para calcular $h_{co,P}$ (cm);
- ρ_s - densidade dos grãos sólidos (kg/m^3);
- ρ_w - densidade da água ($0,998 \text{ kg/m}^3$ na $t^\circ=20^\circ\text{C}$);
- τ – tensão cisalhante;
- τ_{us} - resistência ao cisalhamento de sucção;
- ϕ' - ângulo de atrito efetivo do solo;
- ϕ^b - ângulo que indica a razão de aumento na resistência em função do aumento da sucção;
- ψ -sucção do solo (kPa);
- ψ_0 - sucção correspondente a um teor de umidade residual;
- ψ_{95} - sucção correspondente a um grau de saturação de 95% (cm);
- ψ_a –valor de entrada de ar ou AEV (cm);
- $\psi_{a,est}$ - valor de entrada de ar estimado para materiais granulares (cm);
- $\psi_{a,exp}$ - valor de entrada de ar determinado a partir dos dados experimentais (cm);
- $\psi_{a,MK}$ - valor de entrada de ar determinado a partir dos da previsão da curva (WRC) do modelo MK (cm);
- ψ_{ae} -valor de entrada de ar no solo;
- ψ_m – sucção matricial;
- ψ_n - parâmetro de normalização em relação a pressão atmosférica;
- ψ_r - sucção residual (correspondente ao teor de umidade residual) (cm);
- $\psi_{r,exp}$ - sucção residual determinada a partir dos dados experimentais (cm);
- χ - parâmetro do material usado para estimar S_m (–);

RESUMO

Neste trabalho, apresentou-se uma avaliação dos modelos de previsão de curva de retenção de umidade em análises de estabilidade de taludes em solos não saturados quando se utiliza o programa VADOSE/W. Tais modelos fazem a previsão da curva de retenção de umidade do solo a partir da curva granulométrica e dados geotécnicos por meio dos modelos propostos por Aubertin et al.(2003) e Arya Paris (1981), em detrimento ao uso da curva de retenção de umidade e parâmetros de resistência medidos em laboratório. Para isso, foram selecionados quatro trabalhos entre dissertações e teses sobre resistência dos solos não saturados e que efetivamente fizeram a determinação da curva de retenção e dos parâmetros de resistência através de ensaios com sucção controlada em amostras indeformadas e ou estimados indiretamente por modelos de resistência não saturados. Assim, com estes dados, o programa foi utilizado para avaliar a estabilidade de taludes a partir do uso dos parâmetros do solo determinados diretamente pelos ensaios empregando modelos de previsão que estimam curva de retenção de umidade. Para previsão da curva de retenção por meio dos modelos de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981) utilizaram-se os recursos embutidos no programa VADOSE/W. Outra forma de previsão da curva de retenção foi através do cálculo da curva de retenção aplicando as equações empíricas do modelo de Aubertin et al.(2003) e para este caso foram utilizados os dados das propriedades básicas geotécnicas dos solos conforme classificação quanto ao tipo de granulometria do solo apresentado nos trabalhos analisados. A partir desse cálculo da curva de retenção foram inseridos os dados no programa VADOSE/W e efetuados as análises de estabilidade. Para essas curvas de retenção calculadas foram analisadas as curvas sem ajuste e com ajustes seguindo os procedimentos do modelo de Aubertin et al.(2003). O modelo de resistência utilizado foi de Vanapalli (1996), que conceitualmente se baseia na curva de retenção e é mencionado no manual do programa. A partir disso, efetuou-se a comparação entre os fatores de segurança dos métodos quando se utiliza os recursos do VADOSE e curvas calculadas e estas em comparação com os métodos dos estudos de casos. Por fim, verificou-se através de análises de estabilidade os modelos de ajuste dos dados medidos em laboratório referente aos modelos de Van Genuchten (1980) e a de Fredlund e Xing (1994) com o propósito de se verificar diferenças nos valores finais no fator de segurança.

PALAVRA-CHAVE: Solo não saturado, resistência ao cisalhamento não saturado, sucção, curva de retenção dos solos, estabilidade de taludes, simulações numéricas.

ABSTRACT

In this work, presented an evaluation of prediction models of water retention curve in slope stability analysis in unsaturated soils when used the program VADOSE / W. These models make the prediction curve water retention of soil from the particle size curve and geotechnical data through the models proposed by Aubertin et al.(2003) and Arya Paris (1981), instead of the use of water retention curve and strength parameters measured in the laboratory. For this, were selected four works between dissertations and theses on strength of unsaturated soils and that effectively made the determination of water retention and strength parameters through tests with controlled suction in undisturbed soil samples and either estimated indirectly by strength unsaturated models. Thus, with these data, the program was used to evaluate the stability of slopes from the use of soil parameters determined directly by employing assays prediction models that estimate water retention curve. To prediction the retention curve through models of Aubertin et al.(2003) and Arya and Paris (1981) used the resources embedded in the program VADOSE / W. Another way to predict the water retention curve was through calculation of water retention curve by applying empirical equations of the model Aubertin et al.(2003) and for this case study used data of the basic geotechnical properties of soil according to classification to the type of soil particle size presented in the works analyzed. From that calculation water retention curve the data were inserted into the program VADOSE / W and made the stability analysis. For these water retention curves calculated curves were analyzed without adjustment and adjustments following the procedures of model Aubertin at al.(2003). The strength model used was of Vanapalli (1996), which conceptually it is based on the water retention curve and is quoted in the user manual program. From this made up to a comparison between factors of safety of methods when using the resources of the VADOSE and curves calculated and these in comparison with the methods of case studies. Lastly, verified through analyzes of stability the models of fit the data measured in laboratory referring to the models of Van Genuchten (1980) and of Fredlund and Xing (1994) in order to to verify differences in the final values in the safety factor.

KEYWORD: unsaturated soils, shear strength unsaturated, suction, retention curve of soils, slope stability, numerical simulations.

1 INTRODUÇÃO

Rupturas de taludes de solos não saturados ocorrem devido à ação de diversos fatores. Dentre eles, o efeito da infiltração da água que pode provocar a redução da sucção existente no maciço, a consequente redução da coesão aparente, o aumento da condutividade hidráulica do solo e o aumento do peso específico aparente. Conforme Wolle & Hachich (1989), a coesão aparente, consequência da sucção, pode ser a responsável pela manutenção da estabilidade de taludes. Estudos de estabilidade de taludes de solos não saturados devem considerar, portanto, a variação da sucção em um talude sujeito a infiltração. De acordo com Santos (2004), quantificar a variação da sucção em um talude sujeito a infiltração é uma tarefa complexa devido à própria complexidade do processo de infiltração de água em um determinado solo.

Dentre os diversos fatores que influenciam a infiltração estão a condutividade hidráulica do solo, a curva de retenção, a intensidade de precipitação e a duração da mesma. O autor citado também ressalta a influencia da cobertura vegetal, da geometria dos taludes, da porosidade e distribuição granulométrica dos solos. A relação entre umidade do solo (w) e o potencial matricial do solo (ψ) é representada pela curva característica de retenção da água no solo (Childs, 1940), ou, simplesmente, curva de retenção. A curva de retenção é parte fundamental da caracterização das propriedades hidráulicas do solo (Cichota & Jong van Lier, 2004). A obtenção do teor de umidade em função da sucção não é difícil de ser realizada em laboratório, porém requer muito tempo e nem todos os laboratórios realizam este serviço (Duarte, 2012). Face a este problema, vários pesquisadores propuseram modelos matemáticos para modelagem da curva característica.

O consumo de tempo com ensaios de laboratório têm estimulado o uso de modelos empíricos que permitam a previsão da curva de retenção e resistência dos solos não saturados de forma rápida para fins práticos de engenharia. Verifica-se que os modelos de previsão de resistência ao cisalhamento de solos não saturados, entre os mais estudados na literatura foram propostos por Fredlund et al. (1995), Oberg e Sallfors (1995), Vanapalli et al. (1996), Vilar (2006). A maioria dos modelos baseia-se

na interdependência entre a forma da curva característica e a distribuição de volume de vazios. Assim, o presente trabalho tem como objetivo principal testar modelos de previsão simplificados para a obtenção da curva característica de retenção de umidade de solos e sua respectiva influência nos resultados de análises de estabilidade de taludes.

1.1 Objetivo da pesquisa

O objetivo principal é avaliar os resultados obtidos de modelos de previsão simplificados para a obtenção da curva de retenção de umidade de solos e sua respectiva influência nos resultados de análises de estabilidade de taludes.

Sendo que os objetivos específicos são:

- a) Verificar a resposta obtida dos modelos de previsão de curva de retenção de umidade em análises de estabilidade utilizando as ferramentas disponíveis do programa VADOSE/W, comparando-os com os resultados de curvas obtidas por meio de dados de medição em laboratório e ajustados pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980);
- b) Verificar a eficiência de ajustes realizados nos modelos simplificados de previsão, comparando as respostas obtidas antes e após os ajustes;
- c) Avaliar os resultados da aplicação da curva de retenção de umidade obtida via modelos de previsão simplificada nas análises de estabilidade de taludes na condição não saturada e comparar com os resultados obtidos quando se usa as curvas de retenção de umidade obtidas a partir de medição em laboratório e ajustados pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980), comparando os FS obtidos;
- d) Avaliar o efeito no valor de FS quando se usa as curvas de retenção de umidade nas análises a partir do ajuste proposto pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) ou de Van Genuchten (1980);

Esta dissertação é composta por 5 capítulos e 5 Anexos e está organizada da seguinte forma: O capítulo 1 apresenta a introdução do tema mostrando a importância da influência da sucção na estabilidade de taludes tendo como parte fundamental a relação do teor de umidade e sucção que é representada pela curva de retenção de umidade do solo e também os objetivos deste trabalho. O capítulo 2 apresenta uma breve revisão dos conceitos da mecânica dos solos não saturados (curva de retenção de umidade, condutividade hidráulica não saturada, resistência ao cisalhamento e modelos de previsão de curva de retenção e umidade e de resistência não saturada baseado na curva de retenção). O capítulo 3 apresenta a metodologia do trabalho para se alcançar os objetivos, descrevendo os 4 estudos de casos, os parâmetros geotécnicos básicos, de resistência não saturada, hidráulicos e térmicos e uma breve descrição da ferramenta VADOSE/W. O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos das análises de estabilidade na condição não saturada para os diversos modelos de previsão de curva de retenção de umidade. O capítulo 5 aborda as análises e discussões geradas pelos resultados obtidos decorrente da confrontação dos FS mediante a aplicação dos modelos de previsão de curva de retenção de umidade em análises de estabilidades e, além disso, são apresentadas as conclusões deste trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aspectos gerais do comportamento dos solos não saturados

O clima de uma região é um fator importante para o controle da profundidade do nível freático, e, portanto, para definir a espessura da zona não saturada do solo, como pode ser visto na Figura 2.1.

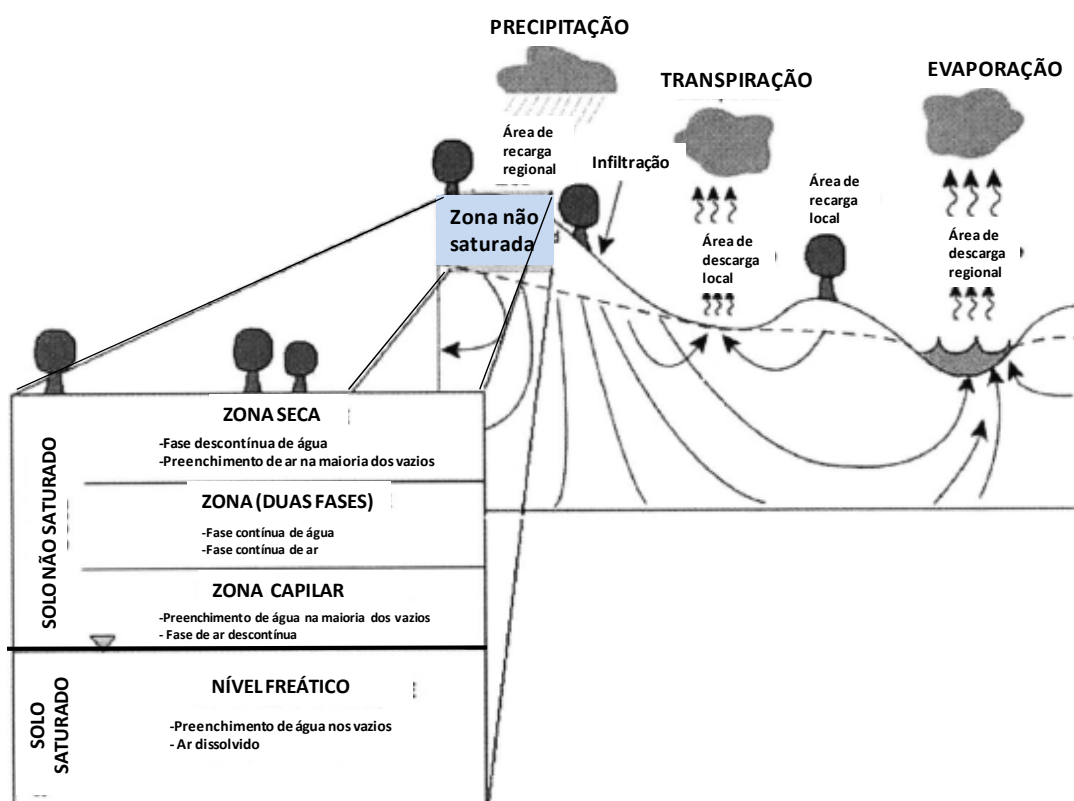


Figura 2.1: Ilustração da zona não saturada (zona vadosa) regional e local (Fredlund, 2006), Traduzido.

A zona entre a superfície do solo e nível freático é geralmente referenciada como a zona não saturada do solo. Um termo mais correto para a zona acima do nível de água seria zona vadosa, uma vez que a franja capilar é essencialmente saturada (Bouwer, 1978 apud Fredlund, 2006).

De acordo com CPRM (2010), define-se como zona saturada e zona não saturada:

a - Zona Saturada

Fica situada abaixo da superfície freática e nela todos os vazios existentes no terreno estão preenchidos com água. A superfície freática é aquela onde a água encontra-se submetida à pressão atmosférica.

b - Zona Não Saturada

Zona de aeração ou zona vadosa é aquela que está situada entre a superfície freática e a superfície do terreno, e nela os poros estão parcialmente preenchidos por gases (ar e vapor d'água) e por água. Essa zona é dividida em três partes:

1. Zona capilar, que se estende da superfície freática até o limite de ascensão capilar da água.
2. Zona intermediária, compreendida entre o limite de ascensão capilar da água e o limite de alcance das raízes das plantas.
3. Zona de evapotranspiração, situada entre os extremos radiculares da vegetação e a superfície do terreno. A água capilar isolada ou suspensa é utilizada para nutrição e funções de transpiração das plantas.

Toda zona sujeita a poropressão negativa na água intersticial é geralmente considerada como a zona não saturada na engenharia geotécnica (Fredlund, 2006). A zona não saturada torna-se uma transição entre poropressão negativa e a poropressão positiva.

A poropressão na zona não saturada pode variar de zero, tendo como referência o nível freático, até para uma tensão máxima de aproximadamente de 1.000.000 kPa, ou seja, uma sucção no solo de 1.000.000 KPa, nas condições de solo seco (Croney, 1958 apud Fredlund, 2006). O grau de saturação de água no solo pode variar de 100% a zero. As alterações na sucção do solo resultam em distintas zonas com diferentes graus de saturação. A zona com diferentes graus de saturação têm sido definidas em laboratório, ou seja, através da curva característica de água no solo, como pode ser visto na Figura 2.2.

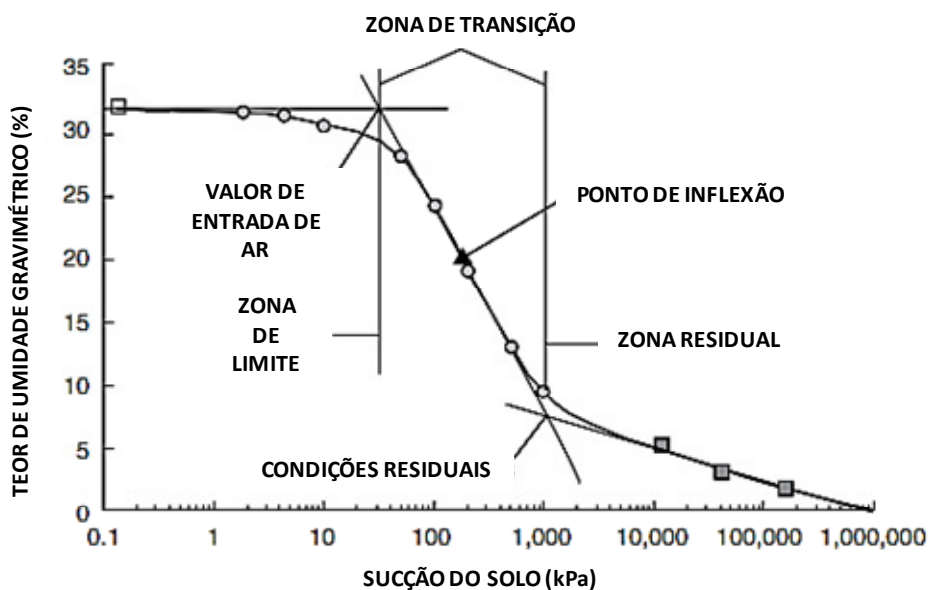


Figura 2. 2: Ilustração do local das zonas de graus de saturação definido por uma curva característica solo-água (Fredlund, 2006, traduzido).

A Tabela 2.1 ilustra terminologias frequentemente usadas para descrever as condições de saturação a partir do nível freático até as áreas não saturadas nas camadas superficiais do solo, tomando como base as definições feitas na Figura 2.2.

Tabela 2.1: Comparação da terminologia utilizada para descrever in situ e o grau de saturação em laboratório (Fredlund, 2006)

Zonas de diferentes graus de saturação in situ	Zonas de diferentes graus de saturação na curva característica do solo
Franja capilar	Condições de contorno
Duas fases fluidas (fluxo)	Transição
Seco (vaporização da água)	Residual

As camadas de solo próximas à superfície são frequentemente consideradas como solos problemáticos. Isso se deve ao fato da mudança para poropressão negativa que resulta na alteração da resistência ao cisalhamento e também na mudança de volume. Solos considerados problemáticos são: solos expansivos ou dilatantes, solos colapsíveis, solos residuais. Qualquer um dos solos mencionados, bem como também os solos compactados, podem desenvolver poropressões negativas, (Fredlund, 2006). Segundo Fredlund e Rahardjo (1993) os solos residuais são considerados problemáticos por possuir microestrutura marcante e tendem a ser porosos. Segundo estes mesmos

autores, em alguns casos, ele pode ser instável, colapsando após a saturação. Estes autores ainda afirmam que experimentos feitos com solos residuais indicaram que a maior parte dos comportamentos anormais durante o ensaio de laboratório foi relacionada com a alteração da sucção matricial do solo.

2.1.1 Fases constituintes de um solo não saturado

O solo não saturado é normalmente referido como um sistema de três fases, isto é, sólido, água e ar, mas existe uma quarta fase independente, chamada de membrana contrátil ou interface ar-água, (Fredlund, 2006). A membrana contrátil é uma fina membrana ao longo dos vazios do solo agindo como uma parte entre as fases do ar e da água. É a interação da membrana contrátil com a estrutura do solo que modifica o volume e a resistência ao cisalhamento. A propriedade do solo não saturado muda conforme a posição da membrana contrátil, que é influenciada pelo grau de saturação do solo (Fredlund e Rahardjo, 1993 apud Fredlund, 2006). Na mecânica dos solos não saturados há duas fases que fluem sob a influência de um gradiente de tensão (ar e água) e mais duas fases que entram em equilíbrio sob a influência de um gradiente de tensão. Isto significa que há partículas de solo formando um arranjo estrutural e a membrana contrátil formando uma divisória entre as fases (Fredlund e Rahardjo, 1993 apud Fredlund, 2006).

A membrana contrátil tem propriedades físicas diferentes da fase de ar e a fase de água, pois interage com a estrutura do solo para influenciar o seu comportamento. A membrana contrátil pode ser considerada como parte da fase da água no que diz respeito às mudanças nas propriedades de volume-massa, mas deve ser considerada como uma fase independente ao descrever o estado de tensão e o comportamento de um solo não saturado (Fredlund, 2006).

Terzaghi (1943 apud Fredlund, 2006) enfatizou o importante papel desempenhado pelos efeitos da tensão superficial associada a interface ar-água, ou seja, a membrana contrátil. Ele sugeriu que a membrana contrátil pode estar na ordem de 10^{-6} mm de espessura. Estudos mais recentes sugerem que a espessura da membrana

contráctil é da ordem de 1,5 a 2 do diâmetro da molécula de água, ou seja, 5 Å (Israelachvili, 1991; Townsend e Rice, 1991 apud Fredlund, 2006).

Em uma tensão superficial aproximadamente de 140.000 kPa na membrana contráctil mostrou que a distribuição das moléculas de água através da membrana contráctil assume a forma de uma função tangente hiperbólica, como mostrado na Figura 3.3 (Lyklema ,2000 apud Fredlund, 2006) . As propriedades da membrana contráctil são diferentes da água comum e tem uma estrutura molecular semelhante à da água sólida (gelo) (Derjaguin e Churaev 1981; Matsumoto e Kataoka, 1988 apud Fredlund, 2006).

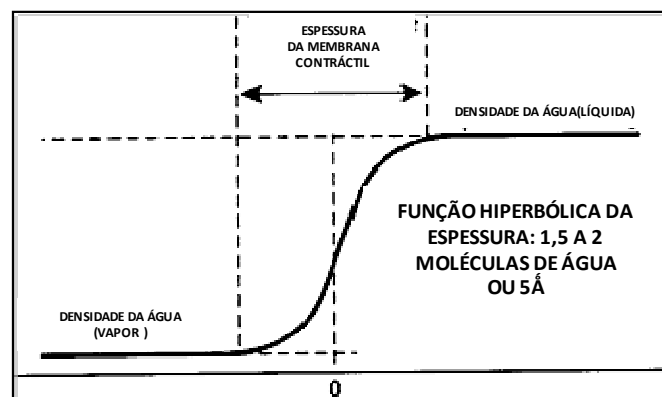


Figura 2.3: Distribuição da densidade através da membrana contráctil representada por líquido x fluido (J. Lyklema 2000, apud Fredlund, 2006, traduzido)

2.1.2 Sucção

A sucção do solo refere-se como uma energia livre do estado da água no mesmo que pode ser medida em termos de pressão parcial de vapor d'água (Edlefsen e Anderson, 1943 apud Charles, 2007). A relação entre a termodinâmica de sucção do solo, ou seja, a energia livre da água no solo e da pressão parcial do vapor d'água dos poros pode ser escrita pela equação (2.1) de Kelvin's (Sposito, 1981 apud Charles, 2007) a seguir:

$$\psi = -\frac{RT}{v_{wo}\omega_v} \ln\left(\frac{\bar{u}_v}{\bar{u}_{vo}}\right) \quad (2.1)$$

Onde,

ψ = sucção do solo (kPa); R= constante universal do gás (molar) (8,31432 J/mol K);

T = temperatura absoluta ($T= 273,16+t^\circ$) (K); t° = temperatura ($^\circ\text{C}$); v_{w0} = volume específico da água ou inversa da densidade da água ($1/\rho_w$) m^3/kg ; ρ_w = densidade da água ($0,998 \text{ kg}/\text{m}^3$ na $t^\circ=20^\circ\text{C}$); ω_v =massa molecular do vapor d'água ($18,016 \text{ kg}/\text{kmol}$)
 \bar{u}_v = poropressão parcial do vapor d'água (kPa); \bar{u}_{v0} = poropressão saturada no nível da superfície em água pura na mesma temperatura (kPa)

A equação 2.1 mostra que para quantificar a sucção, a sua referência é a poropressão acima da superfície da água pura, ou seja, água sem sais ou impurezas. O termo usado para designar a umidade relativa é (\bar{u}_v/\bar{u}_{v0}) em porcentagem. Se a referência de temperatura for de 20°C , pode-se obter uma constante no valor de 135022 kPa e a equação poderá ser escrita fixando a relação entre a sucção total e taxa de umidade relativa, equação (2.2):

$$\psi = -135022 \ln\left(\frac{\bar{u}_v}{\bar{u}_{v0}}\right) \quad (2.2)$$

A sucção total pode ser separada em suas componentes, a sucção osmótica e a sucção matricial. A sucção osmótica equivale à sucção total quando o solo encontra-se saturado, restando apenas o efeito da concentração de solutos, ou seja, ocorre a tendência de fluxo de água do reservatório para o solo a fim de diminuir a diferença entre as concentrações da água do solo e do reservatório (Vilar, 2001 apud Santos, 2004).

A sucção matricial equivale à sucção total quando a água do solo é idêntica à água padrão (água pura ou solução com a mesma composição da água do solo), restando apenas o efeito da matriz do solo (capilaridade e adsorção) na atração por água (Vilar, 2001 apud Santos, 2004).

As definições acima mostram claramente que a sucção total corresponde à energia livre da água no solo, enquanto a sucção matricial e sucção osmótica são componentes da sucção total. Isso pode ser escrito na equação (2.3) (Fredlund and Rahardjo, 1993):

$$\psi = (u_a - u_w) + \pi \quad (2.3)$$

Onde,

ψ = sucção do solo (kPa); $(u_a - u_w)$ = sucção matricial; u_a = poropressão do ar ; u_w = poropressão da água; π = sucção osmótica

A componente de sucção matricial é comumente associada ao fenômeno de capilaridade decorrente da tensão superficial do contato ar-água. A tensão superficial é resultante das tensões intermoleculares agindo na membrana contrátil. A água capilar tem uma pressão negativa em relação à pressão do ar atmosférico. Em baixos graus de saturação, a poropressão negativa pode ter valores altos, com valores maiores que 7000 kPa (Olson e Langfelder, 1965 apud Fredlund e Rahardjo, 1993). Neste caso, as forças de adsorção entre as partículas do solo desempenham um papel importante na manutenção de valores altos de poropressão negativa no solo.

2.2 Curva de retenção de umidade

A definição de curva de retenção de água ou curva característica de sucção de um solo é a relação entre o teor de umidade volumétrico, gravimétrico ou grau de saturação do solo com a sucção presente no mesmo (Croney e Coleman, 1960 apud Jesus, 2008). A curva de retenção de água (CRA) auxilia na caracterização do comportamento hidráulico do solo bem como na estimativa de parâmetros de resistência do solo. (Oberg e Sallfors, 1995; Vanapalli e Fredlund, 1997 apud Jesus, 2008). Segundo Hillel (1971 apud Calle, 2000), a sucção total do solo é influenciada pela variação da umidade, produzindo-se uma diminuição da sucção total quando a umidade é incrementada. Portanto, a curva de retenção de água é uma representação da capacidade do solo de armazenar água (Klute & Dirksen, 1986 apud Calle, 2000).

Os principais fatores que interferem na forma da curva de retenção de água dos solos são a distribuição granulométrica, a distribuição dos poros, a estrutura e a mineralogia das partículas. Nos solos arenosos, a maioria dos poros é relativamente grande e, a uma dada sucção matricial, muitos poros se esvaziam. O valor da sucção neste momento é denominado de valor de entrada de ar (*air-entry value*, valor de registro de passagem de ar ou sucção matricial crítica) e poucos poros ainda conseguem

reter água. Nos solos argilosos a distribuição de poros é melhor devido á sua estrutura. Assim, para cada sucção matricial, apenas uma parcela dos poros é drenada e certa quantidade de água permanece. Portanto, em solos argilosos não se verificam variações bruscas na curva de retenção. A estrutura do solo também afeta a forma da curva de retenção, (Calle, 2000). O gráfico da Figura 2.4 mostra que valor de entrada de ar, de modo geral, é menor para solos granulares do que para os solos finos. Além disso, como nos solos granulares existem maiores possibilidades de uniformização granulométrica (mal graduado), a sucção matricial mostra-se melhor caracterizada nestes solos do que nos solos finos (Hillel, 1971 e Reichardt, 1985 apud Calle, 2000).

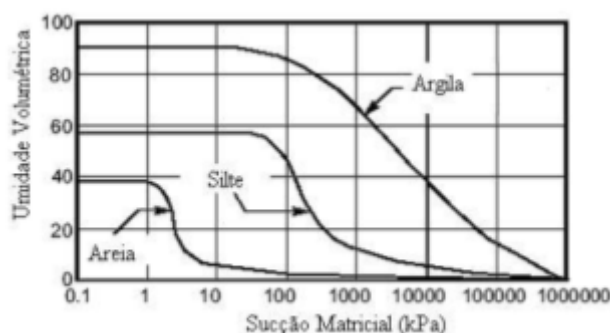


Figura 2. 4: Curva de retenção de água para diferentes tipos de solos (Fredlund e Xing, 1994 apud Santos, 2004)

Para ilustrar o efeito da estrutura do solo sobre o formato da curva de retenção de água do solo, apresentam-se os resultados obtidos na pesquisa de Feuerharmel (2007) que estudou as curvas características de dois solos, sendo que a sigla AV representa um solo coluvionar de arenito e a sigla RO, um solo coluvionar de basalto nas condições indeformadas e remoldadas (com e sem secagem prévia do solo). As amostras indeformadas foram ensaiadas no teor de umidade do solo natural e as amostras remoldadas foram preparadas com as características iniciais próximas da amostra indeformada. Os dados experimentais com curvas características de sucção bimodais foram ajustados pela equação de proposta de Gitirana Jr. e Fredlund (2004) com quatro pontos de quebra e para curvas características de sucção unimodais também foram ajustados pelas equações de Gitirana Jr. e Fredlund (2004) com dois pontos de quebra.

A Figura 2.5 apresenta as curvas características de sucção do solo AV para amostras indeformadas, remoldadas sem e com secagem prévia. Foi observado que as

curvas características de sucção do solo obtidas exibem um formato bimodal, caracterizado pela existência de dois valores de entrada de ar e patamar intermediário. Para a curva característica de sucção do solo remoldado sem secagem prévia (cor verde) foi identificado uma pequena elevação no valor de entrada de ar, coincidindo com o mesmo formato da curva características do solo bimodal da amostra indeformada (cor preta). Entretanto, na curva característica de sucção do solo remoldado com secagem prévia (cor laranja) ocorreu uma desagregação maior na estrutura do solo, gerando uma curva característica de sucção aproximada do formato unimodal, caracterizando assim uma transição na forma da curva de retenção de umidade, passando do caso bimodal (solo indeformado e remoldado sem secagem prévia) para quase unimodal (remoldado com secagem prévia).

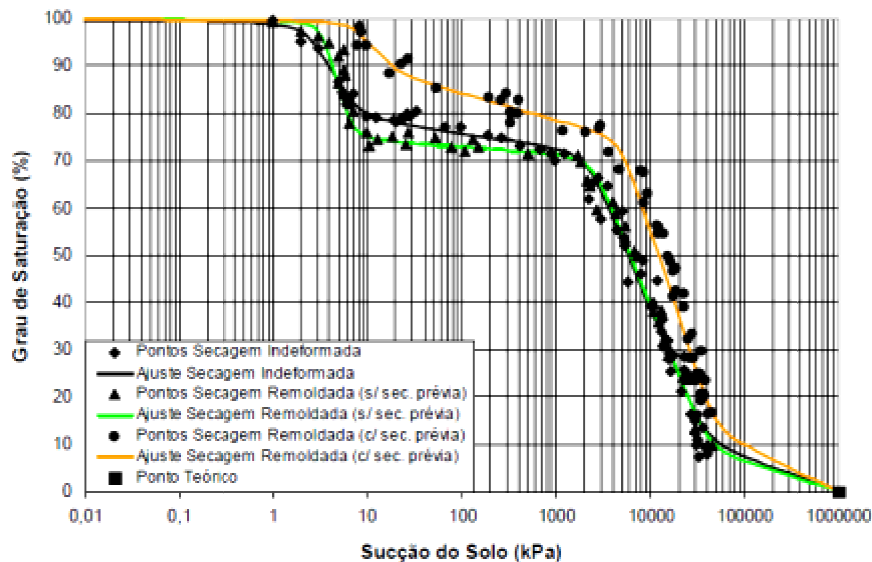


Figura 2. 5: Comparação das curvas de retenção de água do solo AV nas condições indeformadas, remoldadas com e sem secagem prévia (Feuerharmel,2007)

A Figura 2.6 apresenta as curvas características de sucção do solo RO para amostras indeformadas, remoldadas sem e com secagem prévia. Observou-se que as curvas características do solo RO para condições indeformadas (cor preta) e remoldada sem secagem prévia (cor verde), apresentaram formato bimodal. O solo remoldado sem secagem prévia apresentou uma alteração na macroestrutura do solo em relação ao solo AV. A curva característica do solo RO com secagem prévia (cor laranja) apresentou formato unimodal, tornando assim a distribuição dos poros mais uniforme. Nestas

condições, o comportamento dessaturação do solo RO é fortemente influenciado pelas condições de moldagem.

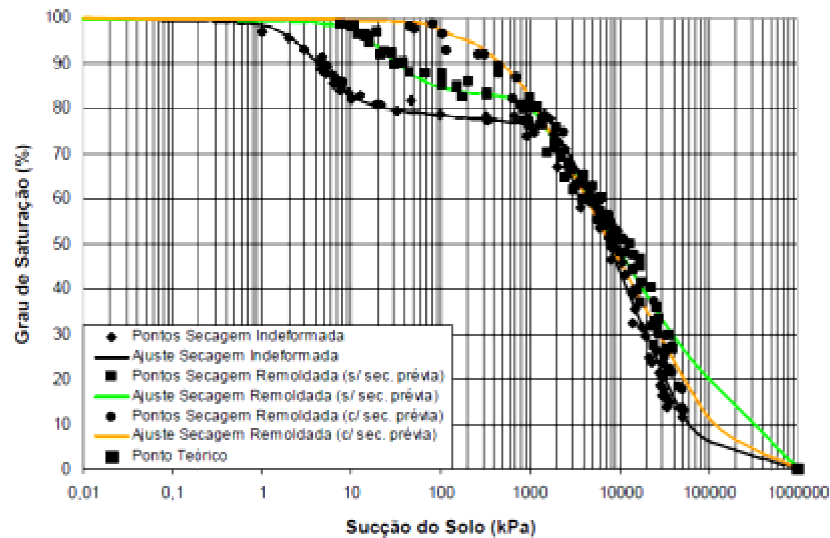


Figura 2. 6: Comparação do solo RO nas condições indeformadas, remoldadas com e sem secagem prévia (Feuerharmel ,2007)

A curva de retenção de água do solo é determinada em laboratório seguindo as trajetórias de secagem e por umedecimento (ver Figura 2.7). As curvas de secagem e umedecimento não coincidem e esse fenômeno é denominado de histerese. A histerese produzida pelos processos de secagem e umedecimento pode ser atribuída ao fato de que nos ciclos de secagem e umedecimento podem ocorrer equilíbrios em posições diferentes para um menisco com o mesmo raio envolvendo quantidades diferentes de água para um mesmo sistema.



Figura 2. 7: Curvas características por umedecimento e secagem (Hillel, 1971 apud Calle,2000, traduzido)

Fredlund, Xing & Huang (1994 apud Calle, 2000) apresentaram os seguintes parâmetros para as curvas de retenção de água no solo (Figura 2.8):

θ_s : teor de umidade volumétrico correspondente a saturação para curva obtida pela trajetória de umedecimento; θ'_s : teor de umidade volumétrico correspondente a saturação para curva obtida pela trajetória de secagem; $\theta_s - \theta'_s$: teor de umidade volumétrico de ar residual; θ_r = teor de umidade volumétrico residual (teor de umidade associado a sucção matricial quando atinge a zona residual);

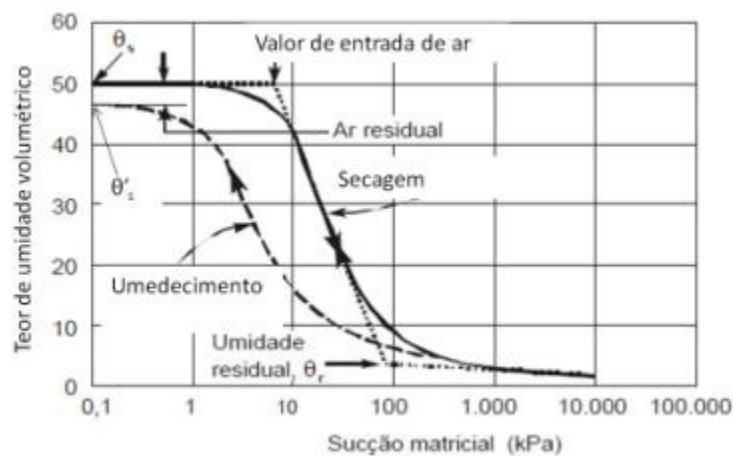


Figura 2. 8: Caracterização da curva de retenção segundo Fredlund e Xing (1994 apud Santos, 2004 adaptado)

A curva característica de sucção do solo provou ter um valor significativo para a estimativa das funções das propriedades em solos não saturados (Fredlund et al. 2000 apud Fredlund, 2006). A quantidade de água no solo é geralmente definida por mais de um termo. Três formas comuns são usadas para definir a quantidade de água no solo: teor de umidade gravimétrico (w), teor de umidade volumétrico (θ) e grau de saturação (S_w). A Tabela 2.2 lista as vantagens e desvantagens de cada uma dessas variáveis.

Tabela 2. 2: Resumo das vantagens e desvantagens de diferentes definições para o teor de umidade de um solo (Fredlund, 2006)

Definições	Vantagens	Desvantagens
Teor de umidade gravimétrico (w)	Coerente com uso em mecânica dos solos clássica; A massa do solo que permanece constante (referência); Não requer medição de volume.	Não permite a diferenciação entre a mudança de volume e o grau de saturação; Não produz o valor correto de entrada de ar, quando o solo sofre mudança de volume após a secagem.
Teor de umidade	É a forma básica da derivação do	Requer medição do volume;

Definições	Vantagens	Desvantagens
Teor de umidade gravimétrico (w)	Coerente com uso em mecânica dos solos clássica; A massa do solo que permanece constante (referência); Não requer medição de volume.	Não permite a diferenciação entre a mudança de volume e o grau de saturação; Não produz o valor correto de entrada de ar, quando o solo sofre mudança de volume após a secagem.
volumétrico (θ)	escoamento transiente em solos não saturados; É comum ser usado na ciência nos resultados obtidos no solo.	Definição rigorosa na medição de volume em cada sucção do solo; É a designação menos utilizada na engenharia geotécnica.
Grau de saturação (S_w)	Define claramente o valor de entrada de ar; Indica ser a variável mais próxima em controlar o comportamento dos solos não saturados.	Requer medição do volume; Não mostra quando o solo sofre mudança de volume.

Há duas outras definições de teor de umidade que têm sido usadas para descrever as funções das propriedades dos solos não saturados (Fredlund 2002 apud Fredlund, 2006). O teor de umidade normalizado é referenciado para condições residuais e é definido pela equação (2.4):

$$\theta_n = \frac{w - w_r}{w_s - w_r} \quad (2.4)$$

Onde,

w = o teor de umidade gravimétrico; w_r = teor de umidade gravimétrico residual (teor de umidade mínimo obtido em condições de sucções residuais) e w_s = teor de umidade gravimétrico na saturação. O teor de umidade adimensional é definido pela equação (2.5):

$$\theta_d = \frac{w}{w_s} \quad (2.5)$$

Para descrever o comportamento dos solos não saturados, convém manter todas as definições de teores de umidade para estimar a quantidade de água no solo (Fredlund, 2006). Também deve ser notado que todas as três definições mencionadas na Tabela 2.1 apresentam os pontos notáveis da curva de retenção, tais como o valor de entrada de ar e sucção residual, mesmo quando o solo não sofre alteração de volume, como, por exemplo, para as areias.

O termo "sucção do solo" tem sido usado para designar sucção matricial, sucção osmótica e sucção total. Sucção do solo pode variar de 0 a 1.000.000 kPa (Fredlund, 2006). Portanto, uma escala logarítmica é a mais adequada para representar os resultados de laboratório. Para CRA (curva de retenção de água) tornou-se uma prática comum traçar sucção matricial para a faixa mais baixa de valores de sucção (até aproximadamente 1500 kPa). Para valores acima de 1500 kPa, valores de a sucção total são geralmente plotados na CRA. Estas diferentes representações nas faixas de sucção tem sido aceita nas aplicações da engenharia geotécnica porque a maioria dos processos ligado à sucção matricial para baixas sucção permitem estimar por exemplo, permeabilidade e resistência ao cisalhamento), e para faixas maiores de sucção relacionado a sucção total permitem estimar, por exemplo, a evaporação real,(Fredlund, 2006). Na Figura 2.9 é apresentado um exemplo ilustrando as várias componentes da sucção do solo (osmótica, matricial e total) em um mesmo gráfico.

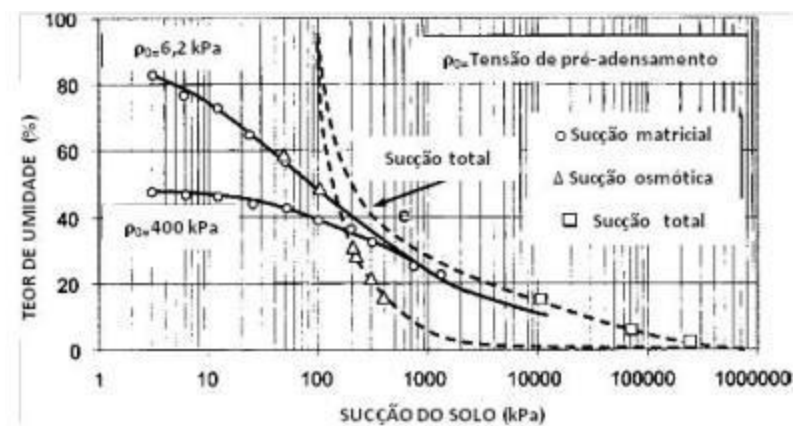


Figura 2.9: Componentes da sucção do solo e da sucção total para argila (Fredlund, 2002 apud Fredlund, 2006, traduzido)

As Figuras 2.10 e 2.11 mostram a diferença entre usar teor de umidade gravimétrico e o grau de saturação na representação de CRA de um solo argiloso. Os resultados mostram que, embora o solo esteja pré-adensado (em torno de 400 kPa), o valor de entrada de ar é de aproximadamente 1500 kPa, independentemente da tensão de pré-adensamento. Os resultados também mostram que a componente osmótica permanece próxima na condição de solos saturados, no entanto, é a variação da componente de sucção matricial que comprova as modificações da umidade e da infiltração em solos não saturados (Fredlund, 2006).

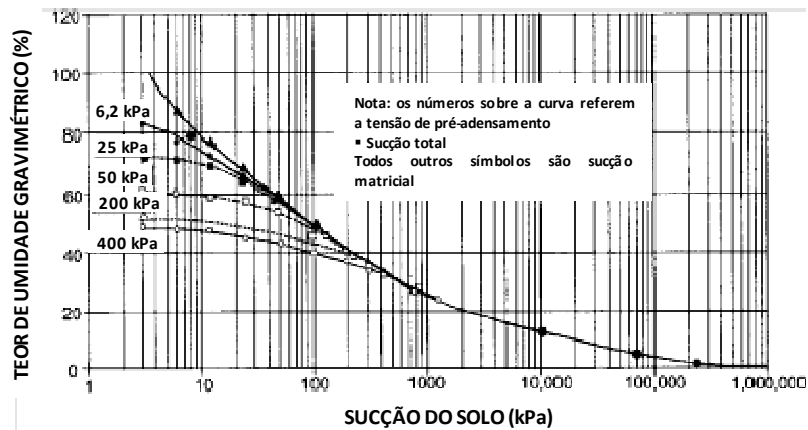


Figura 2. 10: Sucção do solo versus teor de umidade gravimétrica para solos inicialmente plástico - argila Regina (Fredlund, 1964 apud Fredlund, 2006, traduzido)

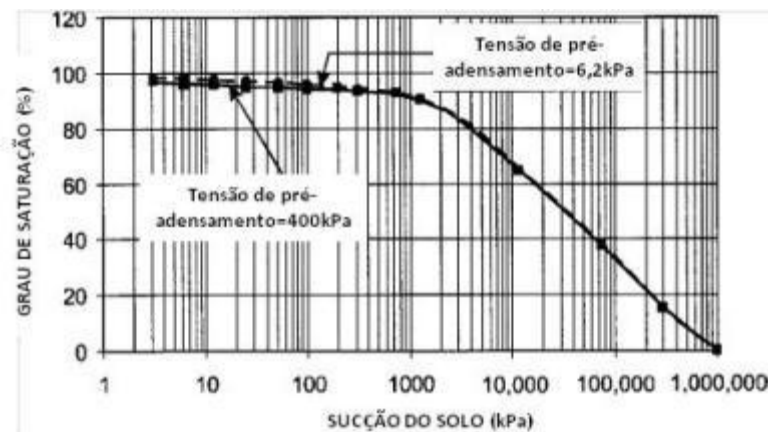


Figura 2. 11: Grau de saturação versus sucção matricial e total para uma argila muito plástica inicialmente preparada como uma lama (Fredlund, 1964 apud Fredlund, 2006, traduzido)

2.2.1 Representação matemática da curva de retenção de umidade do solo

Diversos autores desenvolveram modelos matemáticos para simular a curva de retenção de umidade do solo. Esses modelos são baseados em funções empíricas que relacionam o teor de umidade com a sucção, baseado na distribuição do tamanho dos poros do solo. Na Tabela 2.3 é apresentada uma síntese dos modelos propostos por diversos autores.

Tabela 2.3: Equações empíricas utilizadas para refinamentos dos dados da curva unimodal com formato "S" (Fredlund, 2006),(Feuerharmel, 2007), (Fredlund,2011)

Referência	Equações	Descrição
Burdine (1953)	$S = \frac{1}{(1 + (a\psi)^n)^{\left(1 - \frac{2}{n}\right)}}$	S=grau de saturação; ψ -sucção; a, n e m = parâmetros de ajuste; $m=1-2/n$
Gardner (1958)	$\theta_d = \frac{1}{1 + \alpha_g \psi^{n_g}}$	α_g = parâmetro do solo que é principalmente uma função do valor de entrada de ar no solo e n_g = parâmetro do solo que é principalmente em função da taxa de extração de água do solo, uma vez que o valor de entrada de ar do solo foi excedido.
Brooks e Corey (1964)	$\theta_n = 1 \rightarrow \psi \leq \psi_{aev}$ $\theta_n = \left(\frac{\psi}{\psi_{aev}}\right)^{-\lambda bc} \rightarrow \psi > \psi_{aev}$	ψ_{AEV} = valor de entrada de ar do solo e λbc = índice de distribuição dos tamanhos dos poros.
Brutsaert (1967)	$\theta_n = \frac{1}{1 + \left(\frac{\psi}{a_b}\right)^{n_b}}$	a_b = parâmetro do solo que é principalmente em função do valor de entrada de ar e n_b = o que é principalmente em função da taxa de extração de água do solo, uma vez que o valor de entrada do ar foi ultrapassado.
Laliberte (1969)	$\theta_n = \frac{1}{2} \operatorname{erfc} \left[a_1 - \frac{b_1}{c_1 + \left(\frac{\psi}{\psi_{aev}}\right)} \right]$	Os parâmetros a_1 , b_1 , c_1 são assumidos como sendo únicos em função do índice de distribuição dos tamanhos dos poros.
Farrel e Larson (1972)	$S = \psi_b \exp[a(1 - \theta)]$	ψ_b = sucção de entrada de ar; a = parâmetro de ajuste
Mualem (1976)	$S = \frac{1}{(1 + (a\psi)^n)^{\left(1 - \frac{2}{n}\right)}}$	S=grau de saturação; ψ -sucção; a, n e m = parâmetros de ajuste; $m=1-1/n$
Campbell (1974)	$w = w_s \left(\frac{\psi}{\psi_{aev}}\right)^{-1/bc} \rightarrow \psi \geq \psi_{aev}$ $w = w_s \rightarrow \psi < \psi_{aev}$	ψ_{AEV} = valor de entrada de ar do solo e b_c = constante.
Van Genuchten (1980)	$\theta_n = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\psi}{a_v}\right)^{n_v}\right]^{m_v}}$	a_v = parâmetro do solo que é principalmente em função do valor de entrada de ar no solo (1/kPa); n_v = parâmetro do solo que é principalmente em função da taxa de extração de água do solo, uma vez que o valor de entrada do ar foi ultrapassado, e m_v = parâmetro do solo que é primariamente em função do teor de umidade residual.
Willian et al (1983)	$\ln \psi = a + b \ln \theta$	a e b = parâmetros de ajuste
McKee and Bumb (1984)	$S = \exp\left(\frac{a - \psi}{n}\right)$	a e n = parâmetros de ajuste da curva.
McKee and Bumb (1987)	$\theta_n = \frac{1}{1 + \exp\left(\frac{\psi - a_m}{n_m}\right)}$	a_m e n_m = parâmetros de ajuste da curva.

Referência	Equações	Descrição
Haverkamp e Parlange (1986)	<p>Umedecimento</p> $\theta = \frac{n}{1 + \lambda} \left(\frac{\psi_b}{\psi} \right)^\lambda \rightarrow \psi > \psi_b$ $\theta = n \left[1 - \left(\frac{\lambda}{1 + \lambda} \right) \left(\frac{\psi}{\psi_b} \right) \right] \rightarrow \psi_b^* \leq \psi_b$ $\theta = \theta_s \rightarrow \psi \leq \psi_b^*$ <p>Secagem</p> $\theta = n \left(\frac{\psi_b}{\psi} \right)^\lambda \left[1 - \frac{\psi_b}{\psi} \left(1 - \frac{\theta_s}{n} \right) \right] \rightarrow \psi > \psi_b$ $\theta = \theta_s \rightarrow \psi \leq \psi_b$	n=porosidade; λ=parâmetro de ajuste relacionada a distribuição de tamanho do poro; θ _s =teor de umidade saturado; ψ _b e ψ _b *= sucção correspondente ao valor de entrada de ar para curvas de secagem e umedecimento, respectivamente.
Kosigi (1994)	$S = \left(1 + \frac{a - \psi}{a - n} \right) \cdot \exp \left(- \frac{a - \psi}{a - n} \right)$	a e n = parâmetros de ajustes, modificação do modelo de Tani (1982)
Fredlund e Xing (1994)	$w_\psi = C_\psi \frac{w_s}{\left\{ \ln \left[e + \left(\frac{\psi}{a_f} \right)^{n_f} \right] \right\}^{m_f}}$ $C_\psi = 1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\psi}{\psi_r} \right)}{\ln \left[1 + \left(\frac{10^6}{\psi_r} \right) \right]}$	<p>a_f = parâmetro do solo que é principalmente em função do valor de entrada de ar no solo; n_f = parâmetro do solo que é principalmente em função da taxa de extração de água do solo, uma vez o valor de entrada de ar foi ultrapassado; m_f = parâmetro do solo que é principalmente em função do teor de umidade residual e C_ψ = correção, que é primariamente em função da sucção na qual quando ocorre o teor de umidade residual.</p> <p>a_f=ψ_i; m_f = 3,67. ln ($\frac{w_s}{w_i}$);</p> <p>n_f = $\frac{1,31^{m+1}}{m \cdot w_i} \cdot 3,72 \cdot s \cdot \psi_i$;</p> <p>s=inclinação</p>
Aubertin et al (1998)	$S_r = S_c + S_a(1 - S_c)$ $S_c = 1 - \left[\left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 + 1 \right] \cdot e^{\left[-m \left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 \right]}$ $S_a = C_\psi \frac{a}{e^{1/3} \cdot \psi^{1/6}} \cdot \psi_{90}^{2/3}$ $C_\psi = 1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\psi}{\psi_r} \right)}{\ln \left(1 + \frac{\psi_0}{\psi_r} \right)}$	a, hco e m = parâmetros de ajuste; hco=1 a 2,5 ψ _b cm; S _r =θ/θ _s ; a≈0,006;ψ ₀ =10 ⁷ cm; ψ _r =1,5x10 ³ cm; e= índice de vazios.
Feng e Fredlund (1999) modelo de histerese	$w_\psi = \frac{ab + c\psi^d}{b + \psi^d}$	a = teor de umidade da cerâmica quando a sucção é igual a 0 na principal medida e c = teor de umidade da cerâmica quando a ponta da cerâmica está na condição seca, com um ramo do ciclo de histerese na principal medida, apenas dois parâmetros b e d, permanecem desconhecidos para o outro ramo.
Pereira e Fredlund (2000)	$w_{(\psi)} = w_r + \frac{w_s - w_r}{\left[1 + \left(\frac{\psi}{c} \right)^b \right]^a}$	a,b e c - parâmetro de ajuste
Gallipoli et al (2003)	$\theta = \left[\frac{1}{1 + (\alpha\psi)^n} \right]^m$ $\alpha = \phi(v - 1)^\psi$	v= volume específico; φ,ψ= constantes do solo; correção do modelo de Van Genuchten (1980) para solos deformáveis.

W_r- teor de umidade residual; w_s – teor de umidade saturado

Para curvas características de sucção de formato bimodal, Burger e Shackelford (2001, apud Feuerharmel, 2007) sugerem que as curvas sejam ajustadas por duas funções unimodais de acordo com o intervalo de sucção, determinando-se um ponto de inflexão localizado no patamar intermediário da curva. Esse ponto divide a curva em dois trechos, podendo utilizar as equações unimodais para ajustar cada trecho separado. A Tabela 2.4 apresenta algumas equações utilizadas para ajustar curvas bimodais.

Tabela 2. 4: Equações empíricas utilizadas para ajustes de curvas bimodais (Feuerharmel, 2007)

Referências	Equações	Descrição
Fredlund (1999)	$S = \left(1 - \frac{\ln\left(1 + \frac{\psi}{\psi_r}\right)}{\ln\left(1 + \frac{10^6}{\psi_r}\right)} \right) \cdot \left[\frac{s_1}{\left(\ln(\exp(1) + \left(\frac{\psi}{a_1}\right)^{n_1})\right)^{m_1}} - \frac{1 - s_1}{\left(\ln(\exp(1) + \left(\frac{\psi}{a_2}\right)^{n_2})\right)^{m_2}} \right]$	a_1, n_1, m_1 -parâmetro de ajuste para baixas sucções; a_2, n_2, m_2 -parâmetro de ajuste para altas sucções; ψ_r - sucção residual; s_1 -sucção que divide baixas e altas sucções
Gitirana Jr. e Fredlund (2004)	$S = \frac{S_1 - S_2}{1 + \left(\frac{\psi}{\sqrt{\psi_{b1} \cdot \psi_{res1}}}\right)^{d_1}} + \frac{S_2 - S_3}{1 + \left(\frac{\psi}{\sqrt{\psi_{res1} \cdot \psi_{b2}}}\right)^{d_2}} + \frac{S_1 - S_2}{1 + \left(\frac{\psi}{\sqrt{\psi_{b2} \cdot \psi_{res2}}}\right)^{d_3}} + S_4$	Quatro pontos de quebra ($s_1/s_2/s_3$ e s_4).

Os autores Aubertin et al. (2003), Fredlund et al.(2002) e Pham e Fredlund (2008) apresentaram cada qual um procedimento para estimar curva de retenção de umidade do solo ou curva característica de sucção do solo a partir de informações sobre a distribuição granulométrica e suas propriedades geotécnicas básicas . Vale destacar que o modelo de Aubertin et al. (2003) será utilizado no presente estudo e será apresentado no capítulo 4. O modelo de Aubertin et al. (2003) é uma das opções de previsão de curva que está disponível no programa VADOSE/W, sendo este muito utilizado pelos geotécnicos brasileiros nas análises de estabilidade na condição não saturada.

2.3 Condutividade hidráulica em solos não saturados

O fluxo de água em um solo saturado é comumente descrito usando a lei de Darcy, como descrito na equação 2.6 (1856 apud Charles, 2007).

$$v_w = -k_w \frac{\partial h_w}{\partial y} \quad (2.6)$$

O coeficiente de proporcionalidade entre o fluxo de água e o gradiente de carga hidráulica é chamado de coeficiente de permeabilidade (k_w). O coeficiente de permeabilidade é relativamente constante para um solo saturado. A lei de Darcy também se aplica para o fluxo de água através de um solo não saturado (Buckingham, 1907; Richards, 1931; Childs e Collis-George, 1950 apud Charles, 2007). Em um solo saturado, o coeficiente de permeabilidade é uma função do índice de vazios (Lambe e Whitman, 1979). No entanto, o coeficiente de permeabilidade de um solo saturado é geralmente uma constante quando se analisa problemas tais como o fluxo transiente. Em um solo não saturado, o coeficiente de permeabilidade é significativamente afetado por mudanças combinadas do índice de vazios e do grau de saturação (ou teor de umidade) do solo. A água que flui através do espaço poroso preenchido com água é um fator importante. Para o solo se tornar não saturado, o ar deve substituir parte da água nos poros grandes. Isso faz com que a água flua através dos poros menores aumentando a tortuosidade do caminho do fluxo. Um aumento da sucção matricial do solo levaria a uma redução ainda maior do volume de poros ocupados por água. Em outras palavras, a interface ar-água aproxima cada vez mais as partículas do solo como mostrado na Figura 2.12. Como resultado, o coeficiente de permeabilidade em relação à fase líquida diminui rapidamente à medida que o espaço disponível para o fluxo de água reduz (Fredlund e Rahardjo, 1993).

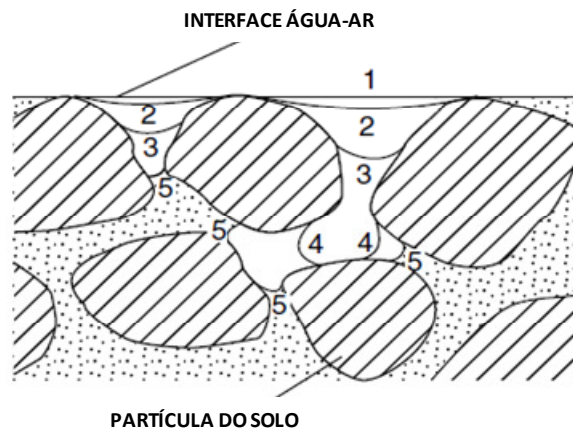


Figura 2. 12: Solo não saturado mostrando os diferentes estágios das interfaces ar-água (sucção matricial ou grau de saturação) (Childs, 1969; Fredlund e Rahardjo, 1993)

O coeficiente de permeabilidade depende das propriedades do fluido e das propriedades do meio poroso. Diferentes tipos de fluidos (por exemplo, água e óleo) ou diferentes tipos de solo (por exemplo, areia e argila) produzem valores diferentes de coeficiente de permeabilidade (k_w). O coeficiente de permeabilidade (k_w) é determinado em função de duas ou mais propriedades do solo (Lloret e Alonso, 1980; Fredlund, 1981 apud Charles, 2007), equação (2.7)

$$k_w = f_1(S, e) , k_w = f_2(e, w) \text{ ou } k_w = f_3(w, S) \quad (2.7)$$

Onde,

S = grau de saturação; e = índice de vazios; w = teor de umidade; f = função matemática.

Se a mudança no índice de vazios em um solo não saturado é considerada pequena, seu efeito sobre o coeficiente de permeabilidade pode ser secundário. No entanto, o efeito de uma mudança no grau de saturação pode ser altamente significativo. Portanto, o coeficiente de permeabilidade é frequentemente descrito em função do grau de saturação (S), ou do teor de umidade volumétrico (θ).

A obtenção do coeficiente de permeabilidade a partir da relação entre a sucção matricial com o grau de saturação foi proposto por Burdine, (1952 apud Charles, 2007) e Brooks e Corey (1964 apud Charles, 2007). O valor de entrada de ar do solo ($u_a - u_w$), o grau de saturação residual (S_r), e índice dos tamanhos dos poros (λ) podem ser facilmente visualizados se a curva de retenção de água do solo é expressa em termos

de grau efetivo de saturação (S_e), (Corey, 1954 apud Charles, 2007). O grau de saturação efetivo pode ser estimado através do cálculo do grau de saturação residual, como apresentado pela equação 2.8 (Corey, 1954 apud Charles, 2007), sendo que o grau de saturação residual (S_r) é definido como o grau de saturação em que um aumento na sucção matricial não provoca uma mudança significativa em seu valor.:

$$S_e = \frac{S - S_r}{1 - S_r} \quad (2.8)$$

Onde,

S_e = Grau de saturação efetivo; S_r = Grau de saturação residual.

No gráfico da Figura 2.13, o ponto de intersecção entre reta e a ordenada de saturação (ou seja, $S_e = 1,0$) define o valor de entrada de ar do solo ($u_a - u_w$)_b. E para os pontos onde sucção matricial ($u_a - u_w$) é maior do que o valor de entrada de ar, a equação pode ser reescrita para equação 2.9 (Corey, 1954 apud Charles, 2007):

$$S_e = \left\{ \frac{(u_a - u_w)_b}{(u_a - u_w)} \right\}^\lambda \quad \text{para } (u_a - u_w) \geq (u_a - u_w)_b \quad (2.9)$$

λ = índice de distribuição do tamanho do poro, que é definido como a inclinação negativa do grau efetivo de saturação (S_e) versus sucção matricial ($u_a - u_w$).

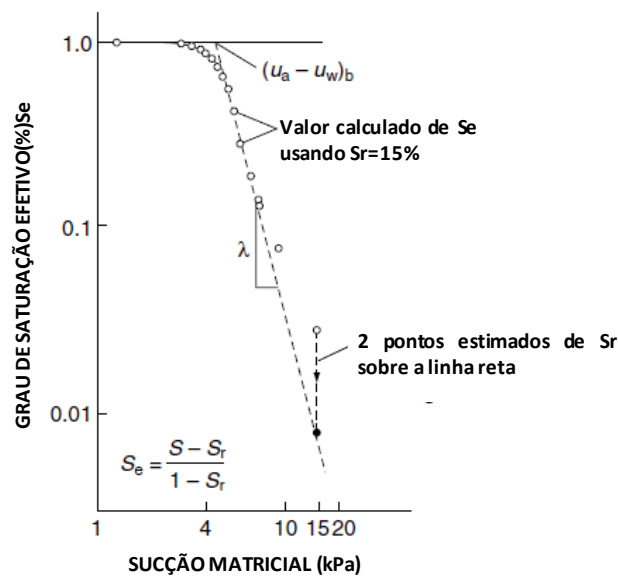


Figura 2. 13:Grau de saturação efetivo versus sucção matricial (Brooks e Corey, 1964; Fredlund e Rahardjo, 1993)

O coeficiente de permeabilidade em relação à fase água (k_w), pode ser previsto a partir do gráfico de sucção matricial versus grau de saturação pelas seguintes equações (2.10 e 2.11) (Brooks e Corey, 1964 apud Charles, 2007):

$$k_w = k_s \text{ para } (u_a - u_w) \leq (u_a - u_w)_b \quad (2.10)$$

$$k_w = k_s S_e^\delta \text{ para } (u_a - u_w) \geq (u_a - u_w)_b \quad (2.11)$$

Onde,

k_s = Coeficiente de permeabilidade em relação à fase água para o solo na saturação (ou seja, $S = 100 \%$); δ = constante empírica.

Várias outras relações entre o coeficiente de permeabilidade e sucção matricial também foram propostas por outros autores, como por exemplo, Gardner (1958a); Arbhabhira e Kridakorn (1968 apud Charles, 2007), e estes são resumidos na Tabela 2.5. Os modelos estatísticos propostos por Childs e Collis-Geoge (1950) e Burdine (1953) e Mualen (1976b) foram utilizados para calcular a função de permeabilidade não saturada correlacionando o coeficiente de permeabilidade saturada e modelos de curvas de retenção de água do solo. As Tabelas 2.5 e 2.6 mostram a função de permeabilidade e suas correlações.

Tabela 2. 5: Relações entre coeficiente de permeabilidade e sucção matricial propostas por diferentes autores (Fredlund e Rahardjo, 1993), (Modificado de Gerscovich e Guedes, 2004 apud Jesus, 2008)

Modelos	Equações	Parâmetros de ajustes
Wind (1955)	$k_w = \alpha \psi^{-n}$	α e n
Gardner (1958a)	$k_w = \frac{k_{sat}}{1 + a \left(\frac{\psi}{\rho_w g} \right)^n}$	a, n
Gardner (1958)	$k_w = \frac{k_s}{(\alpha \psi^n + 1)}$	α e n
Brooks e Corey (1964)	$k_w = k_s \rightarrow \psi \leq \psi_{aev}$ $k_w = \left(\frac{\psi}{\psi_{aev}} \right)^{-n} \rightarrow \psi > \psi_{aev}$	n

Modelos	Equações	Parâmetros de ajustes
Rijtema (1965)	$k_w = k_s \rightarrow \psi \leq \psi_{aev}$ $k_w = \exp[-\alpha(\psi - \psi_{aev})] \rightarrow \psi_1 \leq \psi < \psi_{aev}$ $k_w = k_1 \left(\frac{\psi}{\psi_1}\right)^{-n} \rightarrow \psi < \psi_1$	α, n
Arbhabhirama e Kridakorn (1968)	$k_w = \frac{k_s}{\left(\frac{u_a - u_w}{u_a - u_{wb}}\right)^{n'} + 1}$	n'
Davidson (1969)	$k = k_{sat} e^{ \beta(\theta - \theta_r) }$	β
Campbell (1974)	$k_\psi = k_{sat} \left(\frac{\theta}{\theta_s}\right)^{2\beta+3}$	β
Mualem (1976)	$k_\psi = k_{sat} \frac{[1 - (\alpha\psi)^{mn}(1 + (\alpha\psi)^n)^m]}{(1 + (\alpha\psi)^n)^{m/2}}$	m, n, α
Van Genuchten (1980)	$k_{se} = k_{sat} s_e [1 - (1 - s_e^{1/m})^m]^2$ $s_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$	m
Leong e Rahardjo (1998)	$k_\psi = k_{sat} \left(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}\right)^p$	p
Vanapalli e Lobbezoo (2002)	$k_\psi = k_{sat} 10^{7,9 \cdot \log(sr)^\Gamma}$ $\Gamma = 14,08(I_p)^2 + 9,41(I_p) + 0,75$	

ψ_1 - sucção residual; k_1 -coeficiente de permeabilidade na ψ_1 ; k_w -coeficiente de permeabilidade não saturado; k_{sat} e k_s - coeficiente de permeabilidade saturado; $k_r = k_w/k_s$ - coeficiente de permeabilidade relativa; ψ - sucção do solo; ψ_{aev} -valor de entrada de ar ; θ -teor de umidade; θ_r -teor de umidade residual, θ_s - teor de umidade saturado.

Tabela 2. 6: Alguns modelos estatísticos de permeabilidade com base na curva de retenção de água e no coeficiente de permeabilidade saturado (Ebrahimi-B. et al. 2004 apud Fredlund, 2006)

Modelos de permeabilidade	Modelos de ajuste de curva de retenção			
	Van Genuchten (1980)	Fredlund e Xing (1994)	Brooks e Corey (1964)	Campbell (1974)
Childs e Collis-George (1950)	-	$k_r = \frac{\int_{\ln(\psi)}^b \frac{\theta(e^y) - \theta_\psi - \theta'(e^y) dy}{e^y}}{\int_{\ln(\psi_{aev})}^b \frac{\theta(e^y) - \theta_s - \theta'(e^y) dy}{e^y}}$	-	$k_r = \left(\frac{\psi}{\psi_{aev}}\right)^{-2\left(\frac{2}{b}\right)}$

Modelos de permeabilidade	Modelos de ajuste de curva de retenção			
	Van Genuchten (1980)	Fredlund e Xing (1994)	Brooks e Corey (1964)	Campbell (1974)
Burdine (1953)	$k_r = \frac{1 - (\alpha\psi)^{n-2}[1 + (\alpha\psi)^n]^{-m}}{[1 + (\alpha\psi)^n]^{2n}}$ $m = 1 - \frac{2}{n}$	-	$k_{r(\psi)} = (\alpha\psi)^{-2-3\lambda}$	-
Mualem (1976b)	$k_r = \frac{\{1 - (\alpha\psi)^{n-1}[1 + (\alpha\psi)^n]^{-m}\}^2}{[1 + (\alpha\psi)^n]^{0,5}}$ $m = 1 - \frac{1}{n}$	-	-	-

k_w -coeficiente de permeabilidade não saturado; k_{sat} e k_s - coeficiente de permeabilidade saturado; $k_r = k_w/k_s$ - coeficiente de permeabilidade relativa; ψ - sucção do solo; ψ_{aev} -valor de entrada de ar ; θ -teor de umidade; θ_r -teor de umidade residual, θ_s -teor de umidade saturado; $b = \ln(10^6)$; y - variável de integração; m, n, α (parâmetros de ajustes)

Mbonimpa, Aubertin e Bussi re (2006) propuseram o uso do modelo Kov acs modificado (MK-1981), desenvolvido para prever a curva de reten o de água do solo usando propriedades geotécnicas básicas, combinado com alguns modelos estatísticos existentes para estimar a condutividade hidráulica relativa (K_r), que   a rela o entre a k_w (condutividade não saturado) e k_s (condutividade saturado) para solos não saturados. O procedimento proposto para prever a condutividade hidráulica relativa (k_r) para materiais granulares consistiu em usar a curva de reten o de água e os modelos de Childs e Collis-George (C-CG) modificados por Fredlund et al. (1994), Burdine (1953), e Mualem (1976a). Os resultados numéricos mostraram uma boa concordância com os dados experimentais e a exatidão da previsão da fun o (k_r) dependerá em grande parte da precisão da curva de reten o de umidade do solo prevista.

2.4 Modelos de previsão de curva de retenção de umidade do solo

Ultimamente, a curva de retenção de umidade do solo tornou-se uma função chave para definir o comportamento dos solos não saturado, sendo possível prever propriedades quanto a permeabilidade e resistência não saturada por meio dela. Existem modelos de previsão de curva de retenção de umidade do solo que utilizam equações empíricas para estimar a relação entre o teor de umidade e sucção a partir de informações quanto às propriedades físicas (massa específica dos grãos, índice de vazios, limite de liquidez, etc.), granulometria e distribuição dos tamanhos dos poros. Tais modelos fornecem um jeito simples e prático para estimar a curva de retenção de umidade do solo, embora apresentem limitações quanto a sua aplicação por não considerar os efeitos de histerese, níveis de tensões, estrutura do solo, alteração do volume do solo (Aubertin et al., 2003). Os modelos de previsão aplicados neste trabalho referem-se ao modelo de Aubertin et al. (2003) e Arya e Paris (1981).

Outra vertente, muito praticada na área da agronomia, são as funções de pedotransferência, (FPTs) que são cada vez mais utilizados para estimar a curva de retenção de água do solo. As funções de pedotransferência preveem parâmetros hidráulicos do solo usando as propriedades do solo de fácil obtenção tais como granulometria, densidade do solo e alguns pontos de referência de curva de retenção. Ao longo das últimas duas décadas, uma variedade de PTFs foi desenvolvida com base na distribuição de tamanho de partículas do solo, e também das propriedades geotécnicas básicas. A teoria capilar tem sido utilizada para relacionar o vazio entre as partículas à sua capacidade de reter água (Arya e Paris 1981).

As funções de pedotransferência podem ser agrupadas em duas categorias com base na técnica que utiliza para prever a curva de retenção de água do solo. A primeira categoria de PTFs usa técnicas de estatística dos dados das propriedades do solo para descrever a curva de retenção, (Gupta e Larson, 1979; Rawls e Brakensiek 1989; Vereecken et al. 1989; Tyler e Wheatcraft, 1990; Scheinost et al. 1997; Schaap e Leij, 1998 apud Huang, 2009). Na segunda categoria de PTFs, utiliza abordagens físico-empíricas, ou seja, converte o diâmetro das partículas em diâmetro dos poros das

partículas. A distribuição do tamanho do poro é usada para desenvolver a curva de retenção (Arya e Paris 1981; Aubertin et al. 2003 apud Huang, 2009).

2.4.1 Aubertin et al. (2003)

O método desenvolvido por Aubertin et al. (2003) é derivado do modelo de Kovács (1981) e que foi modificado e denominado MK (modified Kovács, 1981). O modelo proposto assume que a retenção de água pelos solos é resultado do efeito combinado de forças capilares e de adesão.

O modelo MK faz uso de um parâmetro definido como a ascensão capilar equivalente, h_{co} , no meio poroso. Esse parâmetro serve de referência para definir a relação entre o grau de saturação $S_{r(MK)}$ ou teor de umidade volumétrica (θ), e de sucção matricial, ψ (expresso aqui como carga de pressão). O parâmetro é derivado da altura h_c de água em um tubo capilar com diâmetro d . O valor de h_c é dada por (Smith 1990; Chin 2000):

$$h_c = \frac{4\sigma_w \cos\beta_w}{\gamma_w d} \quad (2.12)$$

Onde: σ_w é a tensão de superfície na água, β_w é o ângulo de contato da água com a superfície do tubo ($\beta_w=0^\circ$ para quartzo e gelo) e γ_w é o peso específico da água ($\gamma_w=9,8 \text{ kN/m}^3$ em 20°).

A equação (2.12) indica que a ascensão capilar é inversamente proporcional ao diâmetro do tubo. Em solos, no entanto, o tamanho dos diâmetros dos poros não é uniforme, de modo h_c não é facilmente definida como mostrou a equação (2.12). Este sistema de poros pode ser substituído por um sistema de canais regulares como um diâmetro equivalente dos poros, d_{eq} , definido como (Bear, 1972; Kovács 1981):

$$d_{eq} = 4 \frac{V_v}{A_v} \quad (2.13)$$

Onde, V_v (m^3) e A_v (m^2) são o volume e superfície dos vazios, respectivamente. Na prática, A_v corresponde aproximadamente à área dos grãos sólidos, A_G (m^2). Relativamente A_G corresponde a área de superfície específica de massa S_m , a equação (2.13) pode ser transformada como (Scheidegger, 1974):

$$d_{eq} = 4 \frac{e}{\rho_s S_m} \quad (2.14)$$

Na equação (2.14) e é índice de vazios e ρ_s é a densidade dos grãos sólidos. O h_{co} em um solo é obtido através da substituição d da equação (2.13) por d_{eq} e pode ser expressa como:

$$h_{co} = \frac{4\sigma_w \cos\beta_w \rho_s S_m}{\gamma_w e} \quad (2.15)$$

Esta equação (2.15) é uma das equações fundamentais do modelo (MK). O h_{co} equivale para os solos granulares, a altura de franja capilar acima do nível freático depósito homogêneo, conforme Lambe e Whitman, 1979; Bowles, 1984. Para solos de granulação grossa, a área de superfície específica pode ser estimada a partir da distribuição granulométrica, utilizando a seguinte expressão definida por (Kovács, 1981):

$$S_m = \frac{\alpha}{\rho_s D_H} \quad (2.16)$$

Onde, α é um fator de forma ($6 \leq \alpha \leq 18$; sendo $\alpha = 10$ e D_H é diâmetro equivalente da partícula para uma mistura heterogênea, representa teoricamente o diâmetro de uma mistura homogênea, com um único tamanho, que tem a mesma área de superfície específica como uma mistura heterogênea. A equação (2.15) pode ser reescrita para calcular a ascensão capilar equivalente em um solo acima do nível freático:

$$h_{co,G} = \frac{4\sigma_w \cos\beta_w \alpha}{\gamma_w e D_H} \quad (2.17)$$

Onde, o índice G significa um material granular. Na equação (2.17), β_w será igual a zero (Marshall et al. 1996).

Em solos granulares S_m e D_H pode ser avaliada através da subdivisão da curva granulométrica com base no padrão de malha (Chapuis e Légaré 1992). Para aplicações práticas em geotecnia, o valor de D_H também pode ser aproximado, usando a seguinte função (Aubertin et al 1998; Mbonimpa et al.2000, 2002):

$$D_H = [1 + 1.17 \log(C_u)]D_{10} \quad (2.18)$$

Onde, D_{10} é o diâmetro correspondente a 10% passando na curva de distribuição granulométrica e C_u é o coeficiente de uniformidade ($C_u=D_{60}/D_{10}$).

Para a ascensão capilar equivalente em solos granulares, equação (2.17) é expressa da seguinte forma:

$$h_{co,G} = \frac{b}{eD_{10}} \quad (2.19)$$

Sendo que:

$$b = \frac{\alpha \sigma_w \cos \beta_w}{[1.17 \log(C_u) + 1] \gamma_w} \quad (2.20a)$$

Para os valores de α , β_w , σ_w e γ_w dado acima, com h_{co} e D_{10} , expresso em cm, a equação torna-se (2.20b):

$$b = \frac{0.75}{1.17 \log(C_u) + 1} \quad (2.20b)$$

Para alguns solos coesivos, as equações para solos granulares mencionados acima não fornecem estimativas confiáveis de S_m (área da superfície específica) e h_{co} (altura capilar equivalente), particularmente quando o limite de liquidez, W_L (%), está entre 30% e 40% (Aubertin et al. 2003). Para os solos finos, fatores como atividade superficial influenciam na sua capacidade de retenção de água. Para estes solos, S_m pode ser estimada usando a relação que existe entre a área de superfície específica e W_L . A seguinte expressão empírica proposta por Mbonimpa et al. (2002), pode ser usada:

$$S_m = \lambda w_L^\chi \quad (2.21)$$

Onde, λ e χ são parâmetros do material.

Baseado nos resultados de várias pesquisas, foi estabelecido que $\lambda \approx 0,2 \text{ m}^2/\text{g}$ $\leq S_m \leq 433 \text{ m}^2/\text{g}$ e $\chi \approx 1,45$ para materiais com $22 \text{ m}^2/\text{g} \leq S_m \leq 433 \text{ m}^2/\text{g}$ e $18\% \leq w_L \leq 127\%$ (Mbonimpa et al. 2002). Com estes valores, obtém-se a equação (2.22):

$$h_{co,P} = \frac{\xi}{e} w_L^{1.45} \quad (2.22)$$

Em que o índice P significa material coesivo. O parâmetro ξ pode ser definido na equação 2.23:

$$\xi = \frac{\sigma_w \cos \beta_w}{\gamma_w} \lambda \rho_s \quad (2.23)$$

Para valores de σ_w (tensão superficial) dada em N/m^2 , β_w [-], γ_w em kN/m^3 , λ em m^2/g , e ρ_s em kg/m^3 , equação (2.24) torna-se:

$$\xi \approx 0.15 \rho_s \quad (2.24)$$

O conjunto de equações propostas para o modelo MK está relacionado com o grau de saturação da seguinte maneira apresentada pela equação 2.25:

$$S_r = \frac{\theta}{n} = S_c + S_a^*(1 - S_c) \quad (2.25)$$

Nesta equação, o valor de S_a^* é introduzido no lugar da componente S_a usada no modelo original, para se certificar de que a componente de adesão não exceda a 100%, e é expresso pela equação 2.26:

$$S_a^* = 1 - \langle 1 - S_a \rangle \quad (2.26)$$

Onde: $S_a^* = 0,5(S_a + |S_a|)$ para $S_a \geq 1$, e $S_a^* = S_a$ para $S_a < 1$. As contribuições das componentes capilares e adesão para o grau de saturação (100%) são definidas como funções de h_{co} e ψ usando equações (2.18 a 2.27):

$$S_c = 1 - [(h_{co}|\psi)^2 + 1]^m \exp[-m(h_{co}|\psi)^2] \quad (2.27)$$

A equação (2.27) avalia S_c no intervalo de $(0 \leq S_c \leq 1)$, que é uma regra desenvolvido por Kovács (1981), em que a função estatística exponencial foi expandida para refletir melhor a influência do tamanho do diâmetro dos poros através do parâmetro de distribuição (m). A expressão estatística usada para distribuição de S_c pode ser aplicada para as curvas granulométricas, já que há uma semelhança bem conhecida entre estas e curvas de retenção de umidade do solo (Aubertin et al., 1998). O parâmetro (m) influencia no valor da sucção de entrada de ar, ou seja, o valor de ψ_a , que, teoricamente, corresponde à sucção quando no maior diâmetro do poro começa acontecer a drenagem. Na prática, o valor de (m) será expresso em função da distribuição do tamanho dos poros (Aubertin et al. 2003) (ver a equação 2.28).

$$S_a = a_c C_\psi \frac{(h_{co}|\psi_n)^{2/3}}{e^{1/3}(\psi|\psi_n)^{1/6}} \quad (2.28)$$

A equação (2.28) é baseada em Kovács (1981). Nesta equação, (a_c) é o coeficiente de aderência (adimensional) e ψ_n é um parâmetro de normalização ($\psi_n = 1$ cm, quando ψ é dada em cm, correspondente a $\psi_n \approx 10^{-3}$ atm. O parâmetro C_ψ , (fator de correção em função da sucção quando ocorre teor de umidade residual) na equação (2.29) foi extraído de Fredlund e Xing (1994). O teor de umidade tende a zero quando ψ atinge um limite imposto pelo equilíbrio termodinâmico ($\theta = 0$ em $\psi = \psi_0 = 10^7$ cm de água, correspondendo aproximadamente a secagem total).

$$C_\psi = 1 - \frac{\ln(1 + \frac{\psi}{\psi_r})}{\ln(1 + \frac{\psi_0}{\psi_r})} \quad (2.29)$$

Na equação (2.29), ψ_r representa a sucção residual no teor de umidade residual. O ψ_r pode ser calculado para solos granulares e coesivos. A sucção residual ψ_r , obtém-se da seguinte equação(2.30):

$$\psi_r = \frac{0.42}{(eD_H)^{1.26}} \quad (2.30)$$

Baseado na equação 2.19, os autores desenvolveram uma relação entre ψ_r e a ascensão capilar equivalente $h_{co,G}$ para materiais granulares, como definido na equação 2.31:

$$\psi_r = 0.86h_{co,G}^{1.2} \quad (2.31)$$

Essa equação (2.31) não é aplicável para materiais finos, porque D_{10} e C_U são muitas vezes desconhecidos. A determinação direta de ψ_r , assim, torna-se difícil para esses solos. As aplicações do modelo MK presumem que os valores ψ_r para o solos coesivos pode estar relacionado a $h_{co,P}$, utilizando a mesma correlação para os solos granulares. Assim, a expressão usada para solos com granulação fina torna-se:

$$\psi_r = 0.86(\xi|e)^{1.2}w_L^{1.74} \quad (2.32)$$

Uma vez determinado ψ_r para cada tipo de material, os valores dos parâmetros m e a_c foram avaliados para efetuar procedimentos de ajustes com os dados medidos. Para solos granulares, o valor do parâmetro (m), que é a distribuição do tamanho dos poros, pode ser o inverso do coeficiente de uniformidade: $m = 1/C_U$. Para esses mesmos materiais granulares, o valor de a_c pode ser considerada constante, sendo 0,01. Para solos coesivos, Aubertin et al. (2003) afirmam que ambos os valores de m e a_c podem ser tomados como constantes (com $m = 3 \times 10^{-5}$ e $a_c = 7 \times 10^{-4}$) na previsão das aplicações.

O modelo MK determina o valor de entrada de ar (ψ_a), porém de uma forma não precisa. De uma forma geral, tem-se observado que o modelo MK normalmente superestima o valor de entrada de ar em torno de 17%, em média, para materiais granulares (Aubertin et al. 2003). A estimativa mais exata para prever o valor de entrada de ar para materiais granulares pode ser definida pela equação 2.33 (Aubertin et al. 2003):

$$\psi_{a,est} = \frac{b_1}{(eD_H)^{x_1}} \quad (2.33)$$

Onde, b_1 e x_1 são parâmetros de ajuste, e D_H é dada pela equação 2.34:

$$D_H = [1 + 1.17 \log(C_u)]D_{10} \quad (2.34)$$

Para os materiais coesivos, os autores ainda não foram bem sucedidos no desenvolvimento de uma correlação aceitável entre ψ_a e propriedades geotécnicas.

Para materiais granulares, o $h_{co,G}$ pode-se relacionar com o valor de entrada de ar usando a seguinte relação (Aubertin et al 2003):

$$h_{co,G} = b_2 \psi_a^{x_2} \quad (2.35)$$

Onde $b_2=5,3$ e $x_2=1$, quando a ψ_a é determinada a partir da curva experimental $\psi_{a,exp}$.

Portanto, como visto acima, as equações do modelo MK são diferenciadas para cada tipo de solo, dependendo da sua granulometria. Estas equações estão resumidas na Tabela 2.7.

Tabela 2. 7: Equações empíricas usadas no modelo MK em função do tipo de solo (Aubertin et al.,2003)

Resumo das equações empíricas do modelo MK (1981)							
Tipo de solo	Parâmetros fixados				Equações para cada tipo de solo	Dados geotécnicos	Equações gerais
	ψ_0	ψ_n	a_c	m			
Material granular	$1 \times 10^7 \text{ cm}$	1 cm	$0,01$	$m=1/C_u$	$h_{co,G} = \frac{b}{eD_{10}}$ $b = \frac{0.75}{1.17 \log(C_u) + 1}$ $\psi_r = \frac{0.42}{(eD_H)^{1.26}}$ $D_H = [1 + 1.17 \log(C_u)]D_{10}$	D_{10} ; e ; C_u	$C_\psi = 1 - \frac{\ln(1 + \frac{\psi}{\psi_r})}{\ln(1 + \frac{\psi_0}{\psi_r})}$ $S_a = a_c C_\psi \frac{(h_{co} \psi_n)^{2/3}}{e^{1/3}(\psi \psi_n)^{1/6}}$ <p>sendo: $S_a^* = 1 - (1 - S_a)$ $((y) = 0.5(y+ y))$; para $S_a \geq 1$, $S_a^* = 1$; e para $S_a^* < 1$, $S_a^* = S_a$</p>
Material plástico-coeso	$1 \times 10^7 \text{ cm}$	1 cm	$7 \times 10^{-4} \text{ cm}$	$3 \times 10^{-5} \text{ cm}$	$h_{co,p} = \frac{\xi}{e} w_L^{1.45}$ $\xi \approx 0.15 \rho_s$ $\psi_r = 0.86(\xi e)^{1.2} w_L^{1.74}$	$LL(\%)$; e ; ρ_s	$S_c = 1 - [(h_{co} \psi)^2 + 1]^m \exp[-m(h_{co} \psi)^2]$ $S_r = \frac{\theta}{n} = S_c + S_a^*(1 - S_c)$

O modelo de Aubertin et al.(2003) admite que para materiais coesos obteve-se boa concordância com os dados medidos, apesar das diferenças observadas entre o refinamento com valores dos parâmetros previstos, especialmente no caso de materiais fofos e de granulação fina. E ainda, no caso de materiais coesos não foi desenvolvido uma correlação aceitável para corrigir o valor de entrada de ar. Em contrapartida, no caso de materiais granulares, o modelo de Aubertin et al.(2003) obteve boa concordância com dos dados medidos e foi desenvolvida uma correlação para correção dos valores de entrada de ar. A Figura 2.14 mostra um exemplo do artigo de Aubertin et al.(2003) testado com modelo MK.

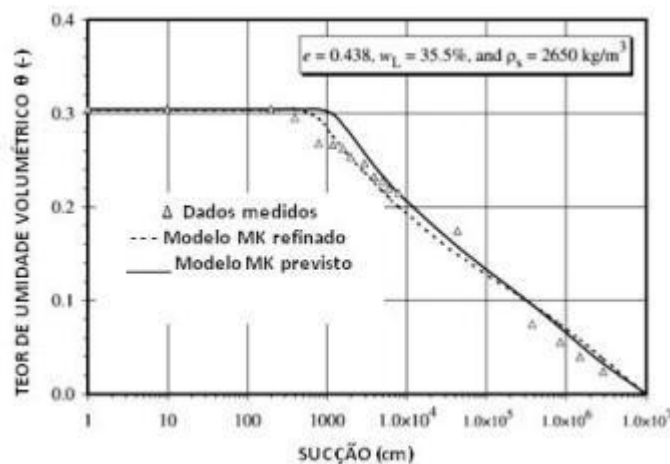


Figura 2. 14: Aplicação do modelo MK para Indian Head (dados de Fredlund ,1999) apud Aubertin et. al (2003)

2.4.2 Arya e Paris (1981)

O método de previsão de curva de retenção de umidade do solo proposto por Arya e Paris (1981) se baseou nas observações realizadas entre a forma da curva granulométrica e a curva de retenção de umidade do solo. A curva granulométrica acumulada foi dividida em n frações, correspondente a uma determinada quantidade de massa de solo. O volume do poro é associado a cada tamanho da fração da partícula, e é dado por:

$$V_{vi} = \left(\frac{w_i}{\rho_s} \right) e \quad (2.36)$$

V_{vi} - volume do poro (vazio); w_i - massa das partículas da fração; ρ_s - massa específica dos sólidos; e - índice de vazios.

O índice de vazios é dado por:

$$e = \left(\frac{\rho_s - \rho_d}{\rho_s} \right) \quad (2.37)$$

ρ_d - massa específica seca natural

O volume do poro gerado em cada tamanho de fração é progressivamente acumulado e são considerados preenchidos com água. O teor de umidade volumétrico é calculado pela seguinte equação 2.38:

$$\theta_{vi} = \sum_{j=1}^{j=i} \frac{V_{vj}}{V_b} \quad (2.38)$$

θ_{vi} - teor de umidade volumétrico da fração; V_b – volume por unidade de massa que é dada pela equação 2.39:

$$V_b = \sum_{i=1}^{i=n} \frac{w_i}{\rho_d} = \frac{1}{\rho_d} \quad (2.39)$$

O teor de umidade volumétrico corresponde ao ponto médio de cada tamanho da fração do solo e é dada pela equação 2.40:

$$\theta_{vi}^* = \frac{(\theta_{vi} + \theta_{vi+1})}{2} \quad (2.40)$$

θ_{vi}^* - teor de umidade volumétrico correspondente a média fração

Assume-se que as partículas são esféricas e o volume dos poros tenha um formato cilíndrico como tubos capilares. Admite-se que as partículas esféricas representadas por n_i e o volume total do poro por um único cilindro. O volume dos sólidos e volume do poro é representado pelas equações 2.41 e 2.42:

$$V_{pi} = n_i \frac{4\pi R_i^3}{3} = \frac{w_i}{\rho_d} \quad (2.41)$$

$$V_{vi} = \pi r_i^2 h_i = \left(\frac{w_i}{\rho_d} \right) e \quad (2.42)$$

V_{pi} - volume total dos sólidos; R_i - raio da fração da partícula; r_i -raio do poro, h_i - altura total do poro.

Dividindo a equação 2.42 por 2.41, tem-se a equação 2.43:

$$\frac{r_i^2}{R_i^3} = \frac{4n_i e}{3h_i} \quad (2.43)$$

Admite-se que para um conjunto de partículas uniformes de formato cúbico, o comprimento total do poro seja igual a $n_i 2R_i$ e dado que as partículas do solo reais não são esféricas, assume-se um diâmetro equivalente esférico, sendo este superior a n_i^α , e α maior que 1. O comprimento total do poro será $n_i^\alpha 2R_i$. Substituindo a h_i da equação 2.43, tem-se a equação 2.44:

$$r_i = R_i \left[\frac{4en_i^{(1-\alpha)}}{6} \right]^{1/2} \quad (2.44)$$

O valor de n_i da equação 2.44 pode ser obtido pela equação 2.41, e α é determinado empiricamente. Uma vez obtido o raio do poro, a sucção equivalente poderá ser obtida pela equação da capilaridade, dada pela equação 2.45:

$$\psi_i = \frac{2\gamma \cos\phi}{\rho_w g r_i} \quad (2.45)$$

Onde,

ψ_i - sucção do solo; γ - tensão superficial; ϕ - ângulo de contato; ρ_w - densidade da água; g - aceleração da gravidade; r_i - raio do poro.

A Figura 2.15 mostra o resultado da comparação dos dados medidos com o método de previsão de Arya e Paris (1981) para duas amostras dos solos de Trinidad testadas em profundidades diferentes.

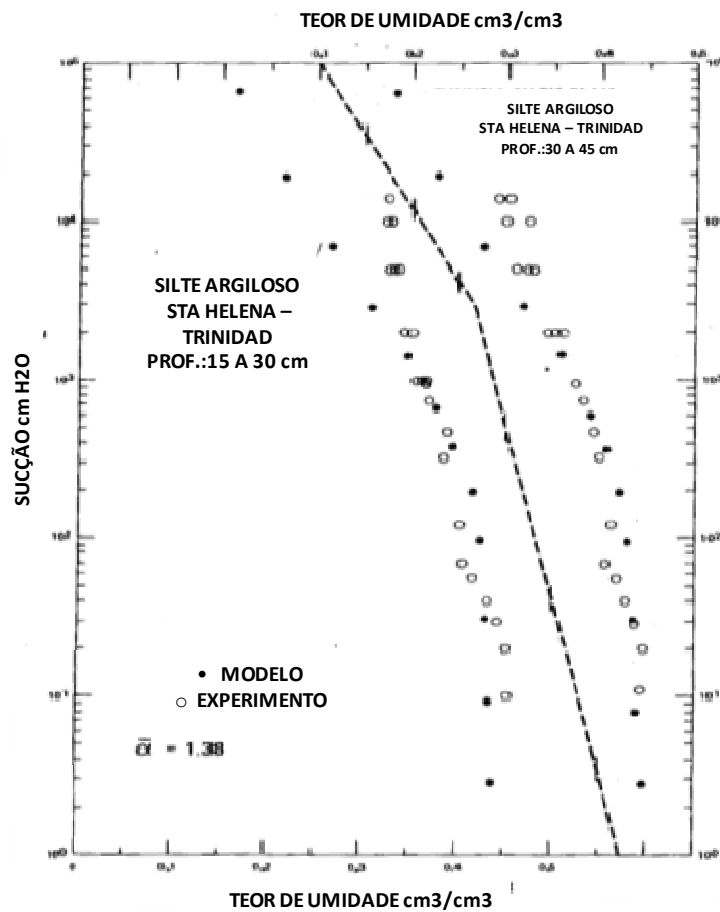


Figura 2. 15: Comparação entre os dados medidos com o método de previsão de Arya Paris (1981) para duas amostras silte argilosas (Arya e Paris, 1981)

2.4.3 Fredlund et al.(2002)

Fredlund et al. (2002) apresentaram um procedimento para estimar a curva de retenção de solo a partir da curva granulométrica. Não foram abordados no método, os efeitos de tensão de pré-adensamento, estrutura do solo, tensão de confinamento e histerese. Este método apresentou uma nova abordagem para o modelo físico-empírico originalmente apresentado por Arya e Paris (1981).

Arya e Paris (1981) apresentaram o primeiro modelo físico-empírico para estimar a curva de retenção utilizando informações básicas a partir da curva granulométrica. O teor de umidade volumétrico foi calculado com base na estimativa do

tamanho dos poros do solo considerando as partículas esféricas e cilíndricas. Os raios dos poros foram convertidos em sucção do solo equivalente através do uso da teoria capilar (Taylor 1948). Mas, o método é limitado por não considerar a densidade e a porosidade de um solo. O modelo proposto representa a porosidade do solo através do uso de um fator de agrupamento para os vários tamanhos de partículas e a hipótese é que para cada grupo uniforme de partícula corresponde a uma curva de retenção de umidade do solo única. O teor de umidade volumétrico correspondente a sucção do solo foi baseado no tamanho dos poros.

Neste modelo de Fredlund et al. (2002), para representar a curva granulométrica foi utilizado as duas equações de Fredlund et al. (1997, 2000). As equações unimodal e bimodal fornecem um ajuste contínuo da curva granulométrica, incluindo as partículas grossas e finas. O ajuste matemático da curva granulométrica fornece a base para estimar a curva de retenção de umidade do solo. A forma unimodal (equação 2.46) e bimodal (equação 2.47) podem ser escrita como:

$$P_p(d) = \frac{1}{\ln \left[\exp(1) + \left(\frac{a_{gr}}{d} \right)^{n_{gr}} \right]^{m_{gr}}} \left\{ 1 - \frac{\left[\ln \left(1 + \frac{d_r}{d} \right) \right]^7}{\left[\ln \left(1 + \frac{d_r}{d_m} \right) \right]^7} \right\} \quad (2.46)$$

Onde,

a_{gr} – parâmetro referente ao ponto de quebra inicial da curva; n_{gr} - parâmetro referente a inclinação da curva; m_{gr} - parâmetro referente a forma da curva relacionado a parte de finos; d_r - parâmetro referente a quantidade de finos no solo; d - diâmetro da partícula e d_m - diâmetro mínimo da partícula que é permitido.

$$\begin{aligned}
 P_p(d) = & \left[w \left\{ \frac{1}{\ln \left[\exp(1) + \left(\frac{a_{bi}}{d} \right)^{n_{bi}} \right]^{m_{bi}}} \right\} + (1-w) \right. \\
 & \left. \times \left\{ \frac{1}{\ln \left[\exp(1) + \left(\frac{j_{bi}}{d} \right)^{k_{bi}} \right]^{l_{bi}}} \right\} \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{d_{rbi}}{d} \right)}{\ln \left(1 + \frac{d_{rbi}}{d_m} \right)} \right]^7 \right] \quad (2.47)
 \end{aligned}$$

Onde,

a_{bi} - parâmetro referente ao ponto de quebra inicial da curva; n_{bi} - parâmetro referente a inclinação da curva; m_{bi} - parâmetro referente a forma da curva; j_{bi} - parâmetro referente ao segundo ponto de quebra da curva; k_{bi} - parâmetro referente a segunda inclinação da curva; l_{bi} - parâmetro referente a segunda forma da curva, d_{rbi} - parâmetro referente a quantidade de finos no solo, d - diâmetro da partícula; d_m - diâmetro mínimo da partícula que é permitido, w - fator de ponderação que indica a relação do conjunto de amostra que constitui a fração grosseira.

A equação de Fredlund e Xing (1994) foi selecionada para modelar a curva de retenção de água no solo devido a sua capacidade para atender um intervalo maior de sucção do solo, definida pela equação 2.48:

$$w_w = w_s \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\Psi}{h_r} \right)}{\ln \left(1 + \frac{10^6}{h_r} \right)} \right] \left[\frac{1}{\left\{ \ln \left[\exp(1) + \left(\frac{\Psi}{a_f} \right)^{n_f} \right] \right\}^{m_f}} \right] \quad (2.48)$$

Onde,

a_c - valor de entrada de ar (kPa); n_c - índice de distribuição do tamanho do poro; w_s -teor de umidade gravimétrico saturado; w_r - teor de umidade gravimétrico residual; ψ - sucção do solo (kPa).

Para um determinado raio dos poros, o correspondente valor de entrada de ar equivalente pode ser calculado com base no modelo capilar mostrado na equação 2.49. Por esta equação, a sucção do solo correspondente ao valor de entrada de ar equivalente para um solo com partículas de tamanho uniforme pode ser definido como:

$$\psi = 2T_s \frac{\cos\alpha}{\rho_w g r} \quad (2.49)$$

Onde,

T_s é a tensão superficial na água; α é o ângulo de contato; ρ_w é a densidade da água; g é a aceleração devido a gravidade; r é o raio do poro; Ψ é a sucção do solo.

Foi necessário estimar curvas de retenção de umidade do solo típicas para cada tamanho de partícula entre areia e argila (Figura 2.16) e determinar tamanhos de partículas intermediárias para transição de ambos. Para isso, foi assumido uma transição suave (em uma escala logarítmica) para representar a curva de retenção de umidade do solo, alterando os parâmetros do Fredlund e Xing (1994) para tamanhos de partículas intermediárias. Foi utilizado dados de solos de Rawls e Brakensiek (1985), Sillers (1996), (Bruce et al. 1983) para determinar as tendências dos parâmetros n_f e m_f para aplicação da equação de Fredlund e Xing (1994). Com isso foi possível calcular um diâmetro do tamanho da partícula efetivo para cada curva granulométrica com base na seguinte equação 2.50:

$$\frac{1}{d_e} = \frac{3}{2} \frac{\Delta g_1}{d_1} + \sum_{i=2}^{i=n} \frac{\Delta g_i}{d_i} \quad (2.50)$$

Onde,

d_e é o diâmetro efetivo do grão; d_1 é o maior diâmetro da fração grossa do material; Δg_1 é o peso do material na última fração em termos de peso total (Vukovic Soro e 1992).

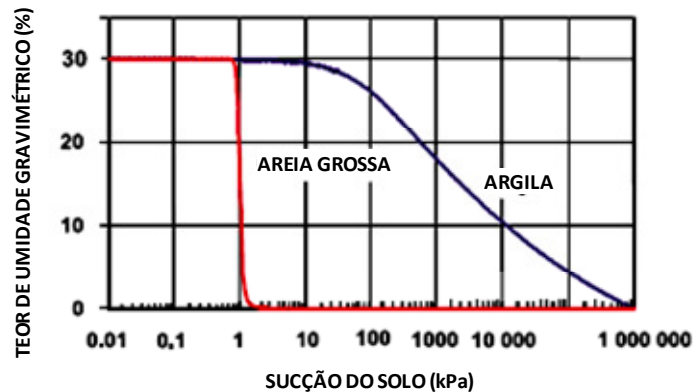


Figura 2. 16: Assume-se limite para curva de retenção de umidade de uma areia grossa uniforme ($a_f=1$, $n_f=20$, $m_f=2$, $h_r=3000$) e para uma argila ($a_f=100$, $n_f=1$, $m_f=0,5$, $h_r = 3000$) (M. Fredlund ,2002)

A equação (2.51) pode ser usada para representar a variação de n_f ou m_f a respeito ao diâmetro do tamanho da partícula.

$$p(\phi) = p_1 \left[\frac{1}{\ln \left\{ \exp(1) + \left[\frac{10^{-\log(d_e)-1}}{p_2} \right]^{p_3} \right\}} \right]^{p_4} + p_5 \quad (2.51)$$

Onde,

p_1 , p_2 , p_3 , p_4 e p_5 são parâmetros de ajuste ; d_e é o diâmetro de tamanho da partícula efetiva, e $p(\phi)$ é o valor para n_f ou m_f .

A curva de distribuição granulométrica foi então dividida em pequenas conjuntos de partículas uniforme do solo. A curva de retenção estimada iniciou pelo menor tamanho de partícula para cada divisão como ilustrado na Figura 2.17.

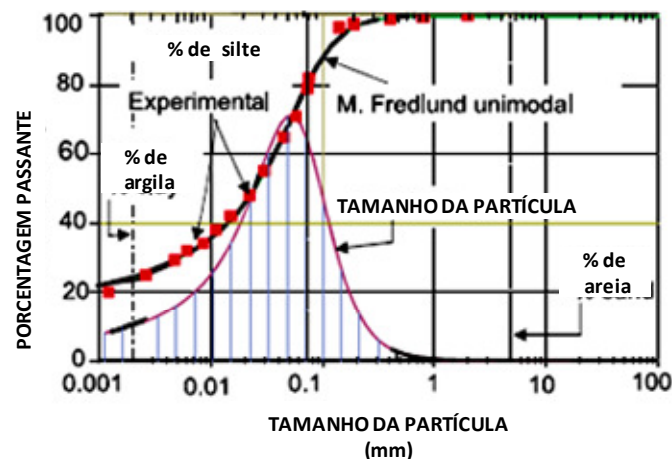


Figura 2. 17: Pequenas divisões dos tamanhos das partículas utilizadas para construir a curva (SWCC) (M. Fredlund,2002)

A estimativa da curva de retenção de umidade do solo a partir da curva granulométrica foi utilizada para todos os tipos de solo. O método aponta maiores dificuldade de estimar a curva de retenção para solos argilosos do que para os siltes e areias. Os resultados apresentados tendem a ser sensíveis ao fator de agrupamento assumido (n_p).

O fato de ter sido realizado uma divisão para cada faixa de tamanho de grão-individual permitiu maior precisão na estimativa da curva de retenção para a distribuição do tamanho dos grãos agrupados. O modelo proposto sugere que o tamanho da menor partícula deva ser fixado em torno de 0,0001 milímetros para obter resultados razoáveis.

2.4.4 Nimmo et al., (2007)

Nimmo et al., (2007) desenvolveram modelos de pedotransferências para obtenção da curva de retenção de umidade derivados de modelos de previsão existentes, partindo da hipótese de que cada partícula possui raio esférico característico associado exclusivamente com a sucção matricial e essa relação raio e sucção é uma característica que define o modelo. Estas hipóteses servem de base para as relações geométricas entre os poros e partículas dos grãos. O modelo de Arya e Paris (1981) foi modificado, eliminando a dependência do parâmetro α , que é determinado empiricamente incluindo

a fixação da relação poro e forma. Os resultados dos novos modelos de pedotransferências aproximaram do modelo original de Ayra e Paris (1981) e apresentaram maior simplicidade e aplicabilidade em relação aos modelos existentes.

2.4.5 Pham e D.G. Fredlund (2008)

Pham e D.G. Fredlund (2008) apresentaram duas novas equações para estimar curva de retenção de umidade do solo. A primeira equação apresenta os parâmetros de ajustes e tem uma relação significativa com as propriedades físicas do solo, sendo um pouco complexa. A segunda equação é relativamente simples de usar e é desenvolvida baseada nos pontos notáveis da curva de retenção de umidade do solo.

As duas equações são usadas para melhor ajuste dos dados de vários solos. As equações podem ser utilizadas para definir o teor de umidade gravimétrica x sucção do solo relacionado à mudança de volume. Fredlund (2002) e Fredlund e Pham (2006) afirmaram que as curvas de retenção de umidade do solo também se diferem dependendo do tipo da trajetória de tensão total aplicada. A forma da curva de retenção de umidade de um solo em função do teor de umidade gravimétrico é geralmente em forma de S (ou seja, para uma curva unimodal) (Sillers,1997).

Quando a sucção do solo é inferior ao valor de entrada de ar do solo (ou seja, todos os espaços vazios são preenchidos com água), alterar a sucção do solo afeta a tensão média total. A primeira parte da curva de retenção de umidade do solo em função do teor de umidade gravimétrico (ou seja, sucção do solo inferior ao valor de entrada de ar do solo) corresponde a uma variação do volume em um solo saturado. A magnitude desta inclinação da reta inicial depende da história de tensão e a compressibilidade da estrutura do solo (Figura 2.18).

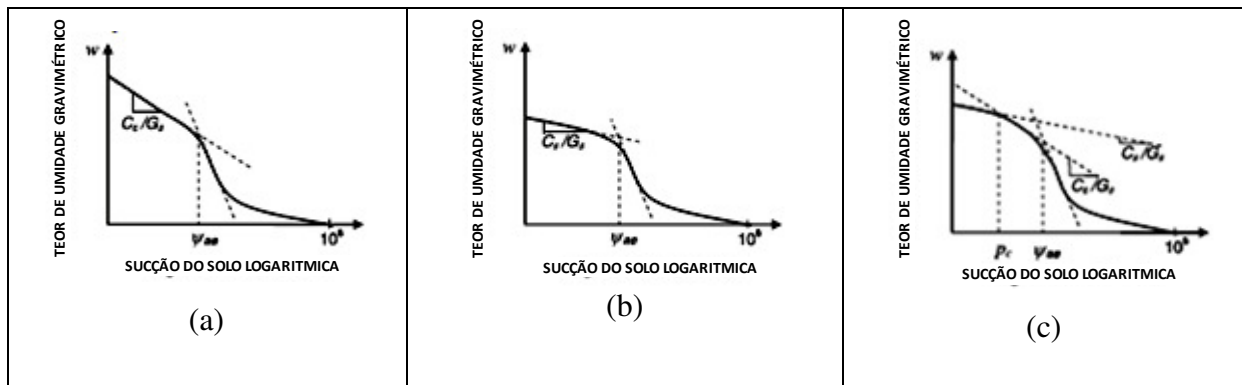


Figura 2. 18: Formas típicas das curvas de retenção de umidade gravimétricas para solos submetidos a diferentes histórias de tensões. (a) amostra de solo mole; (b) amostra pré-adensada; (c) amostra normalmente adensada (Pham e Fredlund, 2008)

Quando a sucção do solo é menor que o valor de entrada de ar, a variação de volume é devido à mudança de sucção do solo. A inclinação da reta inicial da curva de retenção de umidade do solo com sucção menor que o valor de entrada de ar pode ser calculado como mostra a equação 2.52. A diferenciação se aplica para a reta de compressão virgem (ou o ramo de recompressão), desde que sucção seja menor que o valor de entrada de ar.

$$\frac{dw}{d\psi} = \frac{d\left(\frac{e}{G_s}\right)}{d\psi} = \begin{cases} \frac{C_c}{G_s} & \text{para } \psi > p_c \\ \frac{C_c}{G_s} & \text{para } \psi \leq p_c \end{cases} \quad (2.52)$$

Onde,

w é o teor de umidade gravimétrico; e é o índice de vazios; G_s é a gravidade específica; C_s é o índice de descarregamento e recarregamento; C_c é o índice de compressão virgem; p_c é a tensão de pré-adensamento; ψ é a sucção do solo.

A primeira equação para curva de retenção de umidade do solo descreve em termos de pontos notáveis e parâmetros de ajustes com significado físico (ou seja, valor de entrada de ar, sucção residual, teor de umidade residual, inclinação da reta da curva). Gitirana e Fredlund (2004) propuseram uma equação para a curva de retenção, com parâmetros físicos independentes para cada parte da curva de retenção. As características básicas da curva de retenção são mostradas na Figura 2.19.

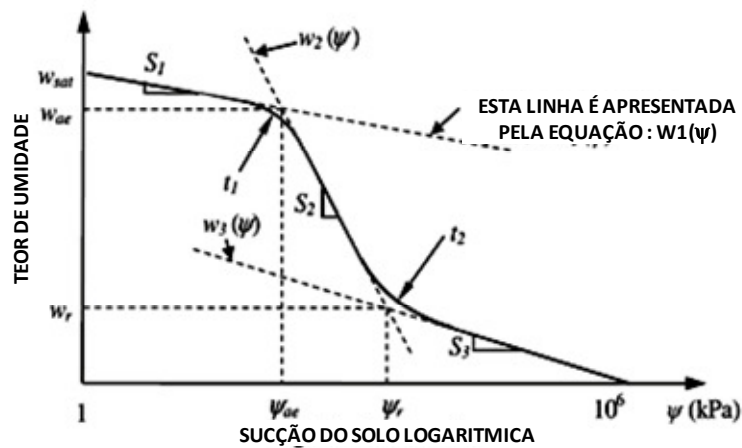


Figura 2. 19: Curva de retenção de umidade típica de um solo coesivo juntamente com a indicação das variáveis envolvidas (Pham e Fredlund, 2008, traduzido)

Pela Figura 2.19, poder ser visto que a curva de retenção pode ser representada por três linhas retas com inclinação S_1 , S_2 e S_3 . O teor de umidade na sucção do solo de 1×10^6 kPa é assumido para ser igual a zero (Fredlund e Xing, 1994). Os parâmetros t_1 e t_2 controlam as transições entre diferentes partes da curva de retenção. As três equações correspondentes às três linhas inclinadas no gráfico semi-log ($w_3(\psi)$, $w_2(\psi)$, e $w_1(\psi)$) pode ser escrita da seguinte forma (eq. 2.53 a 2.56):

$$w_3(\psi) = S_3 \log\left(\frac{10^6}{\psi}\right) \quad (2.53)$$

Onde,

ψ é a sucção do solo; S_3 é a reta inclinada da curva de retenção de umidade na parte posterior a sucção residual.

$$w_2(\psi) = S_3 \log(10^6) + (S_2 - S_3) \log(\psi_r) - S_2 \log(\psi) \quad (2.54)$$

Onde,

ψ_r é a sucção residual do solo; S_3 é a reta inclinada da curva de retenção de umidade na parte entre o valor de entrada de ar e a sucção residual.

$$w_1(\psi) = S_3 \log(10^6) + (S_1 - S_2) \log(\psi_{ae}) + (S_2 - S_3) \log(\psi_r) - S_1 \log(\psi) \quad (2.55)$$

Onde,

ψ_{ae} é o valor de entrada de ar no solo; S_1 é a reta inclinada da curva de retenção de umidade na parte anterior ao valor de entrada de ar.

Um ponto de inflexão é criado na interseção das duas retas. A equação geral (2.56) da curva de retenção é a seguinte:

$$w(\psi) = \left(\begin{array}{l} A(\psi) \cdot (S_2 - S_1) \left\{ \log\left(\frac{\psi}{\psi_{ae}}\right) - \frac{\ln(10)}{2t_1} [1 - A(\psi)] \right\} \\ + (S_3 - S_2) \left\{ \log\left(\frac{\psi}{\psi_r}\right) - \frac{\ln(10)}{2t_2} [1 - B(\psi)] \right\} \end{array} \right) B(\psi) + S_3 \log\left(\frac{10^6}{\psi}\right) \quad (2.56)$$

Onde,

$$A(\psi) = \frac{\psi_{ae}^{t_1}}{\psi^{t_1} + \psi_{ae}^{t_1}} \quad (2.57)$$

$$B(\psi) = \frac{\psi_r^{t_2}}{\psi^{t_2} + \psi_r^{t_2}} \quad (2.58)$$

A equação (2.56) pode ser reduzida para formar a equação (2.59).

$$w(\psi) = w_{sat}(M_1 + M_3) + S_1[-\log(\psi_{ae})(M_1 + M_3) - M_2] + S_2[-M_1 \log\left(\frac{10^6}{\psi_{ae}}\right) - \log\left(\frac{\psi_r}{\psi_{ae}}\right) M_3 + M_2] \quad (2.59)$$

Onde,

w_{sat} é o teor de umidade em 1kPa de sucção do solo; ψ_r é a sucção residual; ψ_{ae} é o valor de entrada de ar; S_1 , S_2 são as inclinações da reta da curva na parte anterior ao valor de entrada de ar e na parte entre o valor de entrada de ar e a sucção residual, respectivamente. Sendo que, os valores de M_1 , M_2 e M_3 podem ser dados pelas eqs 2.60 a 2.62:

$$M_1(\psi) = \frac{\left[\log\left(\frac{\psi}{\psi_r}\right) - \frac{\ln(10)}{2t_2} \left(1 - \frac{\psi_r^{t_2}}{\psi_r^{t_2} + \psi^{t_2}}\right) \right] \frac{\psi_r^{t_2}}{\psi_r^{t_2} + \psi^{t_2}}}{\log\left(\frac{10^6}{\psi_r}\right)} \quad (2.60)$$

$$M_2(\psi) = \left[\log\left(\frac{\psi}{\psi_{ae}}\right) - \frac{\ln(10)}{2t_1} \left(1 - \frac{\psi_{re}^{t_1}}{\psi_{ae}^{t_1} + \psi^{t_1}}\right) \right] \frac{\psi_{ae}^{t_1} \psi_r^{t_2}}{(\psi_{ae}^{t_1} + \psi^{t_1})(\psi_r^{t_2} + \psi^{t_2})} \quad (2.61)$$

$$M_3(\psi) = \frac{\log(10^6) - \log(\psi)}{\log(10^6) - \log(\psi_r)} \quad (2.62)$$

Onde,

t_1 , t_2 são os parâmetros de ajuste da curva que controlam a transição entre as partes da curva de retenção. O parâmetro t_1 controla o raio de curvatura no valor de entrada de ar, e o parâmetro t_2 controla o raio de curvatura da sucção residual. Estes dois parâmetros de ajustes têm pouca influência sobre a forma da curva de retenção.

A equação simplificada (segunda equação) da curva de retenção apresenta parâmetros de ajuste independentes. A técnica matemática utilizada para construção da equação simplificada é semelhante a da primeira equação apresentada anteriormente. A equação tem duas partes, a saber: (i) uma primeira parte para sucções do solo menor do que a sucção residual e (ii) uma segunda parte que faz uso do fator de correção de Fredlund e Xing (1994). A equação 2.63 é a seguinte:

$$w(\psi) = \left\{ [w_{sat} - S_1 \log(\psi) - w_r] \frac{a}{\psi^{b+a}} + w_r \right\} \left[1 - \frac{\ln\left(1 + \frac{\psi}{\psi_r}\right)}{\ln\left(1 + \frac{10^6}{\psi_r}\right)} \right] \quad (2.63)$$

Onde,

w_{sat} é o teor de umidade gravimétrico em 1 kPa sucção do solo; S_1 é a inclinação da curva da parte onde a sucção do solo é inferior ao valor de entrada de ar; w_r é o teor de umidade residual, a , b são parâmetros de ajuste da curva; ψ_r é a sucção do solo residual

O teor de umidade do solo em um sistema de sucção do solo de 1 kPa será usado como um ponto de referência inicial para a curva de retenção de água. A inclinação da curva da parte com sucções menores que o valor de entrada de ar também é definido em 1 KPa de sucção do solo. Portanto, w_{sat} e S_1 são valores conhecidos. Verificou-se que o ponto de quebra da curva de retenção de umidade ocorre em um valor de sucção do solo cerca de $(2.7a)^{1/b}$, sendo que poderá optar por usar a sucção residual, ψ_r , igual a $(2.7a)^{1/b}$. Se ψ_r é substituído por $(2.7a)^{1/b}$, então a curva tem três parâmetros de ajuste, ou seja, w_r , a , e b .

As duas novas equações propõem um refinamento para curva de retenção de água para vários tipos de solos, incluindo solos argilosos. Cada uma das duas equações propostas tem suas próprias vantagens. A primeira equação (parâmetro significativo) tem cinco parâmetros físicos de ajuste para curva de retenção. Esta equação é particularmente útil para a realização de estudos de sensibilidade. A segunda equação (simplificada) tem a vantagem da simplicidade matemática. Esta equação é particularmente útil ao executar estudos de modelagem numérica.

As Figuras 2.20 e 2.21 apresentam os resultados da aplicação das duas equações (2.59 e 2.63) da curva de retenção de umidade do solo. Ambas as equações propostas para curva de retenção definem a relação entre a sucção e teor de umidade em um intervalo amplo de sucções do solo.

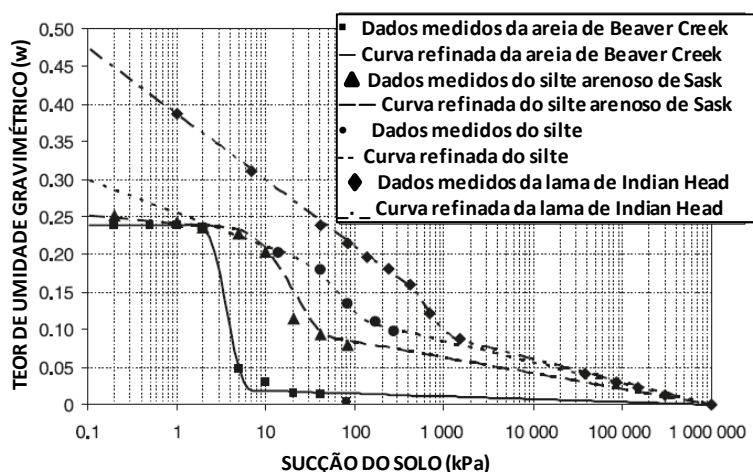


Figura 2.20: Curvas de retenção de umidade usando a proposta da primeira equação(2.59) em comparação com os dados medidos em laboratório de quatro solos ensaiados, (Pham e Fredlund, 2008, traduzido)

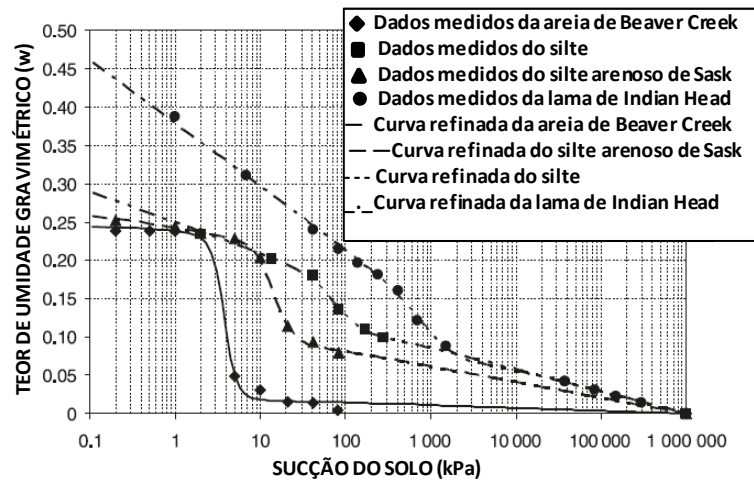


Figura 2. 21: Curvas de retenção de umidade usando a proposta da segunda equação (2.63) em comparação com os dados medidos em laboratório de quatro solos ensaiados, (Pham e Fredlund, 2008, traduzido)

2.4.6 Krishnapillai e Ravichandran (2012)

O modelo desenvolvido por Krishnapillai e Ravichandran (2012), denominado por SR, consistiu em uma nova equação para curva de retenção de umidade do solo utilizando o modelo de Fredlund e Xing (1994) como base de estudo. A equação da curva de retenção de umidade do solo proposta utiliza quatro parâmetros de ajuste, incluindo conceitos como sucção máxima na condição seca e teor de umidade residual, onde prevê uma melhor relação umidade-sucção para um intervalo maior do grau de saturação. O novo modelo é uma modificação do modelo de Fredlund e Xing (1994). A equação do novo modelo é dada pela equação 2.64:

$$S = \frac{N_{(\psi)}}{\left\{1 + \ln \left[1 + \left(\frac{\psi}{a}\right)^n\right]\right\}^m}$$

$$N_{(\psi)} = \left(1 - \sqrt{\frac{\psi}{\psi_{max}}}\right)^{N_r} \quad (2.64)$$

Onde,

a, n, e m = parâmetros de ajuste, e N_r = número relacionado com o teor de umidade residual. A função de correção N_{ψ} é usada para levar o teor de umidade

a zero quando a sucção for igual a ψ_{\max} . Se o θ_r for zero, a sucção será igual a ψ_{\max} no estado seco. Se o teor de umidade residual não considerar o valor máximo de sucção, o N_r irá para zero, de modo que a equação (6) será simplificada ($N_\psi=1$) para a forma mostrada na equação 2.65.

$$S = \frac{1}{\left\{1 + \ln \left[1 + \left(\frac{\psi}{a} \right)^n \right] \right\}^m} \quad (2.65)$$

Por outro lado, se o teor de umidade residual do solo considerar um valor limite máximo de sucção, valor de N_r calibrado pode ser usado em conjunto com o teor de umidade residual. Neste caso, a sucção máxima será igual a ψ_{\max} quando $\theta = \theta_r$. O fator N_ψ só é eficaz na zona residual, assim a previsão e o valor dos outros parâmetros do modelo não é afetado devido ao fator N_ψ .

Estes parâmetros influenciam a forma da curva similar ao modelo de Fredlund e Xing (1994). No entanto, a sucção 10^6 kPa, na condição seca é alcançado com sucesso, sem afetar a inclinação da curva dentro da zona de dessaturação ajustando o fator de correção N_ψ . O desempenho do novo modelo para prever a relação umidade - sucção é verificada através do ajuste dos dados experimentais de diversos solos diferentes, incluindo solos muito coesivos, é mostrado na Figura 2.22.

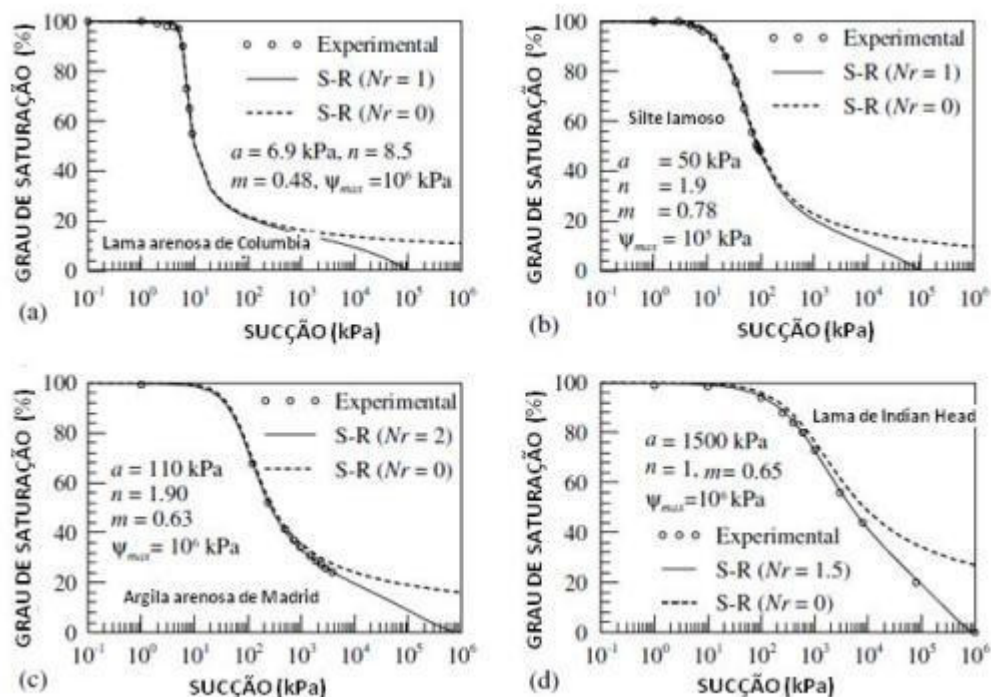


Figura 2. 22: Dados experimentais de diversos solos ajustado com modelo SR (Krishnapillai e Ravichandran, 2012, traduzido)

A inclusão da sucção máxima como um dos parâmetros do modelo aumenta a sua flexibilidade para o ajuste dos dados experimentais no intervalo de baixa sucção. Além disso, a sucção máxima na condição seca representa o último ponto na curva de retenção de umidade e, por isso, o modelo proposto pode ser usado para prever a relação umidade-sucção com confiança para um intervalo maior do grau de saturação. O modelo proposto também pode ser utilizado com sucção máxima adequada para teor de umidade normalizado igual a zero. Pode também ser utilizado sem especificar o valor máximo de sucção através da fixação do N_r igual zero.

Ao contrário da correção do fator de ψ_r no modelo Fredlund e Xing (1994), o fator de correção N_r no novo modelo tem um pequeno intervalo (1 a 5) para qualquer tipo de solo. É recomendado usar o fator de correção N_r de 1 a 2,5 para solos argilosos, e de 1,5 a 3,5 para silte e solos arenosos. Se o N_r for menor ou igual a 5, a inclinação da curva na zona dessaturação e o valor de entrada de ar não será afetada pelo valor de N_ψ .

O modelo proposto (Krishnapillai e Ravichandran, 2012) e os modelos de Brooks e Corey (1964), Van Genuchten (1980), e Fredlund e Xing (1994) foram investigados através da aplicação dentro de um programa simplificado de elementos finitos para simular problemas estáticos e dinâmicos de um solo não saturado (Krishnapillai e Ravichandran, 2012). Os resultados mostram que o novo modelo é flexível para representar a relação umidade - sucção para uma grande variedade de tipos de solo e um intervalo amplo do grau de saturação.

2.4.7 Exemplos de aplicação dos modelos de previsão das curvas de retenção de umidade do solo

Com objetivo relatar as várias experiências dos pesquisadores com a prática em modelos de previsão de curva de retenção de umidade do solo, serão apresentadas, a seguir, algumas aplicações apontando os resultados e suas avaliações quanto ao desempenho da técnica empregada.

Silva Júnior (2011) estudou as variações da sucção e umidade de solos não saturados a partir três modelos de previsão de curva de retenção de umidade da

literatura e um método proposto pelo próprio autor. Os solos de Aparecida de Goiânia, Brasília, e solos canadenses foram avaliados pelos modelos de Arya e Paris (1981), Arya e Dierolf (1989), Aubertin *et al.* (2003), além do método de previsão proposto pelo autor. Primeiramente, o autor avaliou o método de ensaio de granulometria e concluiu que granulometria com defloculante resultou em curvas mais próximas dos dados experimentais. Para os solos de Aparecida de Goiânia, o modelo de previsão proposto pelo autor apresentou as melhores curvas com base nos dados experimentais. Arya e Paris (1981) e Arya e Dierolf (1989) apresentaram também previsões próximas aos dados experimentais. O método de Aubertin *et al.* (2003) resultou em curvas dispersas dos dados experimentais, sendo mais representativas em regiões de baixo valor de sucção. Para os solos de Brasília, o modelo de Aubertin *et al.* (2003) se aproximou dos valores de entrada de ar e foi o modelo que resultou em piores previsões analisando todo conjunto de pontos experimentais. Os outros três métodos resultaram em curvas de previsões que se aproximam muito bem dos dados experimentais. Para os solos canadenses, a areia de Beaver Creek, os quatro modelos apresentaram previsões razoáveis e modelo de Arya e Paris (1981) foi o que resultou na pior previsão. Para argila Regina, as previsões foram pouco precisas e para o silte de Saskatchewan, a melhor previsão foi obtida pelo modelo de Arya e Dierolf (1989).

Maqsooud, Bussière e Mbonimpa (2007) propuseram uma conversão direta dos parâmetros do modelo MK (modified Kovács) através dos parâmetros Brooks e Corey (1964) e Van Genuchten (1980). As equações propostas foram desenvolvidas usando o banco de dados dos solos granulares de Grizzly (Haverkamp *et al.*, 1998). As curvas de retenção de umidade foram calculadas pelo modelo MK e então refinados pelos parâmetros Brooks e Corey (1964) e Van Genuchten (1980) e, partir disso, foram feitas correlações entre os diferentes parâmetros, seguindo o fluxograma mostrado na Figura 2.23. Os resultados mostraram que as equações propostas conduzem boas estimativas dos parâmetros Brooks e Corey (1964) e Van Genuchten (1980). Os parâmetros de conversão propostos são particularmente convenientes na primeira fase de um projeto quando há pouca informação disponível.

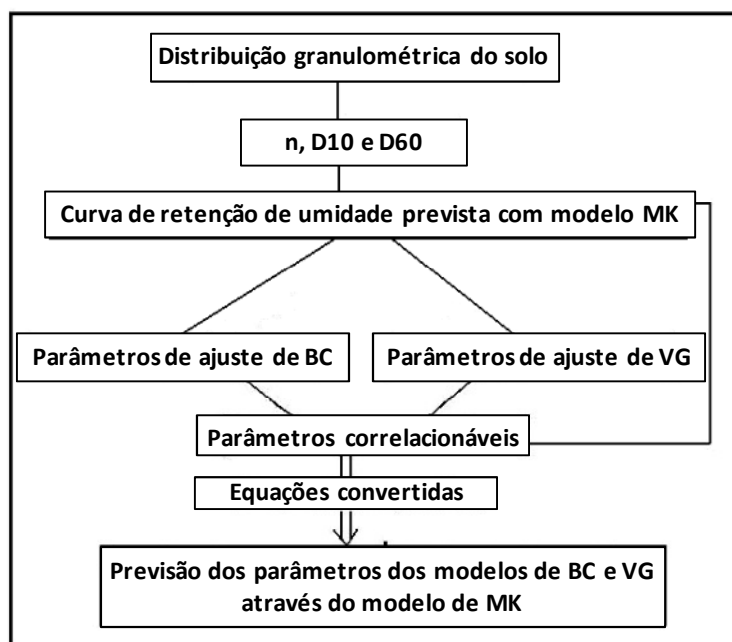


Figura 2. 23:Passos para determinação das equações de conversão(Maqsoud, 2007,traduzido)

Rezaee, Shabanpour e Davatgar (2010) investigaram o efeito do parâmetro α que é o parâmetro que estima o raio do poro a partir do raio de uma partícula esférica (Arya e Paris, 1981) para os diferentes métodos de previsão de curva de retenção de umidade. A avaliação dos métodos foi feita com 35 amostras de solo com diferente granulometrias dos solos da região oriental da província de Guilan, no Irã. A partir desse estudo, as principais conclusões obtidas são de que o α linear relatado por Arya et al.,(1999) e do α constante relatado por Arya e Paris (1981) exibiu boa concordância entre os dados medidos da curva de retenção de umidade. Os outros métodos, tais como, (Tyler e Wheatcraft,1989), (Vaz et al., 2005), e (Rezaei et al., 2004) mostraram as piores concordância com os dados medidos da curva de retenção de umidade. Os resultados mostraram que as curvas de retenção de umidade com diferentes valores de α deram resultados distintos e que as curvas de retenção de umidade dependem intensamente do parâmetro α . Além disso, a determinação do parâmetro α tem um papel fundamental na estimativa da curva de retenção de umidade.

Huang et al. (2009) avaliaram o desempenho do modelo de Fredlund et al., (2000) para ajustar os dados granulométricos quanto à distribuição dos tamanhos das partículas e, posteriormente, compararam as previsões realizadas pelos modelos de Arya

e Paris, (1981) e Fredlund et al., (2002), para estimar a curva de retenção de umidade de solos com dados ajustados por Fredlund et al., (2000). Estes modelos foram avaliadas para 258 amostras de solo do planalto sedimentar da China. Os dados medidos em laboratório e análise granulométrica foram determinados utilizando placa de pressão e o método de pipeta, respectivamente. A comparação entre os dados medidos e os estimados por Fredlund et al. (2000) mostraram que equação é representativa para todos os solos sedimentares do planalto, apresentando o menor erro médio de 0,869%. O modelo de Arya e Paris (1981) e o modelo de Fredlund et al., (2002) foram utilizados para prever a curva de retenção de umidade e os resultados estatísticos mostraram que o Fredlund et al., (2002) teve uma melhor previsão do que o Arya e Paris (1981) para a maioria dos solos. O modelo de Fredlund et al., (2002) teve o valor de erro médio de 0,039, em oposição a 0,046 ao do modelo de Arya e Paris (1981). O modelo de Fredlund et al. (2002) produziu previsões mais próximas para areias argilosas, argila arenosa, e para os solos argilosos o modelo apresentou o menor erro médio. Os resultados mostram a comparação entre os dados medidos e estimados quanto ao valor de entrada de ar e indicaram uma melhoria significativa quando se utiliza o modelo de Fredlund et al. (2002). Os resultados de ambos os modelo de previsão mostraram que o valor de entrada de ar aumenta com o aumento do teor de partículas de argila do solo. Ambos os modelos de previsão foram avaliados na sua capacidade de estimar a taxa em que um solo diminui a saturação com o aumento da sucção. A representação da taxa de dessaturação foi representada como o valor máximo da inclinação da curva de retenção de umidade. A inclinação máxima da curva estimada pelo modelo de Arya e Paris (1981) mostrou maior precisão do que a curva obtida a partir da Fredlund et al. (2002). Os valores de erro médio para modelo de Arya e Paris (1981) foi de 0,266 e de 0,356 para o Fredlund et al. (2002). Em geral, os solos com alto teor de areia apresentaram maiores inclinações máximos na curva de retenção de umidade.

Vaz et al. (2005) avaliou o desempenho do modelo de previsão de Arya e Paris (1981) para vários tipos de solo brasileiros usando três valores para constante $\alpha=1,38$ e $0,938$ (valores da literatura), e $\alpha=0,977$ (obtido). O estudo foi realizado com 104 amostras de solo coletadas no estado de São Paulo e Rio Grande do Sul. As curvas granulométricas foram obtidas através do analisador automático de partículas do solo e a curva de retenção de umidade foi medida com placa de pressão e também pelo método

de câmara de Richard. O valor do parâmetro α obtido para 104 amostras de solo foi de $\alpha = 0,977$, e foi o valor que mais se aproximou do valor do parâmetro α proposto por Arya e Dierolf (1992), e $\alpha = 0,938$, menor do que o valor original de $\alpha = 1,38$ introduzida por Arya e Paris (1981). Para estas amostras de solos, ao utilizar valores de 0,977 e 0,938 para a constante α , conduziu a uma melhor estimativa da curva de retenção de umidade do solo.

2.5 Resistência ao cisalhamento em solo não saturado

2.5.1 Equação proposta por Bishop (1959)

Bishop (1959, apud Mendes, 2008) sugeriu uma expressão para representar a tensão efetiva em um solo não saturado, dada pela equação (2.66):

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w) \quad (2.66)$$

χ - é um parâmetro relacionado com o grau de saturação do solo. A magnitude do parâmetro χ é de 1 para um solo saturado e zero para um solo totalmente seco. O valor do parâmetro χ varia em função do tipo de solo e de sua estrutura, para um mesmo grau de saturação.

Substituindo a equação (2.66) no critério Mohr-Coulomb para solos saturados

$$\tau = c' + (\sigma - u_w) \operatorname{tg} \phi' \quad (2.67)$$

Tem-se a equação (2.68):

$$\tau = c' + \{(\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w)\} \operatorname{tg} \phi' \quad (2.68)$$

Onde,

u_a - é a pressão do ar nos poros; τ - tensão cisalhante; c' - intercepto de coesão efetiva do solo; σ - tensão total normal; u_w - poropressão nos poros do solo, $(\sigma - u_w)$ - tensão efetiva normal; ϕ' - ângulo de atrito efetivo do solo.

Skempton (1960 apud Mendes, 2008) interpretou o valor de χ na equação apresentada por Bishop (1960 apud Mendes, 2008), assumindo a hipótese de que o parâmetro χ representa uma parcela da área total do solo. Para um solo não saturado, Skempton (1960) considera que a pressão de água dos poros atua sobre uma área χ por unidade de área de solo e que a pressão de ar nos poros atua em uma área $(1 - \chi)$. Quando o solo está saturado, os vazios do solo estão preenchidos por água e o parâmetro χ se aproxima de 1. Para o estado seco, os vazios estão preenchidos por ar e o valor de χ é muito pequeno. No entanto, Jennings e Burland (1962 apud Mendes, 2008) e Burland (1965 apud Mendes, 2008) mostraram que o parâmetro χ varia muito devido à estrutura e ao tipo de solo e que a proposta somente era satisfatória para condição de ruptura, não representando bem o comportamento do solo em função das variações volumétricas. Tais autores enfatizaram a importância de separar duas variáveis de estado de tensão: a primeira é denominada de tensão normal líquida ($\sigma - u_a$) e a segunda, de sucção matricial ($u_a - u_w$). Além disso, Blight (1967 apud Mendes, 2008), reconhecendo os problemas em relação à equação de Bishop (1959), apontou dificuldades para obtenção do parâmetro χ , que depende de outros fatores como histórico de tensões e nível de tensão ocasionando valores de χ diferentes.

2.5.2 Equação proposta por Fredlund et al.(1978)

O conceito de variáveis de estado de tensão para descrever o comportamento de solos não saturados foi introduzido por Fredlund e Morgenstern, (1977 apud Oliveira, 2004). Em seguida, Fredlund et al. (1978 apud Mendes, 2008) apresentaram uma equação para resistência ao cisalhamento de solos não saturados baseado nestas duas variáveis de estado de tensão ($\sigma - u_a$) e ($u_a - u_w$).

Segundo estes autores, em solos não saturados o comportamento pode ser expresso em função de duas variáveis de estado de tensão, como mostra a Tabela 2.8.

Tabela 2.8: Possíveis combinações de variáveis de estado de tensão para solos não saturados (Fredlund e Rahardjo, 1993)

Pressão de referência	Variáveis de estado de tensão
Ar, u_a	$(\sigma - u_a)$ e $(u_a - u_w)$
Água, u_w	$(\sigma - u_w)$ e $(u_a - u_w)$
Total, σ	$(\sigma - u_a)$ e $(\sigma - u_w)$

A equação (2.69) representa a proposta de Fredlund et al (1978) para a resistência dos solos não saturados:

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \operatorname{tg} \phi' + (u_a - u_w) \operatorname{tg} \phi^b \quad (2.69)$$

Onde,

ϕ^b – ângulo que indica a razão de aumento na resistência em função do aumento da sucção.

Fredlund et al. (1978), Gulathi e Satija (1981), Ho e Fredlund (1982 apud Calle,2000) apresentaram resultados de ensaios triaxiais com sucção matricial controlada onde o valor de ϕ^b é menor que ϕ' , indicando que o incremento no valor da variável de tensões ($\sigma - u_a$) ocasiona maior contribuição para o ganho de resistência do solo para um mesmo incremento na sucção matricial.

A equação proposta por Fredlund et al. (1978 apud Cardoso Jr., 2006) pode ser representada em um gráfico em três dimensões, como mostra a Figura 2.24. No eixo das ordenadas é representada a tensão cisalhante (τ) e as variáveis de estado de tensão ($\sigma - u_a$) e $(u_a - u_w)$ são representadas no eixo das abcissas. O plano frontal ($\sigma - u_a$ versus τ) representa a condição de saturação, quando a sucção é zero.

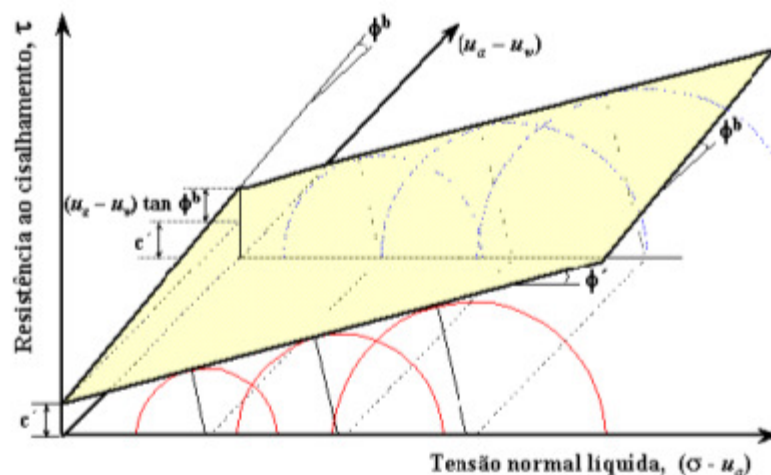


Figura 2. 24:Superfície de ruptura para um solo não saturado, representação da proposta da equação (2.13), (Fredlund et al.1978 apud Mendes,2008)

Na Figura 2.24 e na equação 2.59, o aumento na resistência cisalhante devido ao aumento na tensão normal é caracterizado pelo ângulo de atrito (ϕ'). Por

outro lado, o ganho da resistência cisalhante devido ao aumento da sucção é caracterizado pelo ângulo (ϕ^b). Desta forma, a superfície de ruptura idealizada por Fredlund et al. (1978 apud Cardoso Jr.,2006), representada pela equação 2.59, assume que a superfície de ruptura seja plana, ou seja, os valores de ϕ^b e ϕ' não variam com acréscimo de sucção e a superfície tangente aos círculos de Mohr na ruptura define um plano. De acordo com estes autores, o ângulo de atrito interno não variaria com a sucção e a influência desta na resistência se refletiria por um aumento linear na coesão do solo traduzido, pelo parâmetro ϕ^b , que se apresentaria constante. Logo se pode definir a variação da coesão com a sucção através da equação (2.70)

$$c = c' + (u_a - u_w). \tan \phi^b \quad (2.70)$$

Comparando as equações propostas por Bishop (1960) (equação 2.66) e Fredlund et al., (1978 apud Mendes, 2008), (equação 2.69), para a resistência ao cisalhamento de solos não saturados temos que o valor do parâmetro χ se relaciona com o ângulo ϕ^b da seguinte maneira (equação 2.71):

$$\tan \phi^b = \chi \tan \phi' \quad (2.71)$$

Se $\chi = 1$, para solos saturados, deve-se esperar que ϕ^b seja igual a ϕ' , para baixos valores de sucção matriciais e para sucção elevadas, quando os solos se tornariam não saturados, ϕ^b tenderia a zero. Escário e Saez (1986 apud Cardoso Jr., 2006) chegaram à mesma constatação, quando estudaram o comportamento das argilas de Guarlix, através do ensaio de cisalhamento direto com sucção controlada. Verificaram que a coesão variava não linearmente com a sucção e que o parâmetro ϕ^b seria igual de ϕ' para baixos valores de sucção. A Figura 2.25 apresenta os resultados obtidos por Escário e Sáez (1986 apud Cardoso Jr., 2006) para uma argila vermelha. Nota-se que a resistência das amostras da argila aumenta com valores de sucção, entretanto os valores da tensão cisalhante versus sucção para diferentes valores de tensão normal não são proporcionais ao aumento da sucção.

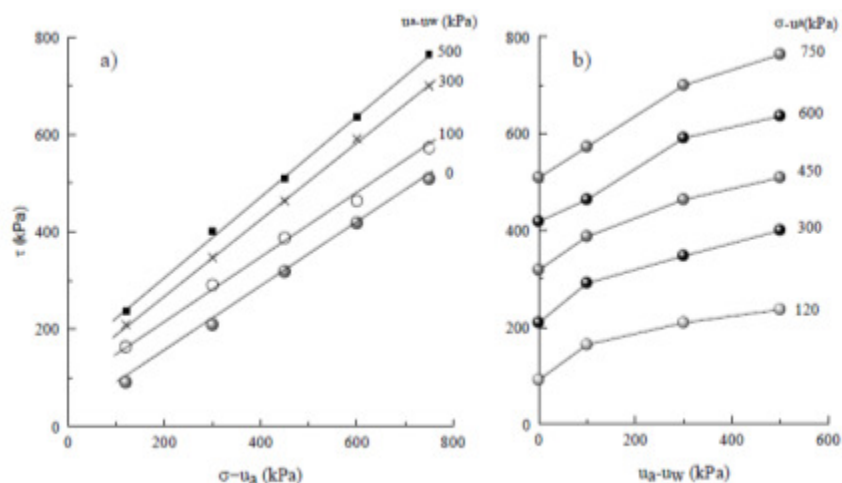


Figura 2. 25:a) Resultados de ensaios de cisalhamento direto em amostras de argila, preparadas nas mesmas condições iniciais e diferentes valores de sucção; b) Resistência ao cisalhamento versus sucção para diferentes valores de tensões normais (Escário e Sáez , 1986 apud Cardoso Jr.,2006)

Delage et al. (1987 apud Calle, 2000), baseado em resultados de ensaios triaxiais com sucção controlada em uma argila, verificaram claramente a variação de ϕ^b para baixos valores de sucção e também para altos valores de sucção, confirmando que o efeito da sucção matricial na resistência ao cisalhamento dependerá do tipo de solo e do valor mínimo do grau de saturação alcançado.

Rohm (1992 apud Calle, 2000) apresenta resultados de ensaios triaxiais com sucção controlada realizados em um colúvio arenoso indeformado nos quais se obteve valores de ϕ' crescentes com a sucção matricial. O intercepto de coesão do solo também apresentou valores crescentes com a sucção matricial até 200 kPa. A partir deste valor, acréscimos de sucção matricial pouco influenciaram nos valores de c' . Ainda segundo este autor, a relação entre a resistência ao cisalhamento e a sucção matricial segue uma lei hiperbólica.

Fredlund et al. (1987 apud Calle, 2000) admitem a não linearidade da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial. Os autores apresentaram resultados de ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada no solo de origem glacial e obtiveram valores de ϕ^b decrescentes com a sucção matricial. Ainda segundo estes autores, para baixos valores de sucção matricial, tem-se aproximadamente $\phi^b = \phi'$.

Gan e Fredlund (1995 apud Calle, 2000) apresentaram resultados de ensaios triaxiais e de cisalhamento direto em solos saprolíticos em condições saturadas e com sucção matricial controlada. Os resultados apresentaram uma envoltória curvilínea para baixos valores de tensão normal e linear para altos valores. A resistência ao cisalhamento cresce com a sucção, atingindo valores máximos para valores de sucção matricial entre 75 e 100 kPa. Ainda segundo estes autores, o caráter não linear da relação entre τ e sucção matricial advém da curva característica de sucção do solo.

Drumright e Nelson (1995 apud Calle, 2000) realizaram ensaios triaxiais com sucção matricial controlada em uma areia proveniente de rejeitos de uma mina de cobre, chegando a valores de resistência ao cisalhamento variando de maneira não linear com a sucção matricial.

De Campos (1997 apud Mendes, 2008) relata que as variações nos parâmetros ϕ' e ϕ^b sugerem que a envoltória geral de resistência ao cisalhamento de solos não saturados deve ser representada por uma superfície curva, conforme apresentado na Figura 2.26.

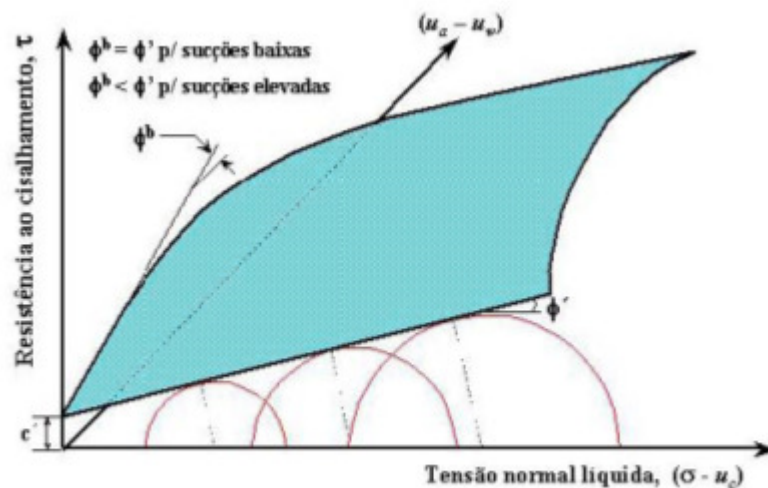


Figura 2. 26:Superfície da envoltória de resistência de solos não saturados (De Campos,1997 apud Mendes,2008)

Teixeira (1996 apud Calle, 2000) apresenta resultados de ensaios triaxiais com sucção controlada realizados no mesmo solo que Rohm (1992), estando este em uma condição compactada. Os resultados obtidos indicaram valores de ϕ' praticamente constantes com a sucção matricial e valores de c' variando com a sucção matricial

conforme lei hiperbólica. Ainda segundo este autor, para baixos valores de sucção matricial é possível encontrar $\phi^b > \phi'$.

Embora exista um consenso entre a grande maioria dos trabalhos encontrados na literatura de que o ângulo ϕ^b é menor que o ângulo ϕ' , alguns autores tem apresentado resultados experimentais, onde o valor do parâmetro de ϕ^b foi maior que ϕ' , (ex. Escário, 1988; Rohm, 1992; Abramento e Pinto, 1993; Machado e Vilar, 1998; Lopes et al., 2007 apud Mendes, 2008), provavelmente devido ao fato de que o comportamento dos solos depende também do estado físico e não apenas das interações físico-químicas do sistema solo-água.

Lopes (2006) apresenta resultados de ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada em um solo residual de filito. Na análise dos resultados, notou-se um comportamento não linear nas envoltórias em relação a sucção e para baixos valores de sucção, houve um rápido crescimento de ϕ^b , sendo que este valor foi maior que ϕ' . Esse comportamento não linear foi representado por uma função hiperbólica, por onde se obteve uma envoltória tridimensional da resistência ao cisalhamento não saturado do solo residual jovem de filito. Além disso, foi relatada que o acréscimo de resistência observado para valores baixos de sucção pode ser correlacionado a curva de retenção de umidade do solo, uma vez que o valor de entrada de ar estaria no intervalo de baixas sucções. Maiores detalhes sobre este estudo será comentado adiante.

2.5.3 Equação proposta por (Vilar, 2006)

Vilar (2006) propôs um procedimento simples para estimar a resistência ao cisalhamento dos solos não saturados. Segundo o autor, a coesão aparente do solo apresenta uma relação hiperbólica com a sucção, definida pela equação (2.72):

$$c = c' + \psi / (a + b\psi) \quad (2.72)$$

O solo é considerado saturado para sucções matriciais inferiores ao valor de entrada de ar ($\psi \rightarrow 0$). Isso pode ser mostrado a partir equação abaixo para o estado

saturado, admitindo que $\phi^b = \phi'$. Assim, tem-se substituindo a equação 2.72 na equação 2.69, a equação 2.73:

$$\tau = c' + \left(\frac{\psi}{(a+b\psi)} \right) + (\sigma - u_a) \tan \phi' \quad (2.73)$$

Portanto, derivando a equação 2.73, tem-se a equação 2.74:

$$\left. \frac{dc}{d\psi} \right|_{\psi \rightarrow 0} = 0 + \frac{1}{a} = \tan \phi' \Rightarrow a = \frac{1}{\tan \phi'} \quad (2.74)$$

Na condição de teor de umidade residual ($\psi \rightarrow \infty$), a coesão terá um valor máximo ou último. Obtendo o limite da mesma quando a sucção tende a $\psi \rightarrow \infty$, tem-se a equação 2.75:

$$\lim_{\psi \rightarrow \infty} c = c_{ult} = \frac{1}{b} \Rightarrow b = \frac{1}{(c_{ult} - c')} \quad (2.75)$$

Ou,

$$b = \frac{1}{(c_{ult} - c')} \quad (2.75a)$$

Onde,

c – intercepto de coesão aparente; c' – coesão efetiva para condição de saturação; ψ – sucção do solo; a, b – coeficientes de ajustes.

Na equação de resistência não saturada elaborada por Vilar (2006) admite-se que a resistência ao cisalhamento atinge um valor máximo ou último com teor de umidade residual. Portanto, a ψ se aproxima do infinito e supõe-se que a resistência ao cisalhamento tenha valores últimos (C_{ult} ou τ_{ult}).

2.5.4 Equação proposta por Kayadelen et al. (2007)

Kayadelen, Tekinsoy e Taskiran (2007) desenvolveram um modelo empírico para previsão da resistência dos solos não saturados, ou seja, o que eles denominaram de “resistência de sucção”. Neste trabalho, o modelo de previsão utilizado foi o modelo logarítmico e compararam-se os valores calculados com os resultados dos ensaios de uma amostra indeformada de um solo argiloso residual de Diyarbakır, na Turquia. Para isso, o ensaio triaxial convencional foi modificado para determinar os parâmetros de resistência ao cisalhamento dos solos não saturados usando a técnica de translação de eixo para controlar a sucção matricial. Para obter uma equação linear aproximada para envoltória de resistência de sucção, a relação entre a resistência de sucção e sucção matricial foi descrita no plano $[\tau_{us}, \ln(u_a - u_w)]$. Neste caso, a equação da envoltória de “resistência da sucção” foi obtida, conforme mostrado na equação (2.76):

$$\tau_{us} = m \ln(u_a - u_w) + n \quad (2.76)$$

No entanto, enquanto a sucção matricial é igual a zero, por esta equação 2.76 a resistência de sucção não é igual a zero. A fim de eliminar este problema, a sucção matricial $(u_a - u_w)$ e a resistência de sucção (τ_{us}) , podem ser transformadas em $[(u_a - u_w) + P_{at}]$ e $[\tau_{us} + P_{at}]$. A equação de resistência de sucção passa a ser, conforme mostrado na equação (2.77):

$$\tau_{us} + P_{at} = [m \ln(u_a - u_w) + P_{at}] + n \quad (2.77)$$

Os parâmetros m e n da equação (2.67) são os parâmetros do modelo. Quando $(u_a - u_w)$ é igual à zero, (τ_{us}) , será igual a zero. Se $(u_a - u_w) = 0$ e $\tau_{us} = 0$ na equação (2.77), n é encontrada da seguinte forma, como mostra a equação (2.78).

$$n = -m \ln(P_{at}) \quad (2.78)$$

Substituindo a equação (2.77) na equação (2.78), e reorganizando, produz a equação (2.79)

$$\tau_{us} = m \ln \left[\frac{(u_a - u_w) + P_{at}}{P_{at}} \right] \quad (2.79)$$

Em que P_{at} é a pressão atmosférica.

O parâmetro m , que reflete as propriedades do solo, é determinado pela análise regressiva dos dados dos solos não saturados. Usando uma base teórica da mecânica dos solos não saturados, o parâmetro m pode ser aproximadamente calculado. Deriva-se a equação 2.79 da resistência de sucção com relação à sucção matricial quando é avaliada em $(u_a - u_w) = (u_a - u_w)_b$. Sendo $(u_a - u_w)_b$ o valor de entrada de ar do solo, então $\tan \phi^b$ é próximo a $\tan \phi'$ (Rassam e Cook, 2002). Para esta proposta, derivando equação (2.69) com relação a $(u_a - u_w)$, obtém a equação (2.80):

$$\frac{d \tau_{us}}{d (u_a - u_w)} = \frac{m}{[(u_a - u_w) + P_{at}]} = \tan \phi^b \quad (2.80)$$

Substituindo o termo $(u_a - u_w) = (u_a - u_w)_b$, e $\tan \phi^b$ igual a $\tan \phi'$. O parâmetro m é encontrado da seguinte forma na equação (2.81):

$$m = \tan \phi' [(u_a - u_w)_b + P_{at}] \quad (2.81)$$

Substituindo a equação (2.81) na equação (2.80), obtém a equação (2.82):

$$\tau_{us} = \tan \phi' [(u_a - u_w)_b + P_{at}] \ln \left[\frac{(u_a - u_w) + P_{at}}{P_{at}} \right] \quad (2.82)$$

Alguns pesquisadores assumem que os solos estão saturados para valores de sucção variando entre zero e o valor de entrada de ar, $0 < (u_a - u_w) < (u_a - u_w)_b$, e, portanto, a envoltória da resistência de sucção é constante e igual a $\tan \phi'$ dentro desta faixa (Vanapalli et al 1996; Rassam e Cook, 2002). Embora este não seja claramente o

caso para resistência ao cisalhamento dada pela equação (2.72), é dado como aceitável os resultados entre zero e o valor da sucção matricial de entrada ar. Por outro lado, na maioria dos casos de aplicações de engenharia, a resistência não saturada corresponde a uma sucção matricial que varia entre o valor de entrada de ar e sucção residual de solos, e é o intervalo que mais interessa (Fredlund e Rahardjo 1993; Rassam e Cook, 2002).

A vantagem da equação (2.82) em comparação com outros métodos propostos é que ela só exige saber um único valor da curva de retenção de umidade, enquanto para os outros métodos propostos são necessários mais de um. Conseqüentemente, a equação (2.82) parece ser simples e prática uma vez que requer o valor de entrada do ar e o ângulo efetivo da resistência cisalhamento do solo.

A equação (2.82) reflete a contribuição da sucção matricial para a resistência ao cisalhamento. Esta contribuição pode ser considerada como parte da coesão total dos solos não saturados. Assim, a coesão total pode ser escrita como mostra na equação (2.83), Kayadelen et al., (2007):

$$C_{total} = c' + \tan \phi' [(u_a - u_w)_b + P_{at}] \ln \left[\frac{(u_a - u_w) + P_{at}}{P_{at}} \right] \quad (2.83)$$

O modelo logarítmico de resistência de sucção foi usado para estimar a resistência de sucção dos solos argilosos de Diyarbakir, na Turquia. A variação da coesão total com a sucção matricial prevista a partir da equação (2.83) foi graficamente comparada com os valores de resultados experimentais. Pode-se verificar que o modelo logarítmico de resistência de sucção proposta neste trabalho mostrou ser um método confiável e vantajoso, como pode ser visto pela Figura 2.27.

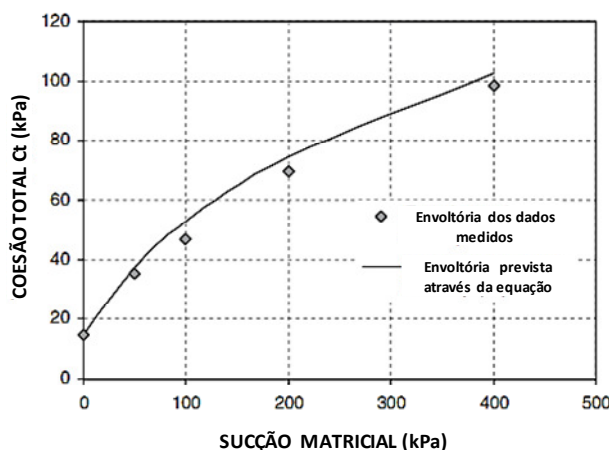


Figura 2. 27: Comparação de valores de coesão total versus sucção matricial previsto pela equação 2.83 e dados medidos experimentalmente (Kayadelen et al., 2007, traduzido)

A medição de parâmetros do solo não saturados, tais como a permeabilidade e resistência ao cisalhamento, usados para descrever o seu comportamento, pode ser difícil, caros e muitas vezes impraticáveis de se obter. Portanto, os modelos de previsão de resistência que se baseiam na curva de retenção de umidade do solo e nos parâmetros de resistência do solo saturado (isto é, de coesão efetiva e ângulo de atrito interno) podem oferecer uma estimativa razoável das funções de resistência ao cisalhamento de um solo não saturado, (Fredlund, 1996). Entre os mais utilizados na literatura são os modelos apresentados na Tabela 2.9:

Tabela 2. 9: Modelos de previsão de resistência não saturada baseado na curva de retenção de umidade (Cerqueira de Jesus, 2008, adaptado)

Fonte	Modelo	Descrição
Oberg e Sallfors (1995)	$\tau = c' + (\sigma - u_a) \cdot \text{tg}\phi' + S(u_a - u_w) \cdot \text{tg}\phi'$	S- grau de saturação; ϕ' - ângulo de atrito interno; c' -coesão efetiva
Fredlund et al. (1996)	$\tau = c' + (\sigma - u_a) \cdot \text{tg}\phi' + (u_a - u_w) \cdot [\theta^k \cdot \text{tg}\phi']$	θ - teor de umidade normalizado, k- parâmetro de ajuste
Vanapalli (1996)	$\tau = c' + (\sigma - u_a) \cdot \text{tg}\phi' + (u_a - u_w) \cdot \left[\left(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right) \cdot \text{tg}\phi' \right]$	θ - teor de umidade, θ_r - teor de umidade residual, θ_s - teor de umidade saturado,

Vanapalli et al.(1996) e Fredlund et al. (1996) propuseram uma função não linear para prever a resistência ao cisalhamento de um solo não saturado utilizando a curva de retenção de umidade (0-1.000.000 kPa) e os parâmetros saturados de resistência ao cisalhamento, como mostrado na equação 2.84.

$$\tau = c' + (\sigma - u_a). \operatorname{tg} \phi' + (u_a - u_w). [\Theta^K. \operatorname{tg} \phi'] \quad (2.84)$$

Sendo,

K - parâmetro utilizado para a obtenção de um melhor ajuste entre os valores medidos e previstos

Θ - teor de umidade normalizado

A contribuição da resistência ao cisalhamento devido à sucção constitui a segunda parte, conforme eq. 2.84:

$$\tau_{us} = (u_a - u_w). [\Theta^K. \operatorname{tg} \phi'] \quad (2.85)$$

A equação 2.84 também pode ser escrita em termos de grau de saturação (S), ou o teor de umidade gravimétrico (w) para prever a resistência ao cisalhamento originando resultados semelhantes. Os dados da curva de retenção de umidade do solo são necessários, juntamente com os parâmetros de resistência ao cisalhamento saturados apresentados na equação 2.84. A melhor curva de retenção de umidade do solo pode ser obtida em termos de (a, n e m), utilizando a equação proposta por Fredlund e Xing (1994).

A contribuição da resistência ao cisalhamento, devido à sucção ($\tan \phi^b$) é igual a ($\tan \phi'$) até o valor de entrada de ar no solo. Em outras palavras, a equação convencional para estimar a resistência ao cisalhamento de solos saturados pode ser usada até o valor de entrada de ar para os solos não saturados. A variação da resistência ao cisalhamento em relação à sucção é linear até o valor de entrada de ar (zona de

limite). A contribuição da resistência ao cisalhamento, devido à sucção ($\tan \phi^b$) é menor do que ($\tan \phi'$) na zona de transição. A equação 2.84 é útil para prever a resistência ao cisalhamento de um solo não saturado em todo intervalo de sucção de (0 - 1.000.000 kPa) a partir de uma condição completamente saturada a uma condição seca total).

Vanapalli et al. (1996) propôs um outra equação para prever a resistência ao cisalhamento de solos não saturados sem utilizar o parâmetro de ajuste (k). A equação é a seguinte (2.86):

$$\tau = c' + (\sigma - u_a). \operatorname{tg} \phi' + (u_a - u_w). \left[\left(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right) . \operatorname{tg} \phi' \right] \quad (2.86)$$

Para usar esta equação (2.86), o teor de umidade residual, (θ_r) tem que ser estimado a partir da curva de retenção de umidade do solo.

No modelo de Vanapalli et al, (1996 apud Cardoso Jr.,2006) são diferenciadas três fases no processo de dessaturação: a primeira fase é chamada de estágio de contorno, a segunda fase é chamada de estágio de dessaturação e a terceira fase, é chamada de zona residual. Na Figura 2.28 estão representadas estas três fases na curva de retenção de umidade correlacionada com a resistência de um solo não saturado. A primeira fase é caracterizada pela fase onde os poros estão preenchidos com água, é uma fase anterior valor de entrada de ar e a resistência aumenta de forma linear com o aumento a sucção, representada pela reta A-B da Figura 2.28. A segunda fase inicia-se a partir do valor de entrada de ar até o teor de umidade residual, e representa a zona de dessaturação, onde a resistência cresce de forma não linear, indicado pelo trecho B-C na Figura 2.28. Na zona residual é necessário um aumento considerável no valor de sucção para reduzir uma pequena quantidade de água no solo, a resistência na zona residual pode aumentar diminuir ou permanecer constante (C-D).

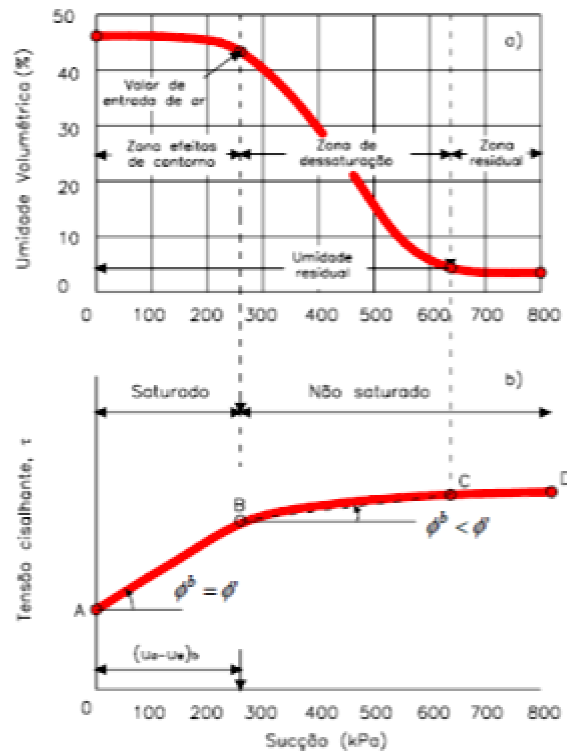


Figura 2. 28:Relação entre a curva de retenção de umidade e a resistência ao cisalhamento de um solo não saturado: a) curva de retenção de umidade; b) Envoltória não linear da resistência. (Vanapalli et al. 1996 apud Cardoso Jr.,2006)

Lopes (2006) analisou modelos de previsão de resistência com a envoltória de resistência hiperbólica com tensão normal líquida de 50 kPa obtida nos ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada. Os resultados apontaram que os modelos não conseguiram prever adequadamente o comportamento do solo estudado, obtendo-se estimativas muito conservadoras. Isso é justificado pelo fato dos modelos de previsão se fundamentar que o parâmetro ϕ^b ser sempre menor ou no máximo igual a ϕ' para o intervalo de baixa sucção. Os modelos de previsão de resistência analisados foram Lytton (1996), Vanapalli et al.(1996), Fredlund et al. (1996) e Oforsberg e Sallfors (1997).

Cardoso Jr.(2008) verificou os modelos de previsão de resistência para solos não saturados comparando com a envoltória de resistência correspondente aos ensaios de compressão simples com sucção igual a zero. Os modelos de previsão de resistência verificados foram de Vanapalli (1996) e Vanapalli et al.(1996) e Fredlund et al.(1996). Para proposta de previsão por Vanapalli (1996), o modelo apresentou-se bastante satisfatório para os solos de gnaiss e AG3(75% gnaiss + 25%areia). Para os solos

AG2(50% gnaisse + 50% areia) e AG1(25% gnaisse + 75% areia), o modelo superestimou a resistência ao cisalhamento.

2.6 Influência da sucção na estabilidade de taludes

A resistência ao cisalhamento é uma propriedade importante nos projetos de engenharia para numerosas estruturas geotécnicas, tais como fundações, barragens de terra, muros de arrimo e obras subterrâneas. A contribuição da sucção matricial para a resistência ao cisalhamento dos solos geralmente resulta em um aumento significativo na capacidade de suporte e no fator de segurança associado com cálculos de estabilidade de taludes (Rassam e Williams, 1999; Fredlund e Rahardjo 1993, apud Sheng et al., 2011). Análises numéricas demonstraram que a sucção do solo pode ser incorporada nas análises de estabilidade de taludes de corte e aterro (Ridley et al, 2003). Portanto, as medições de sucção se tornam importantes para dar suporte a estas análises (Potts et al, 1997; Kovacevic et al, 2001 apud Ridley et al, 2003).

Solos compactados, como usados em aterros, apresentam sucção inerente quando compactados pela primeira vez. A magnitude dessa sucção pode ser menor do que 100 kPa mesmo sob condições de compactação normal. A variação do teor de umidade na compactação altera a sucção inicial. A magnitude desta sucção inicial irá ditar o comportamento mecânico do solo e, portanto, ela deve ser analisada e utilizada como parâmetro para avaliar o solo compactado, (Ridley et al, 2003). Infiltração de água dentro de aterros compactados irá aumentar o teor de umidade e reduzir a sucção do solo. Frequentemente, o pressuposto de ocorrência de sucção no solo não é utilizado para a avaliação de taludes, porém os efeitos da sazonalidade de umedecimento e secagem provocam alterações posteriores à sucção no local e, conseqüente, na resistência.

Rahardjo et al. (1995, apud Sheng et al., 2011) demonstraram a importância das sucções matriciais com respeito à estabilidade das encostas de solos residuais em Singapura. Rassam e Williams (1997, apud Sheng et al., 2011) demonstraram que a

estabilidade dos taludes de barragens de rejeito foi aumentada em torno de 30% quando a sucção foi incorporada nos cálculos.

Calle (2000) realizou análise de estabilidade de uma ruptura de talude em solo residual na Rodovia São Carlos (SP). Foram realizados ensaios triaxiais convencionais saturados (CD) e não saturados (UU) e ensaios triaxiais com sucção controlada e realização de ensaios referente aos parâmetros hidráulicos. Os programas utilizados na modelagem e retroanálise foram SEEP/W - SLOPE/W, e permitiram a análise do efeito da infiltração da água da chuva na distribuição da poropressão do solo nas análises de estabilidade. A partir do perfil inicial de sucção obtido in situ e da utilização do programa SEEP/W, buscou-se determinar o perfil de sucção ocorrente no talude e foi possível se verificar o avanço da frente de infiltração. Para o perfil de sucção inicial e os parâmetros de resistência não saturados, verificou-se que o fator de segurança foi maior que 1 quando se considerou a superfície de ruptura em campo. Porém, quando se considerou o avanço da frente de umedecimento, o solo nela contido torna-se saturado e o fator de segurança foi menor do que 1,0 que explica muitos dos escorregamentos superficiais na região. Neste cenário sugere que o talude se rompeu na condição não saturada.

Cardoso Jr. (2006) estudou a resistência dos solos não saturados com o objetivo de verificar o comportamento da poropressão no interior de um talude e a influência na sua estabilidade. Foram realizados ensaios cisalhamento direto na condição inundada e compressão simples com medida direta de sucção, por meio do tensiômetro de alta capacidade e também ensaios de permeabilidade para determinação do coeficiente de permeabilidade saturado. As simulações para verificação do fluxo na análise de estabilidade utilizou-se dos programas SEEP/W – SLOPE/W. Para se considerar a influência da sucção na resistência foi necessário determinar valores para ϕ^b . Para representar a variação da coesão até o valor de entrada de ar foi considerado $\phi^b = \phi'$ e ϕ^b para o nível de sucção representativo nas análises de fluxo. Segundo os resultados, os perfis que apresentaram altos valores de poropressão e com baixos valores de sucção foram considerados os mais críticos para a possibilidade de ocorrência de casos de escorregamentos de terra. E os perfis de que apresentaram baixos valores de poropressão e altos valores de sucção, foram considerados menos críticos. Verificou-se que chuvas de grande intensidade e curta duração não alteram

significamente a poropressão no interior do talude, mas chuvas consecutivas com menores intensidades produzem um aumento do grau de saturação do solo e, conseqüentemente, um aumento da poropressão no talude. Para os taludes com valores de sucção elevados, o avanço da frente de umedecimento é pequeno. Por outro lado, se a sucção presente no talude é menor, há um maior avanço da frente de umedecimento.

Cerqueira de Jesus (2008) realizou retroanálise de escorregamentos em solos residuais. Para a análise da ruptura da encosta do Alto do Bom Viver na cidade de Salvador (BA) foram realizados ensaios triaxiais na condição drenada, com amostra saturada e seca ao ar para efetuar uma previsão da coesão com a sucção considerando a proposta de Vilar (2006). As simulações de fluxo transiente foram realizadas através da ferramenta SEEP/W e para avaliar as condições de estabilidade foi utilizado o SLOPE/W. Dois cenários foram construídos representando as condições de poropressão nas análises numéricas. O cenário 1 expressa o efeito da infiltração da água da chuva e o cenário 2 representa a possibilidade de rompimento de uma tubulação de água mais o efeito da infiltração de água de chuva. Nas análises de fluxo foi considerado perfil de sucção mediante a variação da infiltração com o tempo. Segundo os resultados obtidos para o cenário 1, as taxas de precipitação ocorridas durante o período de análise não foram suficientemente altas para proporcionar a instabilidade da encosta, que apresentou fatores de segurança próximos a 2. Para o cenário 2, a queda do fator de segurança ocorreu devido a variação do perfil de sucção em decorrência da infiltração da água da tubulação rompida. Portanto, a medida que a frente de umedecimento aumentava, o fator de segurança tendia a valores próximos a unidade.

Sousa (2006) realizou análise de estabilidade de um talude de solo residual em condição não saturada. Foram realizados ensaios triaxiais com amostras saturadas e triaxial com sucção controlada, bem como a realização de ensaios para a determinação dos parâmetros de condutividade hidráulica. Além de avaliar o comportamento da resistência ao cisalhamento do solo com a sucção, o autor efetuou uma análise de estabilidade utilizando os programas SEEP/W – SLOPE/W para a simulação da frente de umedecimento e das condições de estabilidade da encosta. A partir da realização destas análises, traçou-se a curva de fator de segurança ao longo do tempo, após a precipitação e constatou que os taludes não rompem na condição não saturada e nem para condição saturada, caracterizando a área como estável.

O fato de se considerar a sucção nas análises de estabilidade tornar as análises mais realista quanto a influência do meio externo na condição de campo em comparação com as condições saturadas que são extremamente conservadoras e muitas das vezes não sendo representativas das condições de campo dentro das análises de estabilidade. O tempo de infiltração da água da chuva faz com que a sucção diminua progressivamente, levando a instabilidades, que por vezes, antes mesmo da saturação ser alcançada. O fator tempo em uma análise de estabilidade na condição não saturada é de grande importância nas mudanças de poropressão no interior de um talude, bem como também a sucção in situ. São determinantes para que ocorram os deslizamentos, as condições de campo como, a sucção e o teor de umidade in situ e dependem principalmente da intensidade e duração das chuvas para que haja mudanças dessas condições. Dessa forma, as análises de infiltração levando em consideração a sucção permite avaliar o efeito sazonal, ou seja, desenvolvimento de sucções baixas em épocas de chuvas e redistribuição e recuperação da sucção em períodos secos.

Neste estudo, vale ressaltar que não foram encontrados trabalhos publicados que tivessem usado o programa VADOSE em análises de estabilidade de taludes. Os estudos de casos, aqui analisados, utilizaram nas simulações numéricas dentro das análises de estabilidade na condição não saturada, programas que realizaram análises de infiltração (SEEP/W) e estabilidade (SLOPE/W) ou somente programa de estabilidade (SLOPE/W, SLIDE). Portanto, dentro desse contexto, é oportuno realizar comparações entre as análises em termos qualitativo e quantitativos com intuito de avaliar o desempenho do programa VADOSE/W em análises de estabilidades de taludes.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia desse trabalho consistiu em testar alguns modelos de previsão de curva de retenção de umidade que utilizam as propriedades geotécnicas, tais como, limite de liquidez, massa específica dos sólidos, índice de vazios, etc. e também da distribuição da curva granulométrica, comparando os resultados de curvas retenção de umidade do solo fornecido por eles e os medidos. Além disso, foram utilizadas curvas de retenção de umidade do solo fornecidas pelos modelos escolhidos na análise da estabilidade de taludes em condições não saturadas comparando a variação do fator de segurança obtido, verificando as diferenças destes fatores de segurança em relação os fornecidos quando se utiliza curvas de retenção de umidade de solo medidas em laboratório. Também foi feita uma análise da variação no fator de segurança quando se utiliza nos valores medidos, ou modelo de ajuste proposto por Van Genuchten (1980) ou o proposto por Fredlund & Xing (1994). Os dados utilizados nas comparações foram coletados na literatura disponível sobre o assunto. Buscou-se na literatura, além de dados de curva de retenção de umidade de solos medidos, quatro estudos específicos sobre análise de estabilidade de solos não saturados em que a curva de retenção de umidade e/ou outros parâmetros físicos dos solos foram obtidos em laboratório, tais como os de resistência na condição não saturada. Os estudos selecionados foram: Cerqueira de Jesus (2008); Soares, (2008); Calle, (2000); Lopes, (2006). Além disso, dados de curvas de retenção. Eles serão comentados com mais detalhes mais adiante.

De modo geral, as análises de estabilidades de taludes dos estudos de casos escolhidos utilizaram métodos diferenciados para avaliar a influência da sucção na resistência ao cisalhamento do solo. Os métodos, que por sua vez, usaram ensaios de laboratório para aferir os parâmetros de resistência e os aplicaram em análises de estabilidade, foram consideradas como análises convencionais. Esse termo foi empregado no estudo de Cerqueira de Jesus (2008), onde foram mostradas as análises de estabilidade na condição saturada e não saturada com a inserção direta dos parâmetros do solo no programa SLOPE/W. Outro método bastante utilizado é a simulação de fluxo com SEEP/W dentro das análises de estabilidade, onde a resistência é em função da relação do teor de umidade e sucção representada pela malha de elementos finitos. Os estudos de casos de Calle (2000) e Cerqueira de Jesus (2008)

utilizaram como método o programa SEEP/W e os demais fizeram análises convencionais.

Os modelos de previsão de curvas de retenção de umidade do solo analisados foram: Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003). Para esses modelos serem analisados foram utilizadas duas formas de aplicação: primeiro utilizou-se das ferramentas do programa VADOSE/W, por onde se inserem os dados geotécnicos do solo que são necessários para estimar a sua curva de retenção de umidade. Para o modelo de previsão de Arya e Paris (1981), os dados de entrada são: a porcentagem passante da curva granulométrica, teor de umidade saturado e coeficiente de compressibilidade e para o modelo de Aubertin et al. (2003), são necessários esses dados já citados incluindo o limite de liquidez. A segunda forma de aplicação somente foi realizada com o modelo de previsão de Aubertin et al.(2003), e consistiu em calcular as equações empíricas do modelo que constam na Tabela 2.7, onde se tem destacado os parâmetros fixados pelo modelo e os dados geotécnicos necessário conforme a classificação do tipo de solo analisado. Dessa forma, foi possível confrontar as curvas de retenção de umidade do solo obtidas pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) via VADOSE/W e as curvas calculadas através do programa MATLAB 7.12 utilizando funções básicas da matemática quando se aplica o modelo de acordo com a descrição do autor, ressaltando as diferenças encontradas nos dois processos. A curva de retenção de umidade prevista pelo modelo de Aubertin via programa VADOSE/W utiliza dados de entrada tais como, o limite de liquidez, a curva granulométrica e o teor de umidade na saturação e não faz diferenciação dos tipos de solos, como é descrito no artigo do autor, que descreve particularidades quanto ao cálculo para um material coeso e materiais granulares. Para o cálculo da curva utilizando as equações empíricas citadas no artigo são necessários os parâmetros como, por exemplo, índice de vazios e o peso específico dos sólidos e fica nítido a separação do tipo de solo e seus respectivos parâmetros necessários para o desenvolvimento do cálculo. Por esta razão foi realizada a comparação da curva de retenção do modelo de Aubertin via VADOSE/W com a curva calculada pelas equações empíricas do modelo de Aubertin. Esta comparação foi feita pela possibilidade de se verificar qual ferramenta que apresenta o melhor resultado quando se compara com os dados medidos em laboratório dos estudos de casos, conseguindo, assim, um melhor ajuste da previsão usando este método que o outro.

Portanto, os tipos de análises realizados nesta pesquisa resumem-se em:

1. A1 – Análise de comparação via ferramenta disponível no VADOSE/W (modelos de previsão de curva de retenção introduzidos no programa Arya-Paris, 1981 e Aubertin, 2003): são análises que tem a função de avaliar o desempenho dos modelos de previsão de curva de retenção de umidade do solo e verificar o erro da sua aplicação em relação aos dados medidos de curva de retenção de umidade em laboratório para diversos tipos de solo.
2. A2 – Análise de comparação via VADOSE/W (curva de retenção calculada diretamente com a aplicação do modelo, sem ajuste): são análises com a mesma função da análise A1, considerando somente o modelo de previsão de Aubertin et al.(2003), porém com a curva calculada sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas do modelo.
3. A3- Análise de comparação via VADOSE/W (curva de retenção calculada diretamente da aplicação das equações do modelo, com ajuste): são análises com a mesma função da análise A1, também aplicável somente ao modelo de previsão de Aubertin et al.(2003), tendo como base a curva calculada diretamente do modelo e, desta vez, considerando o ajuste realizado na curva com os parâmetros do modelo.
4. A4 – Análises para verificação da influência de se fazer os ajustes dos dados medidos da curva de retenção de solos pelo método de Van Genuchten (1980) ou o de Fredlund e Xing (1994).

Neste contexto, as análises de estabilidade que foram efetuadas podem ser agrupadas da seguinte forma:

- 1) Análises utilizando modelos de previsão de curvas de retenção de umidade do solo (A1): nestas análises foram utilizados os modelos de previsão de curva de retenção de umidade dos solos: foram utilizados embutidos no programa VADOSE, Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003), além de curvas de retenção de umidade previstas por outros modelos, comparando os resultados com os fornecidos por dados medidos;
- 2) Análises para aferição da implementação do modelo de Aubertin et al.(2003) no programa VADOSE/W(A2 e A3): Aplicação direta do modelo de Aubertin et

al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações do modelo, sem usar o programa VADOSE para isto. Posteriormente, as mesmas equações foram aplicadas, agora fazendo ajustes dos seus parâmetros para melhor adequar a previsão com os dados medidos. Os resultados foram comparados com aqueles fornecidos pelo programa usando as curvas de retenção de umidade interpretadas pelo método de Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980).

- 3) Análises para avaliação da escolha do modelo de ajuste nos dados medidos de curva de retenção de umidade do solo (A4): nestas análises, foi feita uma comparação direta entre os valores obtidos de fator de segurança quando se utiliza os modelos de ajustes de Fredlund e Xing (1994) e o de Van Genuchten (1980).

Os procedimentos adotados neste estudo seguem a seguinte ordem:

3.1 Escolha de quatro estudos de caso de análise de estabilidade de taludes de solos não saturados que usaram parâmetros de variação de sucção

Buscou-se na literatura quatro estudos sobre análise de estabilidade de taludes de solos não saturados em que a curva de retenção de umidade e/ou outros parâmetros físicos dos solos foram obtidos em laboratório, tais como os de resistência na condição não saturada. Os estudos selecionados apresentaram informações quanto às características hidráulicas dos solos obtidas a partir da curva de retenção de umidade em laboratório, simulando análises de estabilidade em meio não saturado. Os principais dados obtidos em cada estudo de caso foram:

- a) O método e materiais utilizados;
- b) Os dados medidos da curva de retenção de umidade obtida em cada estudo;
- c) A geometria de um talude e o perfil geotécnico do mesmo.

Segue a lista dos trabalhos selecionados:

- 1) - Jesus, A. C. (2008). Retroanálise de escorregamentos em solos residuais não saturados. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.
- 2) - Soares, E. P. (2008). Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vista ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção. Tese de doutorado. Universidade Federal de Viçosa de Minas Gerais.
- 3) - Calle, J. A. C. (2000). Análise de ruptura de talude em solo não saturado. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.
- 4) - Lopes, M. B. L. (2006). Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG. Dissertação de mestrado. Pontífca Universidade Católica do Estado do Rio de Janeiro.

A seguir é apresentada a síntese de cada estudo de caso.

3.1.1 Estudo de caso 1 – Escorregamentos em solos residuais não saturados (Cerqueira de Jesus, 2008)

O primeiro estudo selecionado foi de Cerqueira de Jesus (2008), que teve como objetivo central a retroanálise de cinco casos de escorregamentos ocorridos na cidade de Salvador (BA). A retroanálise consistiu em determinar parâmetros médios de resistência ao cisalhamento. Secundariamente, foram realizadas análises de estabilidade convencional com parâmetros de resistência na condição não saturada e saturada. Além disso, foram realizadas simulações numéricas na encosta do Alto do Bom Viver com objetivo de reproduzir as condições de rupturas baseados nos conceitos da mecânica dos solos não saturados que será alvo da aplicação do estudo presente.

Para caracterização geotécnica e das propriedades de resistência ao cisalhamento com variação da sucção e as características físicas e hidráulicas da encosta do Alto do Bom Viver foi retirada uma amostra indeformada na profundidade de 2 metros em relação a crista. A programação dos ensaios de laboratório para caracterização e das propriedades do horizonte de solo residual maduro consistiu em: NBR9604/1986- Abertura de poços e trincheiras com retirada de amostra deformada e indeformada; NBR7181/1988 – Solo- Análise granulométrica; NBR 6459/1984 – Solo – Determinação do limite de liquidez; NBR 7180/1988 – Solo – Determinação do limite de plasticidade; NBR 6508/1984 – Massa específica dos grãos; NBR 13292/1995 – Determinação do coeficiente de permeabilidade saturada em solos granulares a carga constante; NBR 14545/2000 – Determinação do coeficiente de permeabilidade saturada em solos argilosos a carga variável; Ensaio triaxial tipo CD (amostra saturadas e amostras seca ao ar) e tipo CU; Ensaio pelo método do papel filtro para determinação da curva de retenção de umidade do solo.

Além disso, para complementação dos estudos geotécnicos foram realizadas sondagens a percussão, trado, sondagens de eletro resistividade, ensaio de permeabilidade in situ e instalação de tensiômetros convencionais ao longo da encosta.

A curva granulométrica conjunta apontou um material predominantemente fino com 80% de fração silte-argila e areia em torno de 20% sem apresentar pedregulhos. O solo foi classificado como silte de alta plasticidade (MH) através da classificação unificada (SUCS).

Em relação às características de resistência do solo, os corpos de provas foram submetidos aos ensaios de compressão triaxial para diferentes níveis de grau de saturação e condições de drenagem. Foram realizados ensaios triaxiais do tipo CD com amostras saturadas e ensaios triaxiais tipo CU com amostras no teor de umidade natural, com 75% de saturação. Para amostra seca ao ar foi realizado o ensaio triaxial do tipo CD. A Tabela 3.1 apresenta o resumo dos resultados dos ensaios triaxiais na condição drenada (CD) e não drenada (CU) em corpos de prova com diferentes graus de saturação.

Tabela 3. 1:Resumo dos resultados dos ensaios triaxiais (Cerqueira de Jesus, 2008)

Corpo de prova	Envoltória Mohr Coulomb		S (%)	W (%)
	c' (kPa)	φ' (°)		
Saturado	7,6	30,8	100	47,9
Natural	27,0	27,9	78,24	39,5
Seco ao ar	146,7	29,6	7,6	3,6

Envoltória Mohr Coulomb (parâmetros c e φ')/ Sr-grau de saturação/ W- teor de umidade.

Para caracterizar a resistência ao cisalhamento do solo foi empregado o modelo hiperbólico proposto por Vilar (2006), considerado o modelo mais adequado para prever a variação da coesão com a sucção do solo, sendo que foram utilizados os parâmetros de resistência provenientes dos ensaios triaxiais tipo CD das amostras saturadas e amostra seca ao ar. A Figura 3.1 mostra o gráfico obtido pelo modelo de Vilar (2006) para este solo.

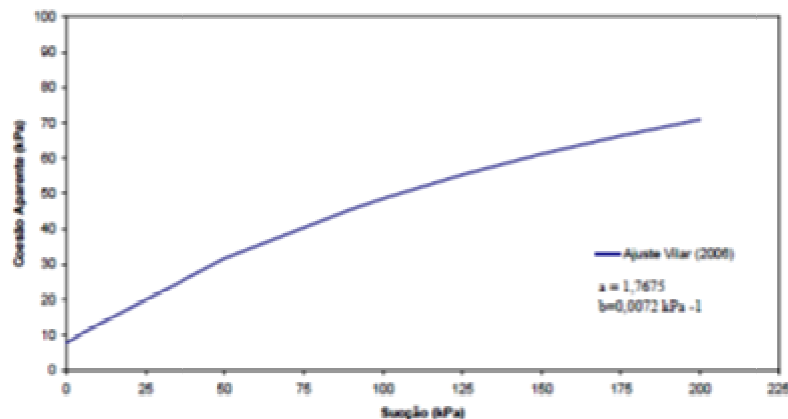


Figura 3. 1:Variação da coesão em função da sucção do solo (Cerqueira de Jesus, 2008)

Essa previsão pode ser representada pela seguinte expressão:

$$c = 7,6 + \frac{\psi}{1,768 + 0,0072 \cdot \psi} \quad (3.1)$$

Onde,

c- coesão aparente; ψ - sucção do solo

Quanto às propriedades hidráulicas do solo, a Tabela 3.2 mostra o resumo dos ensaios de carga variável e constante.

Tabela 3. 2:Resultado dos ensaios de condutividade hidráulica saturada (Cerqueira de Jesus, 2008)

K_s (m/s)	Tensão Confinante (kPa)				
	0	20	50	100	150
Carga Variável	$1,19 \times 10^{-6}$	$2,15 \times 10^{-6}$	$1,47 \times 10^{-6}$	$1,51 \times 10^{-6}$	$1,19 \times 10^{-6}$
Carga constante	$3,85 \times 10^{-6}$				

O ensaio para determinação do coeficiente de condutividade hidráulica saturada com carga constante foi realizado em um permeâmetro de parede rígida seguindo as instruções normativas da NBR 13292/1995. O ensaio realizou-se com gradiente hidráulico de 20m/m para todas as tensões de confinamento. (pág 102).

A curva de retenção de umidade do solo foi obtida por meio da técnica de papel filtro, utilizando o modelo de Van Genuchten (1980) para realização do ajuste da curva com os dados experimentais. A curva de condutividade hidráulica foi obtida pelo método indireto através do resultado da curva de retenção de umidade do solo, também utilizando o modelo de Van Genuchten (1980). As Figuras 3.2 e 3.3 apresentam a curva de retenção de umidade do solo e a curva de condutividade hidráulica e a Tabela 3.3 apresenta os dados dos parâmetros de ajuste da curva de retenção pelo modelo de Van Genuchten (1980) e o coeficiente (k_s e θ_s) para a amostra saturada.

Tabela 3. 3:Parâmetros hidráulicos do solo (Cerqueira de Jesus, 2008)

Amostra	α	m	n	K_s	θ_s	ψ_b
01	0,0521	0,2038	1,2558	$1,5 \times 10^{-6}$	0,488	10

Nota: K_s em m/a e ψ_b em kPa

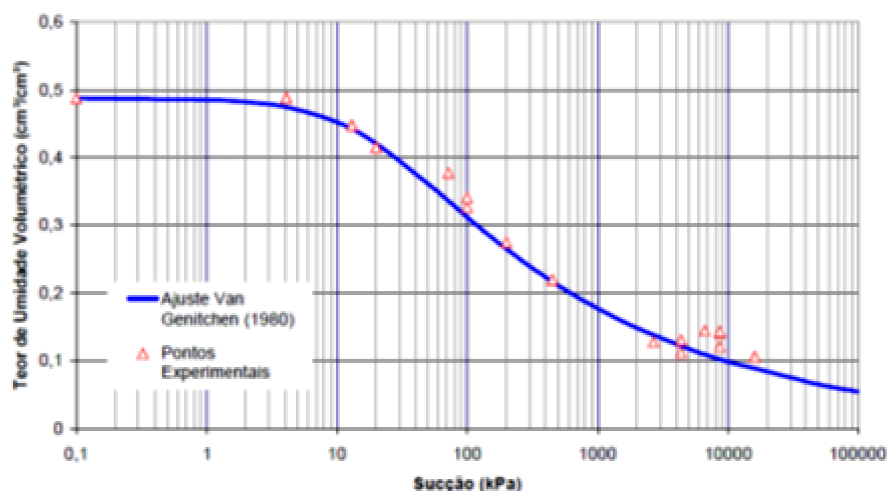


Figura 3. 2:Curva de retenção solo (Cerqueira de Jesus, 2008)

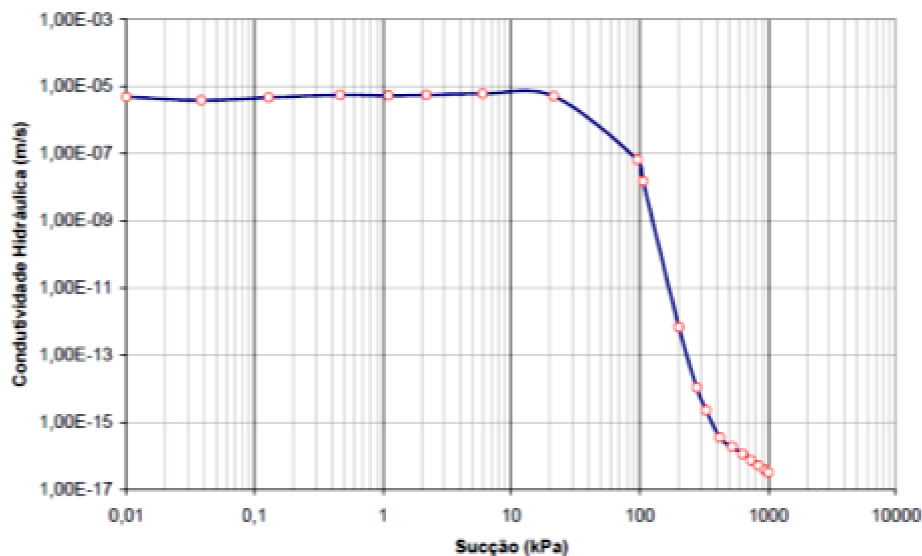


Figura 3. 3: Curva de condutividade hidráulica (Cerqueira de Jesus, 2008)

As análises realizadas para o escorregamento da encosta do Alto do Bom Viver compreenderam a avaliação do regime de poropressão no solo, obtida através da análise de fluxo bidimensional e a avaliação da estabilidade do talude obtida através da teoria de equilíbrio limite com acoplamento hidro-mecânico. As ferramentas de análise utilizadas foram SLOPE/W e SEEP/W pertencentes a plataforma GEOSTUDIO/2004. Definiu-se o método de Bishop Simplificado (1955) para a determinação do fator de segurança. Este acoplamento hidro-mecânico foi realizado em duas etapas distintas. A primeira etapa referiu-se à condição de equilíbrio hidroestático em regime estacionário do nível de água, ao passo que a segunda etapa referiu-se a condição transiente do nível de água, que contemplou dois cenários de análises, a saber: cenário 1: influência da infiltração da chuva e descarte humano e, o cenário 2: levou em consideração, além dos valores de precipitação (chuva+descarte), a influência de uma tubulação rompida na crista do talude. Nas análises de estabilidade com acoplamento hidro-mecânico, adotou-se a geometria antes da ruptura, conforme Figura 3.4, tendo uma espessa camada de solo residual de granulito gnaisse.

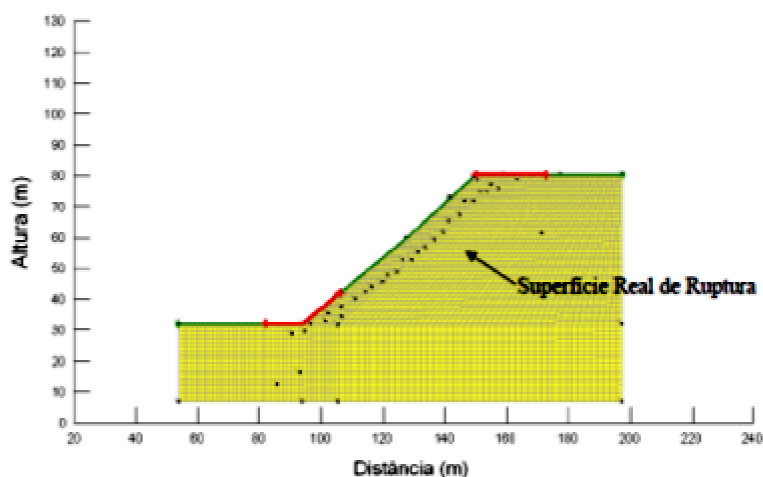


Figura 3. 4: Geometria, malha e superfície real de ruptura considerada no estudo da encosta do Alto do Bom viver por Cerqueira de Jesus (2008)

Para as análises na condição de fluxo transiente, foram considerados pelo autor os valores de taxa de infiltração e evaporação conforme a Tabela 3.4. A Figura 3.5 apresenta os resultados referentes às análises de fluxo bidimensionais realizadas pelo autor através da ferramenta SEEP/W. Para análise na condição de fluxo estacionário, foi considerado pelo autor como condição de contorno inicial, uma sucção matricial igual a 50 kPa e nível de água a 45 m de profundidade. A Figura 3.5a corresponde ao cenário 1 e a Figura 3.5b corresponde ao cenário 2.

Tabela 3. 4: Característica de cada cenário (Cerqueira de Jesus, 2008)

Cenário	Chuva Antecedente			Chuva Principal		
	Total (mm)	Duração (horas)	Intensidade (m/s)	Total (mm)	Duração (horas)	Intensidade (m/s)
*1	61,60	360	$8,2 \times 10^{-8}$	13,2	0,6	$3,8 \times 10^{-5}$
**2	61,60	360	$8,2 \times 10^{-8}$	-	144	$1,31 \times 10^{-5}$

*Tempo de recorrência de 10 anos

**Infiltração da tubulação rompida é igual a permeabilidade saturada

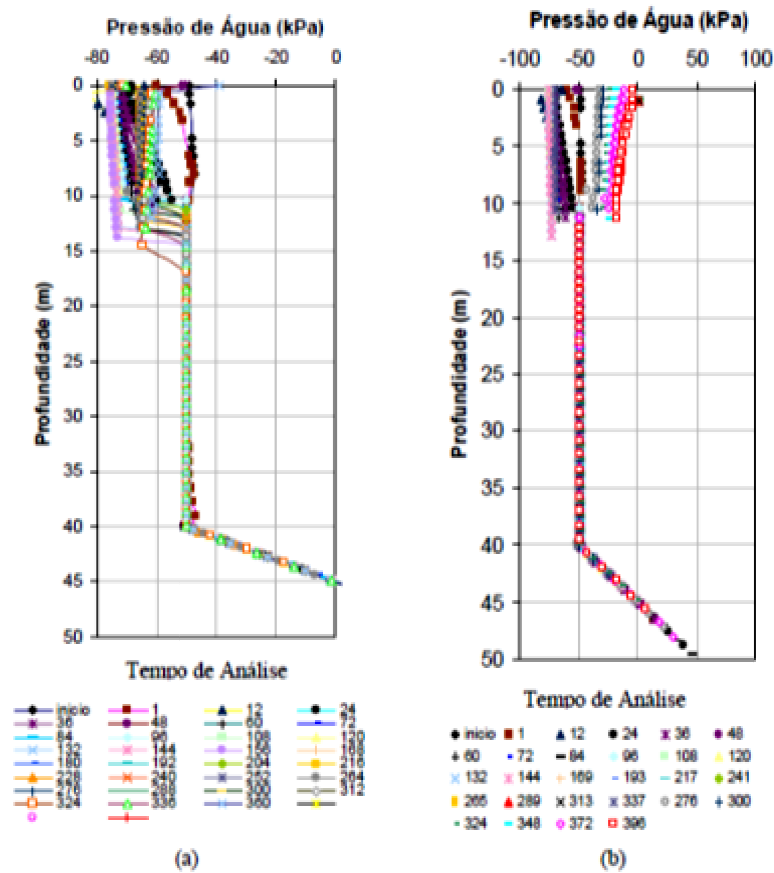


Figura 3. 5: Perfis de sucção para cenário 1 (a) e cenário 2 (b)

Segundo Cerqueira de Jesus (2008) a região afetada pelo avanço da frente de umedecimento fica a 6 metros de profundidade da superfície do talude e, desta forma, foram apresentados os dados de sucção matricial média *versus* profundidade relacionada nessa profundidade. A Figura 3.6 mostra a variação da sucção matricial com o tempo a partir dos dois cenários a partir dos valores registrados somente nesta profundidade.

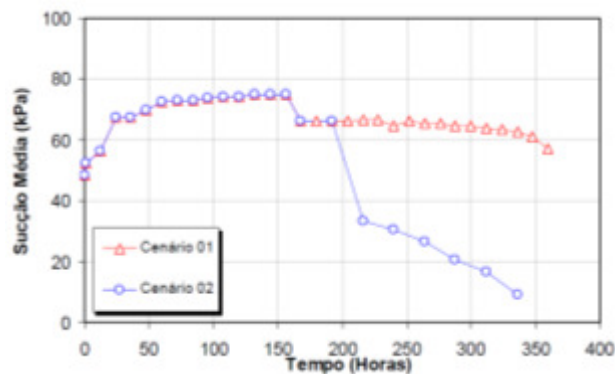


Figura 3. 6: Variação da sucção matricial média x tempo para os diferentes cenários (Cerqueira de Jesus, 2008)

As Tabelas 3.5 e 3.6 apresentam as informações quanto aos dados de entrada dos resultados das análises hidro-mecânico, considerando os perfis de sucção matricial de cada cenário em relação ao tempo.

Tabela 3. 5:Resumo das análises de estabilidade para cenário 1 (Cerqueira de Jesus, 2008)

Tempo (Horas)	Sucção Média (kPa)	Coesão Aparente (kPa)	Fator de Segurança	Raio (m)
1	52,33	32,0	1,414	162,73
24	89,05	44,6	1,691	167,47
48	92,15	45,5	1,759	167,31
72	93,21	45,8	1,824	166,14
96	94,32	46,2	1,841	165,91
120	94,06	46,1	1,848	165,50
144	95,24	46,4	1,857	166,39
168	95,28	46,4	1,861	166,39
192	95,71	46,6	1,866	165,02
216	95,62	46,5	1,867	165,56
240	93,70	46,0	1,862	166,0
264	94,74	46,3	1,864	165,96
288	93,72	46,0	1,859	165,22
312	92,62	45,6	1,850	165,64
336	91,35	45,3	1,840	165,84
360	89,53	44,7	1,826	165,94
361	88,58	44,4	1,822	166,34
362	87,90	44,2	1,813	165,99

Tabela 3. 6:Resumo das análises de estabilidade para cenário 2 (Cerqueira de Jesus, 2008)

Tempo (Horas)	Sucção Média (kPa)	Coesão Aparente (kPa)	Fator de Segurança	Raio (m)
1	52,33	32,00	1,414	162,73
24	89,05	44,57	1,691	167,48
48	92,15	45,51	1,759	167,32
72	93,21	45,82	1,824	166,15
96	94,32	46,15	1,841	165,92
120	94,06	46,07	1,848	165,56
144	95,24	46,42	1,857	166,39
168	68,73	38,00	1,699	165,68
192	33,36	24,2	1,366	162,10
216	30,28	22,9	1,323	162,00
240	26,52	21,1	1,288	162,04
264	20,39	18,3	1,238	161,96
288	17,31	16,7	1,203	162,06
312	9,49	12,8	1,137	158,63
336	5,67	10,7	0,991	158,45
360	4,03	9,80	0,94	158,69
362	3,05	5,57	0,691	167,48

3.1.2 Estudo de caso 2 – Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vista ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção de Soares (2008)

O segundo estudo selecionado foi de Soares (2008) que teve por objetivo avaliar a influência da sucção de filito dolomítico em relação a resistência ao cisalhamento em análises de estabilidades efetuadas. O material alvo do estudo de Soares (2008) refere-se ao filito dolomítico que é a rocha presente no perfil geológico-geotécnico de várias minas do Quadrilátero Ferrífero. O filito dolomítico é um material bastante susceptível aos mecanismos de ruptura, principalmente quando muito alterado devido à piora das suas propriedades geotécnicas de resistência.

Para caracterização geotécnica e das propriedades geomecânicas do filito dolomítico foram realizados ensaios de caracterização física, mineralógica, permeabilidade e resistência em 8 amostras indeformadas. A programação dos ensaios de laboratório para caracterização das propriedades do filito dolomítico consistiu em: NBR6457/1986- Amostra de solos – preparação para ensaios de compactação e caracterização; NBR 6457/1986- Teor de umidade natural; NBR7181/1988 – Solo- Análise granulométrica; NBR 6459/1984 – Solo – Determinação do limite de liquidez; NBR 7180/1988 – Solo – Determinação do limite de plasticidade; NBR 6508/1984 – Massa específica dos grãos; Ensaio de permeabilidade de carga variável; NBR 12007/1990 - Ensaio de compressão (oedométrico); Ensaio de cisalhamento direto; Ensaio triaxial; Ensaio de caracterização mineralógica – Raio X; Ensaio de retenção do solo (técnica de papel filtro)

A seguir é apresentada uma síntese dos resultados dessa investigação geotécnica realizada nas oito amostras do filito dolomítico. Dos oito blocos indeformados, quatro blocos foram coletados da Mina do Pico em Itabirito/MG e os outros quatro foram coletados da Mina Capitão do Mato em Nova Lima/MG. Os solos estudados foram classificados no sistema Unificado e na classificação segundo HBR. As Tabelas 3.7 e 3.8 apresentam os resultados obtidos dos ensaios determinados na programação.

Tabela 3. 7: Apresentação dos resultados dos ensaios (LL, LP, ps e teor de umidade natural) (Soares,2008)

Amostra	LL (%)	LP (%)	IP (%)	γ_s (kN/m ³)	ω (%)
PIC 1A	29,84	14,83	15,01	26,48	14,35
PIC 2A	46,23	28,26	17,96	25,69	36,57
PIC 2B	45,57	26,84	18,73	27,95	30,79
PIC 4A	18,68	11,10	7,58	26,77	15,69
CMT 2A	45,73	21,78	23,95	27,07	23,00
CMT 2B	31,37	18,38	12,99	26,90	21,04
CMT 2C	52,12	31,72	20,39	28,24	31,81
CMT 2D	44,58	24,84	19,74	25,30	28,14

Tabela 3. 8: Apresentação dos resultados dos ensaios de granulometria conjunta (Soares,2008)

Amostra	Argila (%)	Silte (%)	Areia (%)
PIC 1A	16	62	22
PIC 2A	8	90	2
PIC 2B	7,6	91,9	0,5
PIC 4A	11	76	13
CMT 2A	10	89,1	0,9
CMT 2B	8	91,7	0,3
CMT 2C	13	78,2	8,8
CMT 2D	8	87,7	4,3

O ensaio de permeabilidade de carga variável foi executado em duas amostras (PIC 2A, sendo que PIC indica que a amostra veio da Mina do Pico, e CMT 2A, sendo CMT significa que a amostra veio da Mina Capitão do Mato) e os resultados estão apresentados na Tabela 3.9.

Tabela 3. 9: Apresentação dos resultados dos ensaios de permeabilidade com carga variável (Soares,2008)

Amostra	Descrição granulométrica	Coefficiente de permeabilidade k (cm/s)
PIC 2A	Silte argilo arenoso	$5,362 \times 10^{-6}$
CMT 2A	Silte argilo arenoso	$5,429 \times 10^{-6}$

Foram realizados dez ensaios de compressão oedométrica com as seguintes considerações: a amostra PIC 2A foi ensaiada com amostra em estado natural de umidade; Amostras inundadas (PIC 1A e PIC 2A); Amostras (PIC 1A, PIC 2B, PIC 4A, CMT 2A, CMT 2B, CMT 2C e CMT 2D) ensaiados inicialmente com amostra no estado natural e após a etapa referente à tensão de 200 kPa acréscimo de água na caixa de adensamento, permanecendo inundada até no final do ensaio. Os ensaios de cisalhamento direto foram realizados em duas etapas. A primeira etapa, as amostras foram ensaiadas no estado natural dimensões do molde de 10 x 10 x 1,5 cm, para

tensões normais de 100 kPa, 200kPa e 400kPa com velocidade de 0,142 mm/min e inundação das amostras após a caracterização da fase residual com deformação de 17%. A segunda etapa, as amostras foram ensaiadas inundadas com dimensões do molde de 5 x 5 x 1,5 cm, para tensões normais de 100 kPa, 200kPa e 400kPa em uma velocidade de cisalhamento de 0,142 mm/mim. Os resultados dos parâmetros de resistência obtidos dos ensaios de cisalhamento direto estão apresentados nas Tabelas 3.10 a 3.12.

Tabela 3. 10:Resumo das tensões máximas obtidas nos ensaios de cisalhamento direto (Soares,2008)

Amostra	Tensão normal (kPa)	Ensaio natural (kPa)			Ensaio inundado (kPa)		
		Pico	Pós-Pico	Inundado pós-pico	Pico	Pós-Pico	Período de inundação
PIC 1A	100	198	91	50	124	76	4hs-15min
	200	276	182	139	226	162	5hs-40min
	400	492	336	286	337	242	1h-45min
PIC 2A	100	88	75	34	44	38	2hs-39min
	200	139	127	97	138	95	2hs-20min
	400	275	214	174	245	191	3hs-2min
PIC 2B	100	133	113	61	94	59	2hs-3min
	200	155	141	96	115	93	2hs-50min
	400	296	290	220	265	214	3hs-11min
PIC 4A	100	119	79	59	73	63	2hs-35min
	200	199	114	126	147	135	2hs-4min
	400	335	295	256	277	265	2hs-19min
CMT 2A	100	137	106	74	121	86	3hs-26min
	200	274	215	153	225	158	14hs-27min
	400	329	289	245	302	275	4hs-5min
CMT 2B	100	231	181	107	197	83	15hs-15min
	200	321	250	167	225	158	15hs-41min
	400	512	424	226	420	275	14hs-10min
CMT 2C	100	140	136	80	123	81	14hs
	200	262	214	134	225	149	14hs-27min
	400	374	353	239	326	260	12hs-56min
CMT 2D	100	159	82	56	122	58	17hs-8min
	200	282	225	168	263	126	13hs-10min
	400	373	329	242	358	217	13hs-23min

Tabela 3.11: Apresentação dos resultados dos ensaios de cisalhamento direto em amostras no estado natural e na etapa final com amostras inundadas (Soares,2008)

Amostra	Pico		Pós-Pico		Inundado	
	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$
PIC 1A	90	45	16	39	0	39
PIC 2A	23	32	31	25	0	24
PIC 2B	56	30	43	31	1	28
PIC 4A	50	36	6	36	0	33
CMT 2A	112	30	73	29	28	29
CMT 2B	138	43	98	39	78	21
CMT 2C	82	37	66	36	27	28
CMT 2D	114	34	28	38	20	30
Média	83,13	35,88	45,13	34,13	19,25	29,00
Desvio padrão	38,35	5,64	31,36	5,19	26,82	5,45

Tabela 3.12: Resultados dos ensaios de cisalhamento direto em amostras inundadas (Soares,2008)

Amostra	Pico		Pós-Pico	
	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$
PIC 1A	66	35	35	28
PIC 2A	0	33	0	27
PIC 2B	16	31	0	28
PIC 4A	10	34	0	34
CMT 2A	82	30	59	19
CMT 2B	97	38	26	32
CMT 2C	72	33	23	31
CMT 2D	72	37	14	27
Média	51,88	33,88	19,63	28,25
Desvio padrão	37,20	2,75	20,79	4,53

Foram realizados ensaios triaxiais do tipo (CIU) isotropicamente adensados não drenados com medida de poropressão e elaboração de envoltórias de tensões totais e efetivas. Na fase de saturação, o parâmetro B foi de 0,98 e a velocidade de cisalhamento foi de 0,015mm/mim. Os corpos de prova foram moldados com diâmetro de 50,8mm e utilizadas tensões de confinamento de 100 kPa, 200kPa e 400kPa. A Tabela 3.13 apresenta os resultados do ensaio triaxial (CIU).

Tabela 3.13: Apresentação dos resultados dos ensaios de triaxiais (CIU) (Soares,2008)

Amostra	Tensões Totais		Tensões Efetivas	
	c(kPa)	$\phi(^{\circ})$	c'(kPa)	$\phi'(^{\circ})$
PIC 1A	274	33	65	37
PIC 2A	61	11	39	21
PIC 2B	21	24	11	28
PIC 4A	258	13	51	30
CMT 2A	0	18	0	18
CMT 2B	66	19	96	13
CMT 2C	141	16	75	25
CMT 2D	30	22	5	30

Para identificação da presença de argilo-minerais nas amostras de solo residual do filito dolomítico foram realizados ensaios de caracterização mineralógica pela técnica de difração de raios-X. Os minerais identificados foram: quartzo, mica, caulinita e goethita. As curvas de retenção dos solos do estudo foram obtidas por meio da técnica de papel filtro e foram utilizadas as proposições apresentadas por Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980) para o ajuste das curvas. A partir da proposta de Van Genuchten (1980), em que K_r é a razão entre a permeabilidade não saturada e a permeabilidade saturada do solo, pôde-se estimar a permeabilidade não saturada. A

avaliação da resistência não saturada do filito dolomítico foi estimada empregando-se o método proposto por Vilar (2006). As análises de estabilidade foram realizadas a partir da estimativa dos parâmetros de resistência na condição não saturada obtidos da proposta de Vilar (2006). Para cada valor de sucção foi calculado a resistência e gerado o fator de segurança.

A Tabela 3.14 apresenta o resultado final das análises de estabilidade para todas as amostras analisadas. As análises foram executadas através do software SLIDE, da Rocscience, e o método utilizado para análise foi o de Bishop Simplificado.

Tabela 3.14: Parâmetros geotécnicos não saturados e seus respectivos fatores de segurança calculados (Soares, 2008)

AMOSTRA	SUCÇÃO (kPa)	C (kN/m ²)	φ (°)	FS	γ (kN/m ³)
CMT 2A	1	71,44	29,5	1,66	19,80
	10	74,69	29,5	1,67	
	100	85,50	29,5	1,68	
	1.000	91,51	29,5	1,69	
	10.000	92,40	29,5	1,70	
	50.000	92,42	29,5	1,70	
CMT 2C	1	48,61	36,5	1,77	19,62
	10	53,04	36,5	1,77	
	100	66,36	36,5	1,77	
	1.000	72,96	36,5	1,78	
	10.000	73,89	36,5	1,78	
	50.000	73,98	36,5	1,78	
CMT 2D	1	43,61	36	1,76	18,60
	10	48,11	36	1,76	
	100	62,34	36	1,77	
	1.000	69,80	36	1,77	
	10.000	70,88	36	1,77	
	50.000	70,97	36	1,77	
PIC 1A	1	51,46	42	1,83	19,61
	10	52,50	42	1,83	
	100	52,94	42	1,83	
	1.000	52,99	42	1,83	
	10.000	53,00	42	1,83	
	50.000	53,00	42	1,83	
PIC 2A	1	0,57	28,5	1,52	17,78
	10	4,76	28,5	1,52	
	100	18,40	28,5	1,55	
	1.000	25,79	28,5	1,56	
	10.000	26,87	28,5	1,56	
	50.000	26,97	28,5	1,56	
PIC 2B	1	8,55	30,5	1,58	18,84
	10	12,89	30,5	1,59	
	100	31,73	30,5	1,62	
	1.000	46,61	30,5	1,65	
	10.000	49,19	30,5	1,65	

AMOSTRA	SUCÇÃO (kPa)	C (kN/m ²)	ϕ (°)	FS	γ (kN/m ³)
	50.000	49,44	30,5	1,65	
PIC 4A	1	5,66	36	1,72	19,15
	10	10,22	36	1,72	
	100	22,15	36	1,74	
	1.000	27,24	36	1,75	
	10.000	27,92	36	1,75	
	50.000	27,98	36	1,75	

Os resultados das análises de estabilidade indicaram que houve pouca variação do fator de segurança em função do nível de sucção considerada, sendo que neste estudo, a sucção não apresentou influência no fator de segurança.

3.1.3 Estudo de caso 3 – Análise de ruptura de talude em solo não saturado de Calle (2000)

O terceiro estudo selecionado foi de Calle (2000) que teve como objetivo realizar análise de estabilidade na condição não saturada de uma ruptura de talude na Rodovia São Carlos- Ribeirão Preto (SP). Mediante aos resultados dos ensaios experimentais do estudo, avaliou-se as condições iniciais de sucção matricial e as características da precipitação e infiltração como causa da variação da sucção ao longo do tempo como condicionante da ruptura do solo.

O talude analisado era em solo residual de basalto, caracterizado como areia argilosa de baixa compactidade. Para caracterização geotécnica e das propriedades de resistência e hidráulicas do solo residual de basalto programou-se coleta de amostras deformadas e indeformadas e realização dos ensaios de caracterização, resistência e obtenção das propriedades hidráulicas do solo. A programação dos ensaios de laboratório para caracterização e das propriedades do horizonte de solo residual de basalto consistiu em: NBR7181/1988 – Solo- Análise granulométrica; NBR 6459/1984 – Solo – Determinação do limite de liquidez; NBR 7180/1988 – Solo – Determinação do limite de plasticidade; NBR 6508/1984 – Massa específica dos grãos; Teor de umidade natural e peso específico natural; Ensaio de compressão triaxial (CD e UU); Ensaio de compressão triaxial com controle de sucção matricial; NBR 14545/2000 – Determinação do coeficiente de permeabilidade saturada em solos argilosos a carga variável; Ensaio permeômetro de Guelph; Determinação da curva de retenção do solo

(papel filtro e câmara de pressão). Além disso, para complementação dos estudos geotécnicos foram realizadas sondagens a percussão para reconhecimento geotécnico e instalação de tensiômetros convencionais. A seguir é apresentada uma síntese dos resultados dessa investigação geotécnica realizada no talude da rodovia de São Carlos.

Foram coletadas 02 amostras indeformadas, denominadas AL1 e AL3, localizadas no topo e uma amostra localizada na base, denominada AL2. A Tabela 3.15 apresenta os índices físicos das amostras coletadas.

Tabela 3. 15:Ensaio de caracterização das amostras indeformadas do talude (Calle,2000)

Amostra	w(%)	ρ (g/cm ³)	ρ_s (g/cm ³)	ρ_d (g/cm ³)	e	Sr(%)
AL1(topo)	21,5	1,6	2,9	1,32	1,20	52,1
AL2(base)	16,9	1,8	2,9	1,54	0,88	55,5
AL3(topo)	21,0	1,6	2,9	1,32	1,20	50,9

As curvas de retenção foram determinadas por trajetórias de secagem das amostras indeformadas. Os resultados foram obtidos pela técnica de papel filtro (PF) e câmara de pressão (CP) e os valores medidos ajustados segundo a equação de Van Genuchten (1980), conforme os parâmetros apresentado na Tabela 3.16. Das três curvas de retenção calculadas, a curva de retenção da amostra AL1 foi utilizada na modelagem de análise de estabilidade, pois amostra representava o eixo da zona escorregada. A Figura 3.7 apresenta a curva de retenção da amostra AL1.

Tabela 3. 16:Parâmetros de ajuste da equação de Van Genuchten (1980) (Calle, 2000)

Amostra	α (1/cm)	m	n	w_r	w_s
AL1	0,08	0,33	1,49	0,13	0,40
AL2	0,06	0,23	1,29	0,13	0,30
AL3	0,16	0,28	1,38	0,11	0,40

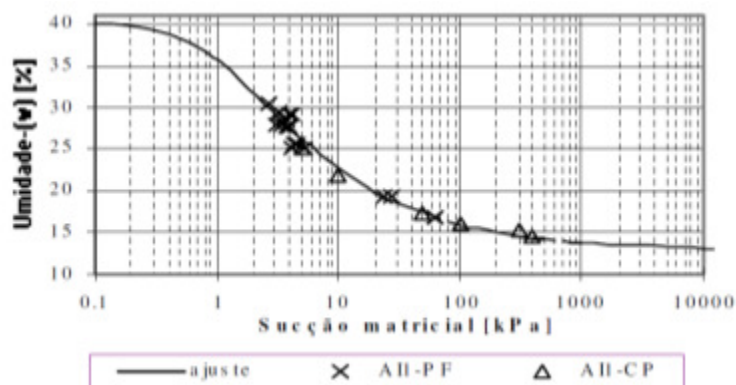


Figura 3. 7:Curva de retenção da amostra AL1 (Calle, 2000)

A Figura 3.8 apresenta à comparação das leituras dos tensiômetros de campo e as leituras as precipitações diárias. A sucção matricial máxima obtida foi de 60 kPa, coincidindo com início das chuvas de verão, que por sua vez reduziu a sucção matricial. O resultado de sucção máxima de 60 kPa foi utilizado como condição de fronteira na modelagem de análise do talude. A Tabela 3.17 mostra o resultado do ensaio de permeabilidade com carga variável no laboratório da amostra AL1.

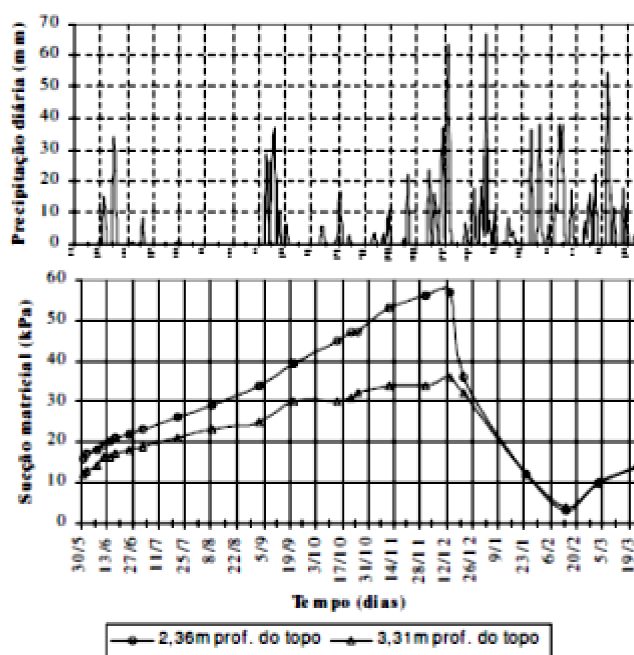


Figura 3. 8: Leituras nos tensiômetros 1 e 2 no período de 1999/2000 (Calle,2000)

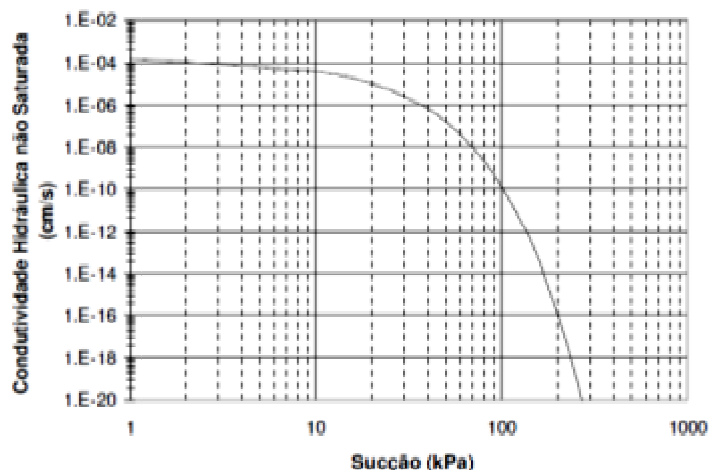
Tabela 3. 17:Características do ensaio de permeabilidade da amostra AL1

$\rho(\text{g/cm}^3)$	$\rho_s(\text{g/cm}^3)$	w(%)	$\rho_d(\text{g/cm}^3)$	e	S(%)	$K_{\text{slab}}(\text{cm/s})$
1,57	2,90	21,2	1,30	1,24	49,7	$4,4 \times 10^{-4}$

A partir dos resultados do ensaio de campo e da proposta de Gardner (1958), Calle (2000) calculou as funções de condutividade hidráulica não saturada. A Tabela 3.18 e a Figura 3.9 apresentam os parâmetros de condutividade hidráulica não saturada do topo do talude. Foi considerada a média dos parâmetros, pois as funções de condutividade hidráulica não saturada de ambos os ensaios resultaram muito próximas.

Tabela 3. 18:Parâmetros da condutividade hidráulica não saturada do topo do talude (Calle,2000)

Amostra	a (cm)	H1 (cm)	H2 (cm)	C1	C2	Q1 (cm ³ /s)	Q2 (cm ³ /s)	K _s (cm/s)	φ _{gm} (cm ² /s)	α (cm ⁻¹)
AL1	3	5	10	0,85	1,3	0,608	0,831	1,5 x 10 ⁻⁴	0,015	0,010
AL2	3	5	10	0,85	1,3	0,389	0,555	1,6 x 10 ⁻⁴	0,009	0,018
Média								1,6 x 10 ⁻⁴	0,012	0,014

Figura 3. 9:Função da condutividade hidráulica não saturada ($\alpha=0,014$) (Calle,2000)

Para avaliação da resistência ao cisalhamento foram realizados ensaios triaxiais convencionais com amostras saturadas (CD), ensaios triaxial UU com amostras no teor de umidade natural e ensaios de compressão triaxial com controle de sucção matricial. As envoltórias de resistência foram definidas através das tensões máximas. A envoltória de resistência não saturada foi obtida através da proposta de Fredlund et. al (1978), tendo a resistência ao cisalhamento crescendo linearmente com o aumento da sucção. A Tabela 3.19 mostra os resultados obtidos nos ensaios triaxiais com controle de sucção matricial. A Figura 3.10 mostra o ϕ^b em função da sucção. O ângulo obtido foi de 20° entre valores de sucção de 0 a 100 kPa e diminui para zero com o aumento da sucção. A faixa de tensão de confinamento foi de 50 a 100 kPa.

Tabela 3.19:Resultado do ensaio triaxial com controle de sucção (Calle,2000)

No	u _a -u _w (kPa)	σ ₃ -u _a (kPa)	c'
1	30	50	14,8
2	50	50	17,0
3	50	100	17,0
4	75	50	28,2
5	100	50	36,6
6	100	100	36,6
7	150	50	32,2
8	300	50	32,4

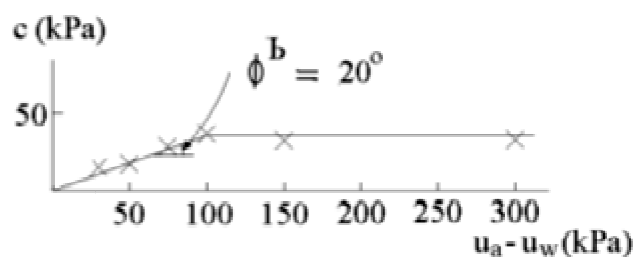


Figura 3. 10:Envoltórias de resistência não saturada com controle de sucção matricial (Calle,2000)

Na análise de estabilidade do talude foram considerados os resultados obtidos nos ensaios de campo e laboratório necessários para modelagem. Os programas utilizados na modelagem foram SEEP/W para estudar o efeito da infiltração da água e distribuição de poropressão e SLOPE/W para as análises de estabilidades. No SLOPE/W utilizou-se o método simplificado de Bishop para o cálculo do fator de segurança.

A partir das medições de sucção em campo através dos tensiômetros formou-se o perfil inicial de sucção utilizando o programa SEEP/W juntamente com dados da condutividade hidráulica não saturada e curva de retenção do solo AL1. Para definir o perfil de sucção *in situ* através do programa, considerou-se uma precipitação qualquer aplicada sobre a superfície durante tempos diferentes e crescentes e adotou-se o perfil que mais se aproximou do registrado em campo pelos tensiômetros. A Figura 3.11 mostra o perfil de sucção adotado nas análises.

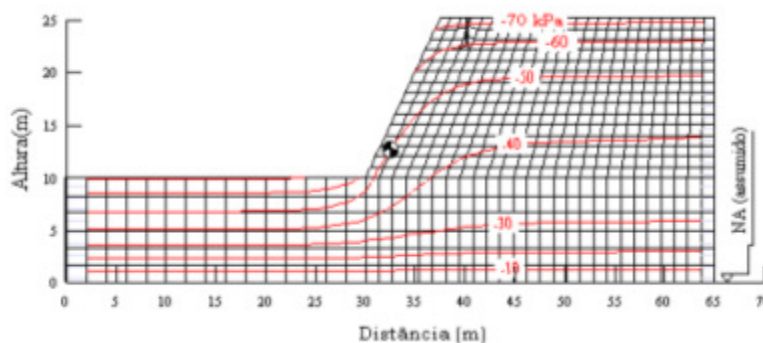


Figura 3. 11:Perfil de sucção matricial adotado (Calle,2000)

A partir das análises de estabilidade para condições iniciais de sucção, verificou-se o fator de segurança para duas condições, na condição não saturada e saturada contendo a fenda tração e sem fenda de tração. Os parâmetros de resistência

adotados nas análises em condições iniciais de sucção e o fator de segurança calculado estão apresentados nas Tabelas 3.20 e 3.21. Na Figura 3.12 é mostrada a superfície de ruptura encontrada na condição não saturada. Na Figura 3.13 é mostrada a superfície de ruptura encontrada na condição não saturada com fenda de tração.

Tabela 3.20: Parâmetros de resistência adotado nas análises em condições iniciais de sucção e o cálculo do fator de segurança (Calle,2000)

Amostra (AL1) (sem fenda de tração)	Condição	γ (g/cm ³)	c' (kPa)	ϕ' (°)	ϕ^b (°)	FS
	Não saturada	1,60	0	35	20	1,126
	Saturada	1,60	0	35	0	0,636

Tabela 3.21: Parâmetros de resistência adotado nas análises em condições iniciais de sucção e o cálculo do fator de segurança (Calle,2000)

Amostra (AL1)	Condição não saturada	γ (g/cm ³)	c' (kPa)	ϕ' (°)	ϕ^b (°)	FS
	Fenda preenchida com água	1,60	0	35	20	1,067
	Fenda seca	1,60	0	35	20	1,089

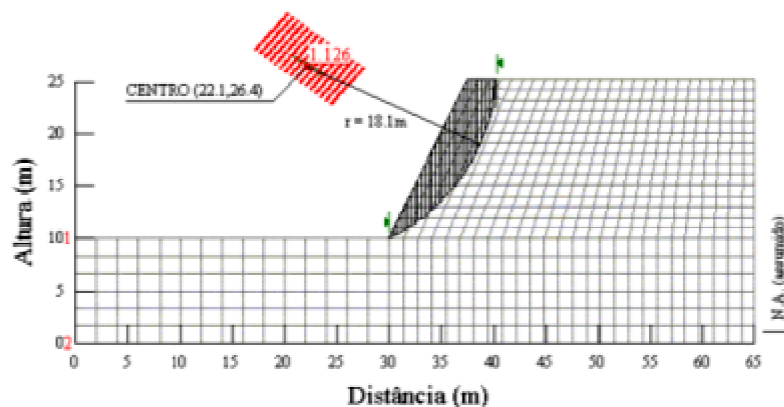


Figura 3.12: Fator de segurança em condições iniciais sem fenda de tração (Calle,2000)

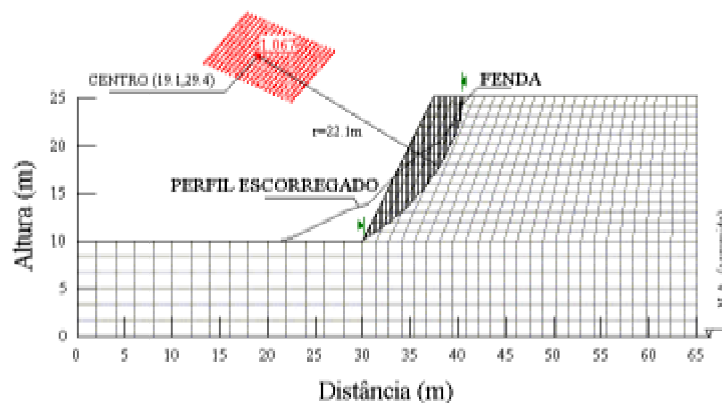


Figura 3.13: Fator de segurança em condições iniciais com fenda de tração (Calle,2000)

Mediantes as condições iniciais, analisou-se a influência da precipitação no avanço da frente de umedecimento incluindo as seguintes modificações: a) precipitação de 20mm/h e 70mm/h , b) como condição inicial admitiu-se o perfil de sucção *in situ*. Observou-se que a frente de umedecimento avança verticalmente com a profundidade.

Em seguida, realizaram análises de estabilidade do talude utilizando como condições iniciais os perfis de sucção matricial da Figura 3.11 para determinar o fator de segurança. Considerou-se na primeira análise, o perfil do talude formado pelo solo AL1 e superfície de ruptura de campo (centro do raio (19,1; 29,4) e $r=22,1m$). A Tabela 3.22 apresenta os fatores de segurança obtidos para este caso analisado.

Tabela 3. 22:Fatores de segurança considerando talude formado por AL1(superfície de ruptura de campo) (Calle,2000)

	FS	ϕ'	c'	ϕ^b	Ensaio
1) Solo "in situ" inicial com sucção	1,07(19.1,29.4)	35	0	20	CD
2) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=2h)	1,06(19.1,29.4)	35	0	20	CD
3) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=15h)	0,98(19.1,29.4)	35	0	20	CD
4) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=30 min)	1,05(19.1,29.4)	35	0	20	CD
5) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=2h)	1,00(19.1,29.4)	35	0	20	CD
6) Solo saturado	0,60(19.1,29.4)	35	0	0	CD
7) Situação não drenada	0,64(19.1,29.4)	22,3	11	0	UU

Os ensaios triaxiais rápidos (UU) foram realizados em amostras com teor de umidade natural e o valor de velocidade de cisalhamento foi fixado em 0,5 mm/min. A partir do resultado definiu-se a envoltória de resistência não drenada utilizando o critério de Mohr Coulomb e o conceito de tensões efetivas para as amostras de topo e da base e obtiveram-se as seguintes equações de resistência, respectivamente:

$$\tau = 11 + \sigma tg22,3^\circ$$

$$\tau = 68,9 + \sigma tg24,1^\circ$$

Na segunda análise foram calculados fatores de segurança de acordo com método Bishop simplificado, admitindo a superfície mais crítica dentro de várias superfícies testadas. Foi considerado o mesmo perfil de solo da análise anterior. A Tabela 3.23 apresenta os fatores de segurança obtidos para essa condição.

Tabela 3. 23:Fatores de segurança considerando talude formado por AL1 (superfície ruptura crítica) (Calle,2000)

	FS	Raio (m)	ϕ'	c'	ϕ^b	Ensaio
1) Solo "in situ" inicial com sucção	1,07(19.1,29.4)	22,1	35	0	20	CD
2) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=2h)	1,06(19.1,29.4)	22	35	0	20	CD
3) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=15h)	0,10(22.6,31.6) ⁽¹⁾	17,4	35	0	20	CD
4) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=30 min)	1,00(18.3,33.2) ⁽¹⁾	24,4	35	0	20	CD
5) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=2h)	0,12(25,31.8) ⁽¹⁾	15	35	0	20	CD
6) Solo saturado	0,26(19.9,35) ⁽¹⁾	20	35	0	0	CD
7) Situação não drenada	0,63(16.8,31.2)	22	22,3	11	0	UU

⁽¹⁾Superfície de ruptura crítica menor a superfície crítica assumida, ruptura superficial

Na terceira análise, considerou-se o talude formado por dois solos (AL1-topo/ AL2-base) com superfície de ruptura assumida de raio =22 m, centro (19,1;29,4). A Figura 3.14 mostra o perfil do talude com os dois solos encontrados na sondagem. A Tabela 3.24 apresenta os resultados encontrados para sete casos analisados considerando a superfície de ruptura assumida.

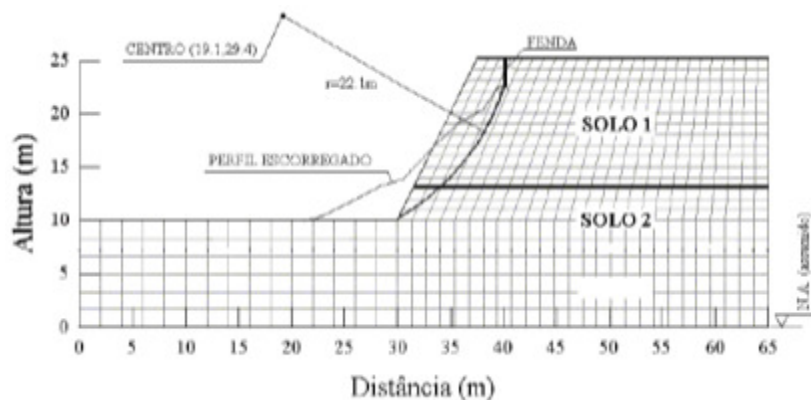


Figura 3. 14:Perfil do talude composto por dois solos (Calle, 2000)

Tabela 3. 24: Fatores de segurança considerando talude formado por dois solos para superfície ruptura assumidos (Calle,2000)

	FS	Solo 1		Solo 2		ϕ^b	Ensaio
		ϕ'	c'	ϕ'	c'		
1) Solo "in situ" inicial com sucção	1,39(19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	20	CD
2) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=2h)	1,39(19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	20	CD
3) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=15h)	1,32(19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	20	CD
4) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=30 min)	1,39 (19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	20	CD
5) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=2h)	1,35(19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	20	CD
6) Solo saturado	0,94 (19.1,29.4)	35	0	25,7	37,2	0	CD
7) Situação não drenada	1,18(19.1,29.4)	22,3	11	24,1	68,9	0	UU

Na quarta análise, foi calculado o fator de segurança para o talude formado pelos dois solos considerando a superfície de ruptura crítica fornecida pelo método de Bishop simplificado. A Tabela 3.25 apresenta os resultados encontrados dos cálculos dos fatores de segurança.

Tabela 3. 25: Fatores de segurança considerando talude formado por dois solos para superfície ruptura crítica obtida pelo método Bishop (Calle,2000)

	FS	Raio (m)	Solo 1		Solo 2		ϕ^b	Ensaio
			ϕ'	c'	ϕ'	c'		
1) Solo "in situ" inicial com sucção	1,20(18.9,34.3) ⁽²⁾	24,3	35	0	25,7	37,2	20	CD
2) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=2h)	1,19(19,34.3) ⁽²⁾	24,2	35	0	25,7	37,2	20	CD
3) Solo "in situ" + Precipitação de 20 mm/h (t=15h)	0,11(26.3,31.8) ⁽¹⁾	14,4	35	0	25,7	37,2	20	CD
4) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=30 min)	1,13 (26.2,26.4) ⁽²⁾	14,3	35	0	25,7	37,2	20	CD
5) Solo "in situ" + Precipitação de 70 mm/h (t=2h)	0,10(18.1,37.1) ⁽¹⁾	23,7	35	0	25,7	37,2	20	CD
6) Solo saturado	0,18 (25.7,25.7) ⁽¹⁾	24,8	35	0	25,7	37,2	0	CD
7) Situação não drenada	0,71(25.4,28.1) ⁽²⁾	15,7	22,3	11	24,1	68,9	0	UU

⁽¹⁾Superfície de ruptura crítica menor a superfície crítica assumida (ruptura superficial)

⁽²⁾Superfície de ruptura passando acima do solo 2

Como complemento do estudo, foi realizada a retroanálise do talude de modo a atender a condição de ruptura crítica quando o fator de segurança fosse igual a 1, considerando a superfície de ruptura assumida em campo. Considerou-se nos cálculos $\phi^b = 20^\circ$, variando-se unicamente os parâmetros c' e ϕ' com as características do solo AL1 e as condições iniciais de sucção determinadas pelas análises da influência da precipitação. As condições iniciais de poropressão utilizadas para uma precipitação de 20 mm/h foram 0h, 15h, 20h e saturado. No caso da precipitação de 70 mm/h, as condições iniciais foram de 0h, 2h, 3h, 4h e saturado. As Figuras 3.15 e 3.16 apresentam as envoltórias para fator de segurança igual a 1 para as precipitações de 20 mm/h e 70 mm/h respectivamente.

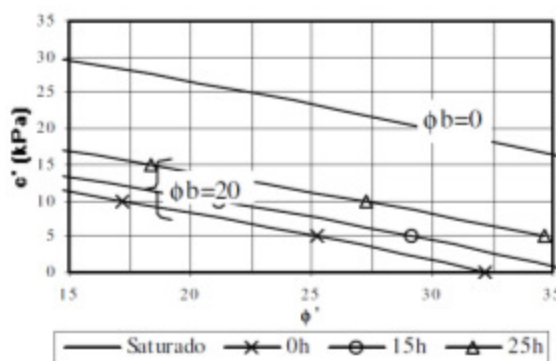


Figura 3. 15: Retroanálise considerando uma precipitação de 20 mm/h e FS=1 (Calle, 2000)

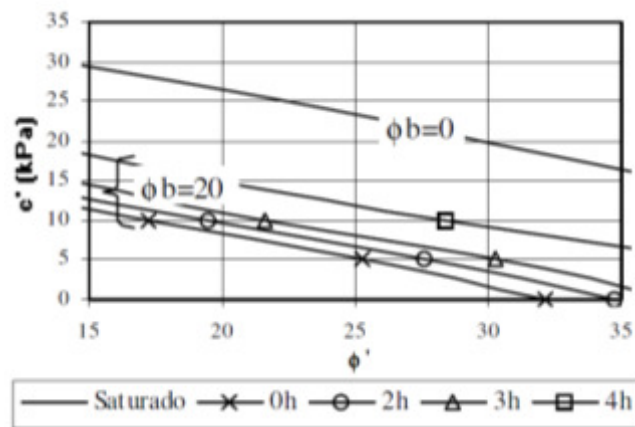


Figura 3. 16: Retroanálise considerando uma precipitação de 70 mm/h e FS=1 (Calle, 2000)

Também foi efetuada uma análise de ruptura utilizando os ábacos de Hoek (1972) considerando o talude com e sem fenda. A Figura 3.17 apresenta as combinações de coesão (c') e ângulo de atrito (ϕ') que fornecem o fator de segurança igual a 1.

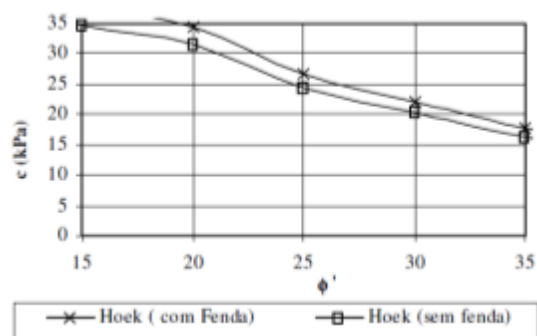


Figura 3. 17:Retroanálise segundo ábacos de Hoek (1972) (Calle, 2000)

Em seguida, procurou-se verificar a variação do fator de segurança com relação a diferentes tempos de precipitação com o objetivo de fornecer ábacos que pudessem ser utilizados em projetos de taludes com características semelhantes. Fixou-se $\phi^b=20^\circ$, variou-se ϕ' com parâmetros de resistência de $c'=0$ kPa e $c'=20$ kPa para precipitações de 20 mm/h e 70 mm/h, respectivamente. As Figuras 3.18 e 3.19 apresentam a variação do fator de segurança para precipitação de 20 mm/h e 70 mm/h, respectivamente.

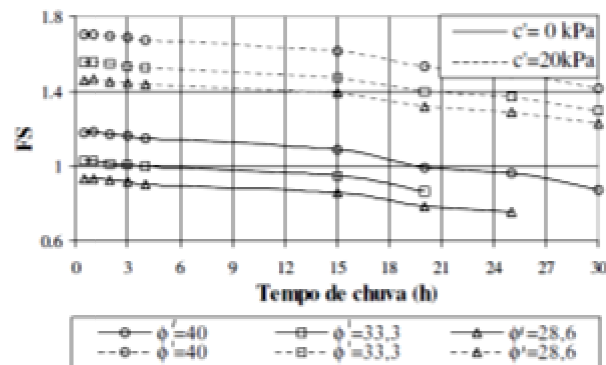


Figura 3. 18:Variação do fator de segurança com o tempo de precipitação para $\phi_b=20$ e precipitação de 20 mm/h(Calle, 2000)

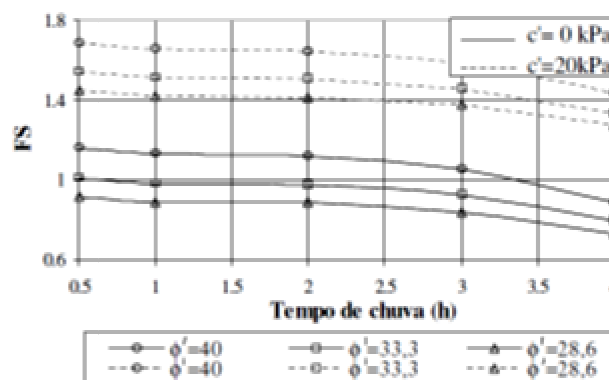


Figura 3. 19:Variação do fator de segurança com o tempo de precipitação para $\phi_b=20$ e precipitação de 70 mm/h(Calle, 2000)

3.1.4 Estudo de caso 4 – Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG de Bernadete Lopes (2006)

O quarto estudo selecionado foi de Lopes (2006), que teve por objetivo principal avaliar a influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual jovem de filito da região do conjunto Taquaril em Belo Horizonte/MG, em seu estado indeformado. Foram apresentadas características de compressibilidade do material sob a influência da sucção e também um comparativo com os resultados obtidos do programa experimental com os métodos empíricos simplificados de Lytton, 1995; Vanapalli et al., 1996; Fredlund et al., 1996; Öberg e Sällfors, 1997.

A fim de determinar a resistência ao cisalhamento do solo não saturado e sua caracterização geotécnica foram retiradas 03 amostras indeformadas em solo na profundidade de 1,5m a 3m e uma amostra em rocha na superfície. O programa experimental para caracterização das propriedades do horizonte de solo residual de filito

jovem consistiu em: NBR 6457/1986 – Amostra de Solos – Preparação para Ensaio de Compactação e Caracterização; NBR 6457/1986 – Teor de Umidade Natural; NBR 6508/1984 – Massa Específica Real dos Grãos; NBR 6459/1984 – Solo – Determinação do Limite de liquidez; NBR 7180/1988 – Solo – Determinação do Limite de Plasticidade; NBR 7181/1988 – Solo – Análise Granulométrica; Análise químico-minerológicas; Ensaio de cisalhamento direto com sucção controlada; ASTM D 3080 (1990) - Ensaio de cisalhamento direto convencional; Teor de umidade natural; Ensaio de papel filtro para determinação da curva de retenção do solo. O ensaio de cisalhamento direto convencional com amostras saturadas foi executado em 3 tensões normais (50 kPa, 100 kPa e 200 kPa). Para determinar a influência da sucção na resistência, foram realizados ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada no equipamento desenvolvido por Campos (1980). Foram 12 ensaios para obtenção da envoltória de resistência não saturada do solo. Em cada ensaio, as pressões de ar, de água e carga vertical eram variadas para obter as variáveis de tensão. A Tabela 3.26 mostra o resumo dos dados usados na dos ensaios.

Tabela 3.26: Ensaio cisalhamento direto com sucção controlada (Lopes, 2006)

Série	Ensaio	Tensão Normal Líquida (kPa)	Sucção Mátrica (kPa)
I	CDSC01	50	25
	CDSC02		50
	CDSC03		100
	CDSC04		200
II	CDSC05	100	25
	CDSC05(2)		25
	CDSC06		50
	CDSC06(2)		50
	CDSC07		100
	CDSC08		200
III	CDSC09	200	25
	CDSC10		50
	CDSC10(2)		50
	CDSC11		100
	CDSC12		200

As curvas granulométricas obtidas apresentaram forma semelhante para 3 amostras de solos, com alta porcentagem de silte, sendo que amostra chamada de SR3 apresentou uma porcentagem de fração areia mais elevada e a amostra chamada de SR1 apresentou maior fração de argila. O solo foi classificado através do Sistema de Classificação Unificada (SUCS), sendo que a amostra SR1 foi considerada de um silte

inorgânico de alta plasticidade (MH) e a SR2 e SR3, como sendo de siltes inorgânicos de baixa plasticidade (ML). As Tabelas 3.27 e 3.28 mostram o resumo da análise granulométrica e os limites de consistência.

Tabela 3. 27: Resumo da granulometria das 3 amostras de filito analisadas por Lopes (2006).

Amostra	Pedregulho	Areia Grossa	Areia Média	Areia Fina	Silte	Argila
SR1	0,0	0,1	0,5	2,2	62,8	25,2
SR2	0,4	1,3	1,3	5,4	81,0	10,6
SR3	0,0	0,3	5,0	16,8	62,6	15,3

Tabela 3.28: Limites de consistência das três amostras analisadas por Lopes (2006).

Amostra	LL	LP	IP	Atividade
SR1	54,7	36,8	17,9	0,96
SR2	49,1	30,6	18,5	1,85
SR3	37,0	30,4	6,6	0,44

As amostras SR1 e SR2 apresentaram densidade relativa dos grãos dentro da faixa compatível das caulinitas e ilitas ($2,80 \text{ g/m}^3$), já a amostra SR3 possui densidade dos grãos típica da do quartzo ($2,70 \text{ g/m}^3$). Na Tabela 3.29 estão apresentados os valores médios dos índices físicos das amostras em seu estado natural. Também foi realizada a análise química total das amostras de solo e rocha e análise química parcial apenas dos minerais representativos das frações finas do solo. A Tabela 3.30 mostra o resultado obtido da análise mineralógica.

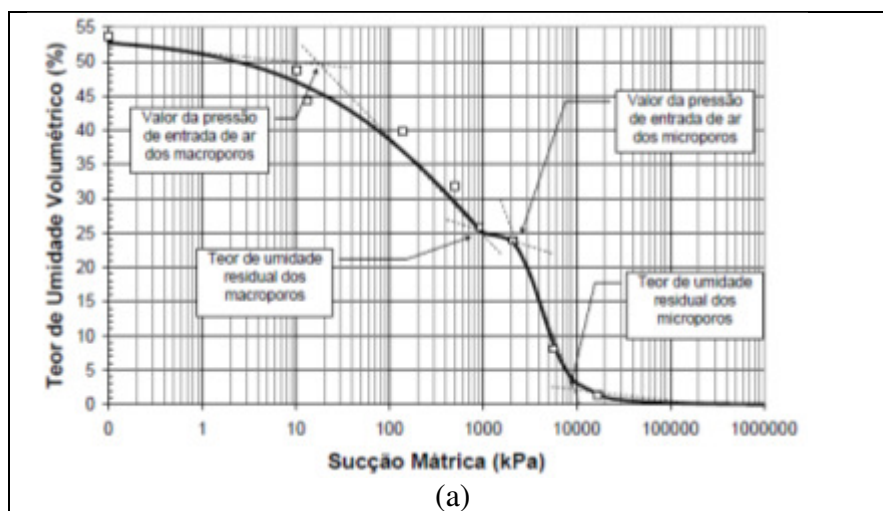
Tabela 3.29: Índices físicos das amostras analisadas em seu estado natural (Lopes, 2006)

Amostra	Valor	G_s	γ_{nat} (kN/m^3)	γ_d (kN/m^3)	W_{nat} (%)	e	S (%)
SR1	Máx.	-	15,53	13,24	22,58	1,32	54,37
	Mín.	-	14,11	11,73	16,82	1,06	42,46
	Méd.	2,779	15,14	12,61	20,04	1,16	47,91
SR2	Máx.	-	16,59	13,98	21,37	1,30	57,84
	Mín.	-	15,74	12,97	18,85	0,98	52,70
	Méd.	2,799	16,16	13,47	20,11	1,14	55,27
SR3	Máx.	-	16,66	15,10	10,56	0,88	37,14
	Mín.	-	15,24	14,09	8,22	0,75	25,20
	Méd.	2,700	15,95	14,59	9,39	0,82	31,17

Tabela 3.30: Teores de ilita e caulinita nas amostras de solo e rocha (Lopes, 2006)

Argilomineral	Teor (%)			
	SR1	SR2	SR3	Rocha
Ilita/Mica	17,50	23,63	10,00	21,75
Caulinita	40,66	30,71	40,51	28,04

As curvas de retenção foram obtidas através da técnica do papel filtro e apresentada em função do teor de umidade volumétrico. A Figura 3.20 apresenta as curvas de retenção de cada amostra de solo (SR1, SR2 e SR3). As curvas de retenção das amostras SR1 e SR2 apresentaram dois pontos de inflexão, podendo se atribuir a isso a existência de uma distribuição bimodal dos poros. Tal distribuição é caracterizada pela presença de macroporos e microporos no solo, que assim apresenta dois valores de entrada de ar. A curva de retenção da amostra SR3 apresentou apenas um ponto de inflexão. O ajuste da curva de retenção foi realizado pelo método por Fredlund e Xing (1994). Os parâmetros do modelo foram determinados graficamente, conforme a Figura 3.21. No caso das curvas de retenção de umidade que apresentaram dois pontos de inflexão, os dados de medição foram ajustados na primeira curva para uma faixa de sucção entre 0 e o valor de sucção da entrada de ar dos microporos, enquanto que a segunda faixa foi ajustada deste valor até 1000000 kPa, que é o limite imposto pelo método. A Tabela 3.31 apresenta os valores de entrada de ar (ψ_b) dos macroporos e microporos assim como o teor de umidade volumétrico residual (θ_r) destas amostras.



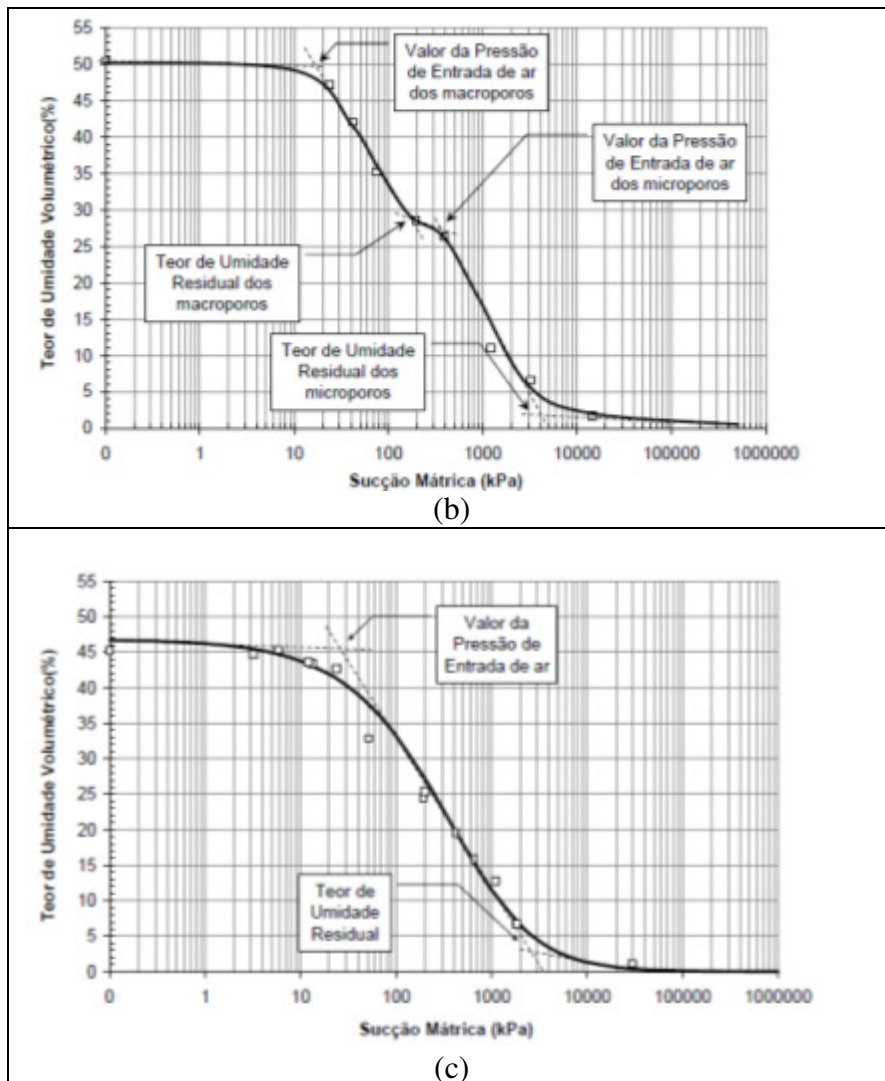


Figura 3. 20:Curvas de retenção: (a) SR1; (b) SR2; (c) SR3 (Lopes, 2006)

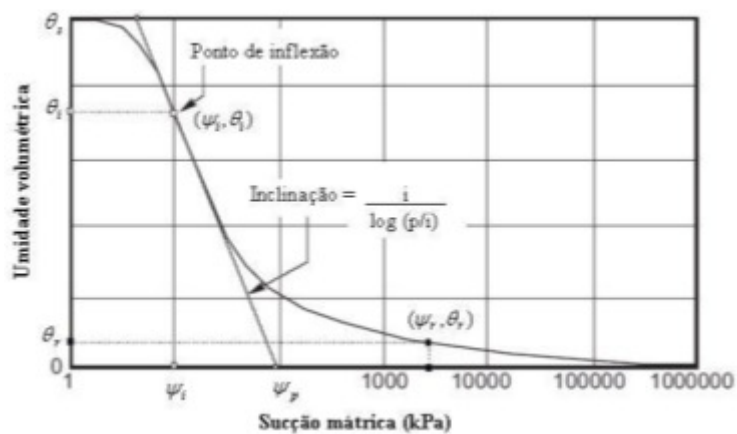


Figura 3.21: Solução gráfica para a determinação os parâmetros de ajuste a, n e m (Lopes, 2006)

Onde,

$$a = \psi_i$$

$$m = 3,67 \ln \left[\frac{\theta_s * C_{(\psi_i)}}{\theta_i} \right]$$

$$n = \frac{1,31^{m+1}}{m * C_{(\psi_i)}} * 3,72 * s^*$$

$$C_{(\psi)} = 1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\psi}{\psi_r} \right)}{\ln \left[1 + \left(\frac{1000000}{\psi_r} \right) \right]}$$

$$s^* = \frac{s}{\theta_s} - \frac{\psi_i}{1,31^m * (\psi_i + \psi_r) * \ln \left[1 + \left(\frac{1000000}{\psi_r} \right) \right]}$$

$$s = \frac{\theta_i}{\ln \left(\frac{\psi_p}{\psi_i} \right)}$$

Tabela 3.31: Valores de entrada de ar e teor de umidade volumétrico residual (Lopes, 2006)

SR1				SR2				SR3	
Macroporos		Microporos		Macroporos		Microporos			
ψ_b (kPa)	θ_r (%)	ψ_b (kPa)	θ_r (%)	ψ_b (kPa)	θ_r (%)	ψ_b (kPa)	θ_r (%)	ψ_b (kPa)	θ_r (%)
18,0	27,0	900,0	5,0	24,0	30,2	450,0	3,0	27,0	5,0

Foram realizados ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada e convencional das amostras SR2 e SR3, consideradas menos intemperizadas. O critério de ruptura utilizado assumiu que o solo havia rompido quando a tensão-deslocamento horizontal ($\tau \times \delta h$) atingisse pela primeira vez uma inclinação (α) constante. A Figura 3.22 exemplifica a determinação dos pontos de ruptura através do critério utilizado. A Tabela 3.32 mostra as tensões no momento da ruptura conforme o critério utilizado. A partir do ajuste linear desses valores, obteve-se a envoltória de resistência para as amostras submersas, como mostra a Figura 3.23. Ajustando-se os pontos obtidos nos ensaios de cisalhamento direto convencional a uma curva hiperbólica, determinou-se a envoltória não linear mostrada na Figura 3.24. Nesse caso, a coesão do solo foi nula.

Para cada nível de tensão normal foi determinado o valor do ângulo de atrito efetivo (ϕ') como pode ser visto na Tabela 3.33.

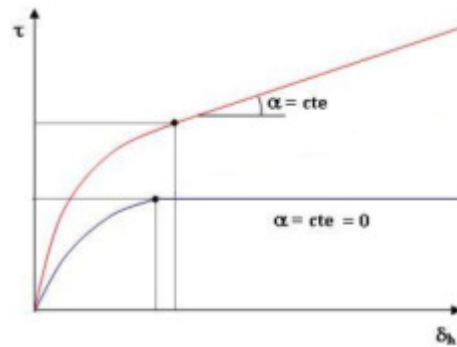


Figura 3.22: Critério utilizado na determinação dos pontos de ruptura (Lopes, 2006)

Tabela 3.32: Ensaio de cisalhamento direto convencional (tensões na ruptura) (Lopes, 2006)

Ensaio	Tensão Normal (kPa)	τ_r (kPa)	σ_r (kPa)	τ_r / σ_r	δ_{hr} (mm)
CD01	50	36,50	56,45	0,65	11,43
CD02	100	63,65	108,40	0,59	7,75
CD03	200	86,16	225,66	0,38	11,37

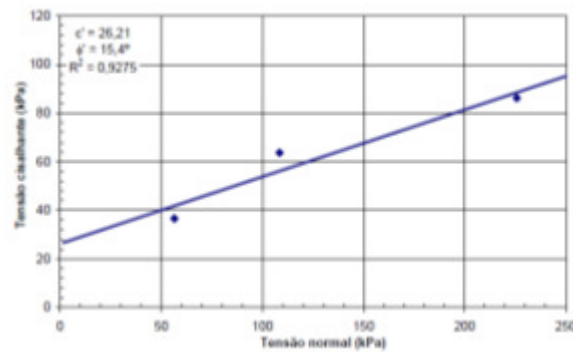


Figura 3.23: Envoltória de resistência para amostras submersas (Lopes, 2006).

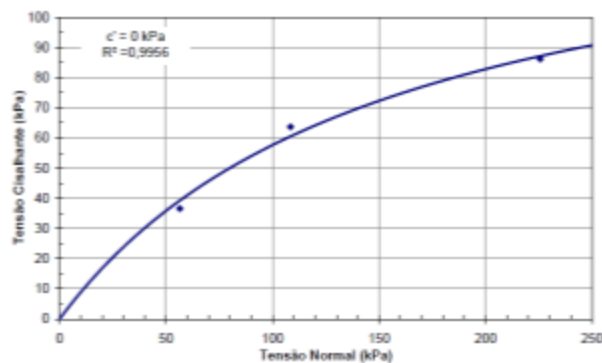


Figura 3. 24: Envoltória não linear de resistência para amostras submersas (Lopes, 2006)

Tabela 3.33: Variação do ϕ' em função da tensão normal (Lopes, 2006)

σ (kPa)	ϕ' (°)
0	81,49
50	34,74
100	20,98
200	10,49

Foram executados 12 ensaios de cisalhamento direto com sucção controlada. Os resultados obtidos foram divididos em 3 séries com tensão líquida constante e, em seguida, foram rearranjados em 4 séries de ensaios com sucção constante. A série 1 é composta de 4 ensaios, nos quais se manteve a tensão normal líquida em 50 kPa enquanto variava a sucção em valores de 25, 50, 100 e 200 kPa. A segunda série de ensaios variou a sucção matricial em valores de 25, 50, 100 e 200 kPa enquanto foi mantida a tensão normal líquida de 100 kPa. Na terceira série realizada, foram feitos 5 ensaios, um deles foi repetido com tensão normal líquida de 100 kPa e os demais com tensão normal líquida de 200 kPa, variando a sucção em valores de 25, 50, 100 e 200 kPa. De acordo com critério de ruptura adotado, foram obtidas as tensões cisalhantes de ruptura para cada ensaio de resistência não saturada, conforme apresentado na Tabela 3.34.

Tabela 3.34: Tensão cisalhante, tensão normal líquida e deslocamento na ruptura (Lopes, 2006)

Série	Ensaio	Tensão normal líquida (kPa)	Sucção Mátrica (kPa)	τ_r (kPa)	$(\sigma - u_a)_r$ (kPa)	$\tau_r / (\sigma - u_a)_r$	δ_{hr} (mm)
I	CDSC01	50	25	169,281	49,788	3,40	3,11
	CDSC02	50	50	198,015	52,810	3,75	3,24
	CDSC03	50	100	203,782	48,915	4,17	3,20
	CDSC04	50	200	244,403	50,872	4,80	4,00
II	CDSC05(1)	100	25	146,363	102,951	1,42	5,00
	CDSC05(2)	100	25	48,201	99,617	0,48	5,32
	CDSC06(1)	100	50	64,470	102,568	0,63	4,00
	CDSC06(2)	100	50	182,310	100,092	1,82	6,01
	CDSC07	100	100	249,827	101,234	2,47	4,03
III	CDSC08	100	200	339,301	96,889	3,50	5,62
	CDSC09	200	25	212,798	202,918	1,05	3,61
	CDSC010(1)	200	50	241,183	207,185	1,16	2,81
	CDSC010(2)	200	50	273,446	207,083	1,32	3,61
	CDSC011	200	100	274,685	199,156	1,38	4,80
	CDSC012	200	200	363,849	225,652	1,61	4,00

O gráfico τ x sucção mátrica foi esboçado, como mostra a Figura 3.25, e observou-se um comportamento não linear da tensão cisalhante em relação a sucção. Para baixos valores de sucção, houve um acréscimo rápido de ϕ^b , que é representado pela inclinação da curva, tendendo posteriormente uma inclinação constante à medida que a sucção aumentava. Esse comportamento não linear foi representado por uma função hiperbólica, mostrada na equação 3.2:

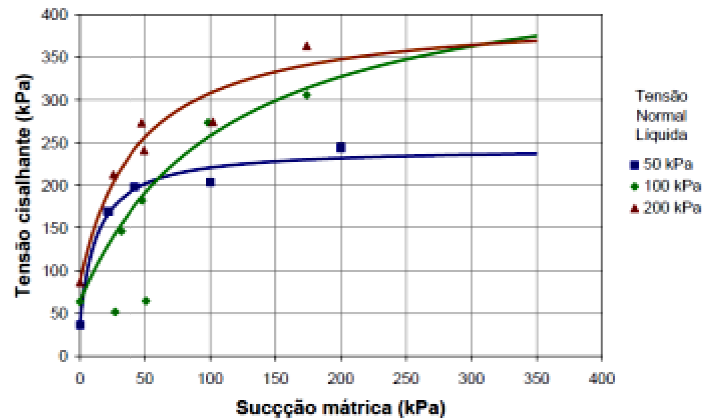


Figura 3.25: Envoltórias de resistência em função da sucção (Lopes, 2006)

$$\tau = \tau_o + \frac{(u_a - u_w)}{[a + b(u_a - u_w)]} \quad (3.2)$$

Onde: τ_o é o valor da resistência do solo quando saturado. Os parâmetros da função hiperbólica, a e b , foram determinados pelo método dos mínimos quadrados. A envoltória de resistência estendida em relação à tensão normal líquida, para mesmos valores de sucção mátrica, foi considerada linear para a condição submersa, como mostra a Figura 3.26. Na Tabela 3.35 apresentam-se os parâmetros de resistência obtidos a partir dessas envoltórias.

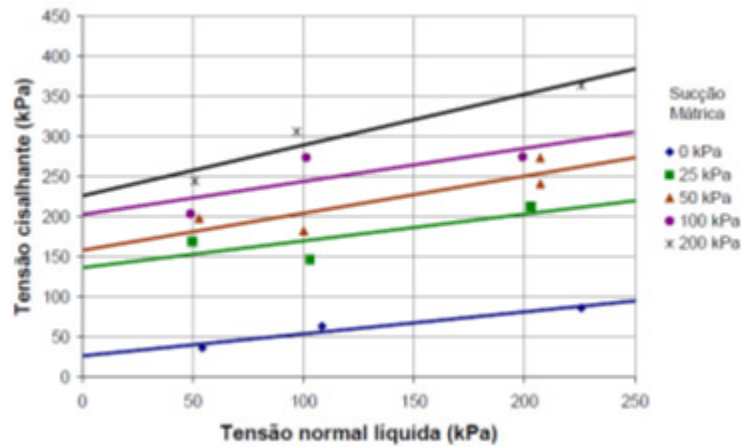


Figura 3. 26: Envoltórias de resistência em função da tensão normal líquida (Lopes, 2006)

Tabela 3.35: Parâmetros de resistência em função da tensão normal líquida de 50 kPa (Lopes, 2006)

$(u_a - u_w)$ (kPa)	$C_{aparente}$ (kPa)	$\phi'(^{\circ})$	R^2
0	26,64	15,32	0,9323
25	136,53	18,46	0,5913
50	158,26	24,79	0,7529
100	202,79	22,38	0,5964
200	226,06	32,31	0,9203

O aumento da coesão aparente em relação ao aumento da sucção foi representado em um ajuste com uma função hiperbólica, no qual se nota um aumento brusco no início da curva e, em seguida, um crescimento linear. Esse comportamento foi representado pela equação 3.3 e pela Figura 3.27.

$$C_{aparente} = 26,64 + \frac{(u_a - u_w)}{0,1426 + 0,0045(u_a - u_w)} \tag{3.3}$$

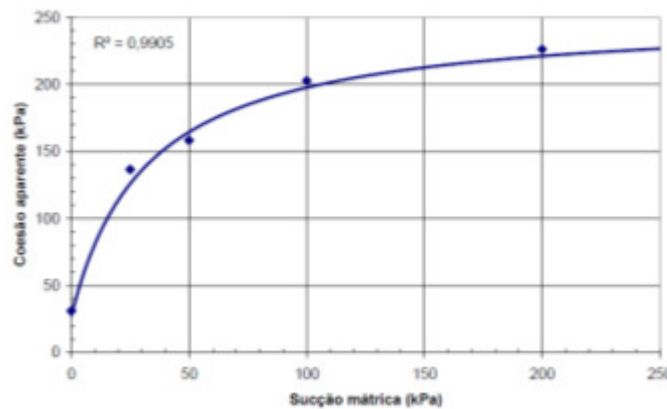


Figura 3. 27: Variação da coesão aparente com a sucção (Lopes, 2006)

O valor de ϕ^b encontrado nos ensaios para valores de sucções de 0 a 25 kPa foi maior que ϕ' . Alguns autores, como Escario e Sáez (1986) e Fredlund *et al.* (1987), afirmam que, para uma faixa de sucção baixa, ϕ^b tenderia a um valor próximo de ϕ' . Porém, estudos realizados por Abramento (1988), Rohm (1992), Rohm e Vilar (1995), Teixeira e Vilar (1997), Soares (2005) e Soares e de Campos (2005), mostraram valores de ϕ^b muito maiores que ϕ' para baixos valores de sucção. A Figura 3.28 mostra a variação do valor de ϕ^b e do valor do ϕ' com a sucção de acordo com os resultados dos ensaios apresentados por Lopes (2006).

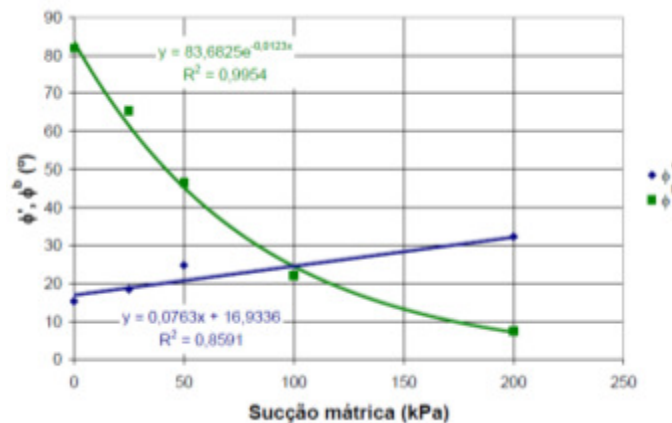


Figura 3.28: Variação de ϕ^b e ϕ' com a sucção (Lopes, 2006)

A envoltória de resistência do solo residual de filito é representada pela equação 3.4 e pode ser representada graficamente por uma superfície tridimensional, como mostrado na Figura 3.29.

$$\tau = 26.64 + (\sigma - u_a) \cdot \text{tg}(22.67^\circ) + \frac{(u_a - u_w)}{0.1426 + 0.0045 \cdot (u_a - u_w)} \quad (3.4)$$

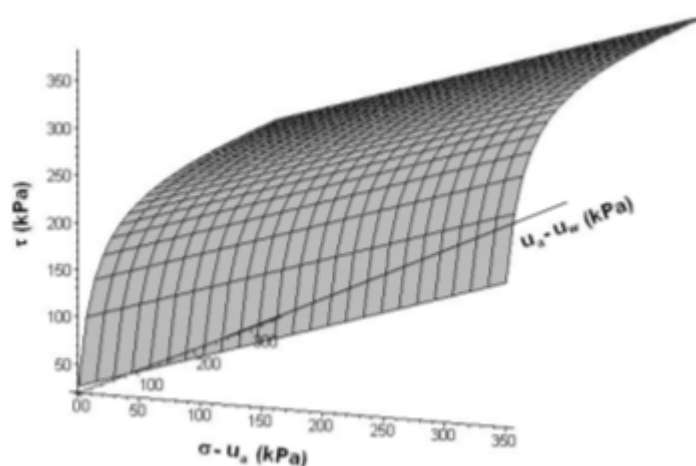


Figura 3.29: Envoltória de resistência tridimensional (Lopes, 2006)

3.2 Levantamento de curvas de retenção de umidade de solos obtidas em laboratório dos estudos de casos selecionados

Foram 10 curvas de retenção de umidade que serviram de base para testar os modelos de previsão de curva de retenção sob o enfoque da primeira forma de aplicação que consiste na aplicação dos recursos embutidos no programa VADOSE/W e 6 curvas de retenção de umidade para segunda forma de aplicação, que é o cálculo da curva de retenção utilizando as equações empíricas do modelo de Aubertin(2003). Os solos das amostras submetidos ao ensaio de medição de sucção foram identificados como solos residuais, tais como: solo residual maduro de granulito de gnaiss (estudo 1), solo residual de filito dolomítico (estudo 2), solo residual de basalto (estudo 3) e solo residual jovem de filito (estudo 4). A Tabela 3.36 mostra as características das curvas de retenção de umidade das amostras dos quatro estudos de casos

Tabela 3. 36: Levantamento dos dados das curvas de retenção de umidade.

Referência do estudo	ID amostras	Método de medição da sucção	Modelo de ajuste dos dados medidos	Parâmetros de ajuste da curva de retenção
Estudo 1 (Cerqueira de Jesus, 2008)	*Alto do Bom Viver	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,0521$; $m=0,2038$, $n=1,2558$
	*CMT2C	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,48$; $m=6,26$, $n=26,79$
Estudo 2 (Soares,2008)	*PIC4A	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=1,07$; $m=2,025$; $n=12,53$
	*CMT2D	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,48$; $m=8,34$, $n=60,2$
	CMT2A	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,51$; $m=7,60$, $n=41,73$
	PIC1A	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,86$; $m=4,56$, $n=18,39$
	PIC2A	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,53$; $m=8,34$, $n=60,33$
	PIC2B	Papel filtro	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,46$; $m=8,05$, $n=51,5$

Referência do estudo	ID amostras	Método de medição da sucção	Modelo de ajuste dos dados medidos	Parâmetros de ajuste da curva de retenção
Estudo 3 (Calle,2000)	*AL1	Papel filtro e placa de sucção	Van Genuchten (1980)	$\alpha=0,08$; $m=0,33$, $n=1,49$
Estudo 4 (Lopes,2006)	*SR3	Papel filtro	Fredlund e Xing (1994)	$a=100$; $m=1,17$, $n=1,67$

*As curvas de retenção de umidade previstas para esses solos foram calculadas através das equações empíricas do modelo de Aubertin e analisadas sem ajuste e com ajuste.

3.3 Propriedades geotécnicas básicas dos solos analisados

Em geral, os solos analisados nos estudos de caso mencionados possuem alto teor de finos identificado pela curva granulométrica, sendo que a fração principal refere-se ao silte. Nas amostras de solos residuais de filito, SR3 (Lopes, 2006) e PIC4A (Soares, 2008), o argilo mineral predominante foi caulinita, e para as amostras de filito CMT2C e CMT2D (ambas de Soares, 2008), identificou-se presença de mica. A Tabela 3.37 mostra o resumo das propriedades geotécnicas dos solos analisados. A terminologia “E*” indica o estudo de caso do qual foram coletados os dados.

Tabela 3.37: Resumo dos dados das propriedades geotécnicas básicas

Referência	ID Amostra	Silte/argila (%)	Areia (%)	γ_s (g/m ³)	LL (%)	LP (%)	IP (%)	Índice de vazios	Classificação (SUCS)
E1	Alto do Bom Viver	80	20	2,93	57	42	15	1,48	Silte de alta plasticidade
E2	CMT2C	91,20	8,8	2,82	52,12	31,72	20,39	0,852	Silte argiloso
	PIC4A	87	13	2,67	18,68	11,10	7,58	0,632	Silte arenoso
	CMT2D	95,70	4,3	2,53	44,58	24,84	19,74	0,610	Silte argiloso
	CMT2A	99,10	0,9	2,70	45,73	21,78	23,95	0,738	Silte argiloso
	PIC1A	78	22	2,64	29,84	14,83	15,01	0,54	Silte argiloso
	PIC2A	98	2	2,56	46,23	28,26	17,96	0,89	Silte argiloso
	PIC2B	99,50	0,5	2,79	45,57	26,84	18,73	1,031	Silte argiloso
E3	AL1	56	44	2,90	31	20	11	1,20	Areia argilosa de baixa compactidade

Referência	ID Amostra	Silte/argila (%)	Areia (%)	γ_s (g/m ³)	LL (%)	LP (%)	IP (%)	Índice de vazios	Classificação (SUCS)
E4	SR3	77,90	22,10	2,70	37	30,4	6,6	0,82	Silte de baixa plasticidade

O modelo de Aubertin et al.(2003) tem algumas restrições de aplicação quanto a estrutura do solo. No caso esse modelo não é aplicado para solos compactados, solos pré-adensados, solos com distribuição de poros multimodal e fenômenos como histerese. Para o estudo E4, a metodologia foi aplicada somente para amostra SR3 pelo fato dos pontos de medição de sucção caracterizar curvas de retenção de umidade típicas de distribuição unimodal, sendo que os pontos de medição de sucção da amostra SR2 mostrou-se como características de distribuição bimodal e por esse motivo não foi testado.

Os modelos de previsão de curva de retenção de umidade se baseiam em equações empíricas, relacionando o teor de umidade com a sucção a partir da distribuição da curva granulométrica do solo. Portanto a curva granulométrica é um elemento essencial para estimar a curva de retenção de umidade dos solos analisados. As Figuras 3.30 a 3.32 mostram as curva granulométricas das amostras utilizadas neste trabalho para avaliação dos modelos de previsão de curva de retenção do solo, com exceção do estudo E3 que apresentou granulometria através da sondagem a percussão SP1 ao invés da curva granulométrica do solo, como pode ser visto na Figura 3.33.

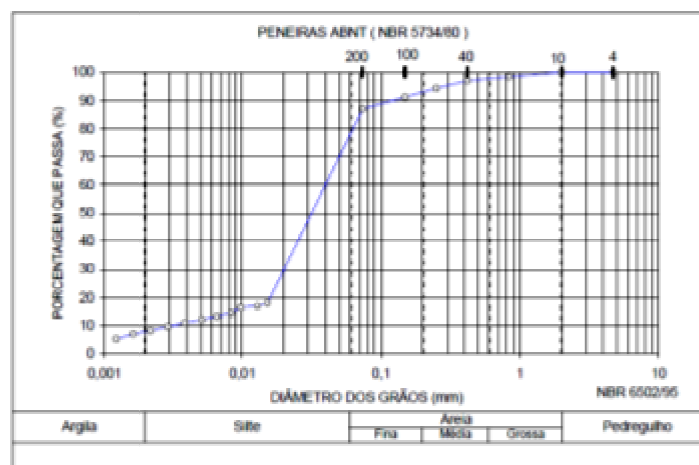


Figura 3.30: Curva granulométrica do estudo de caso (E1)

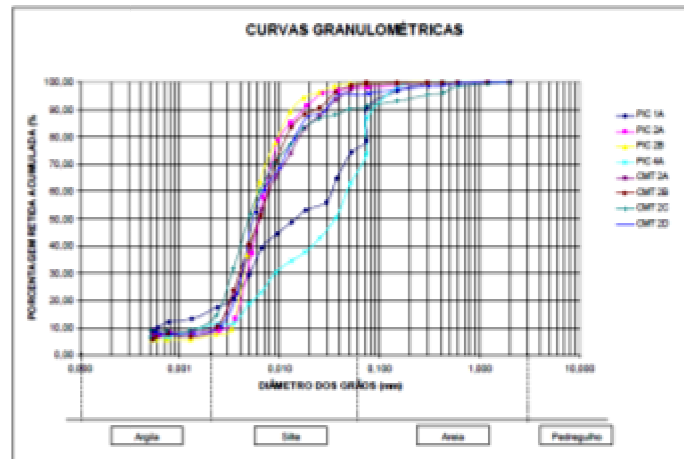


Figura 3.31: Curvas granulométricas do estudo de caso (E2)

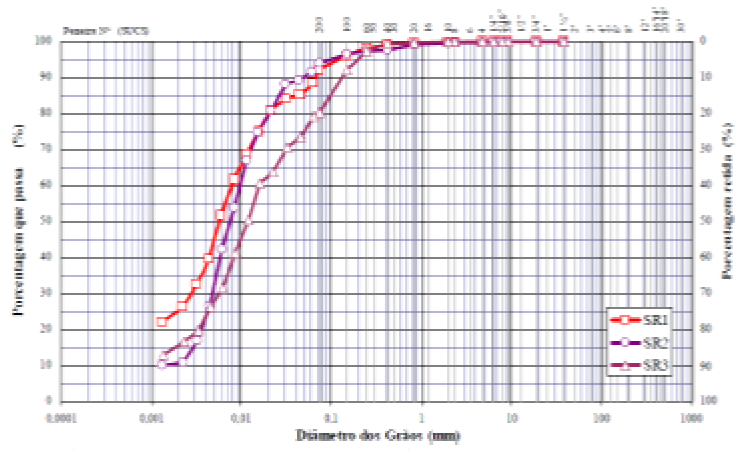


Figura 3.32: Curvas granulométricas do estudo de caso (E4)

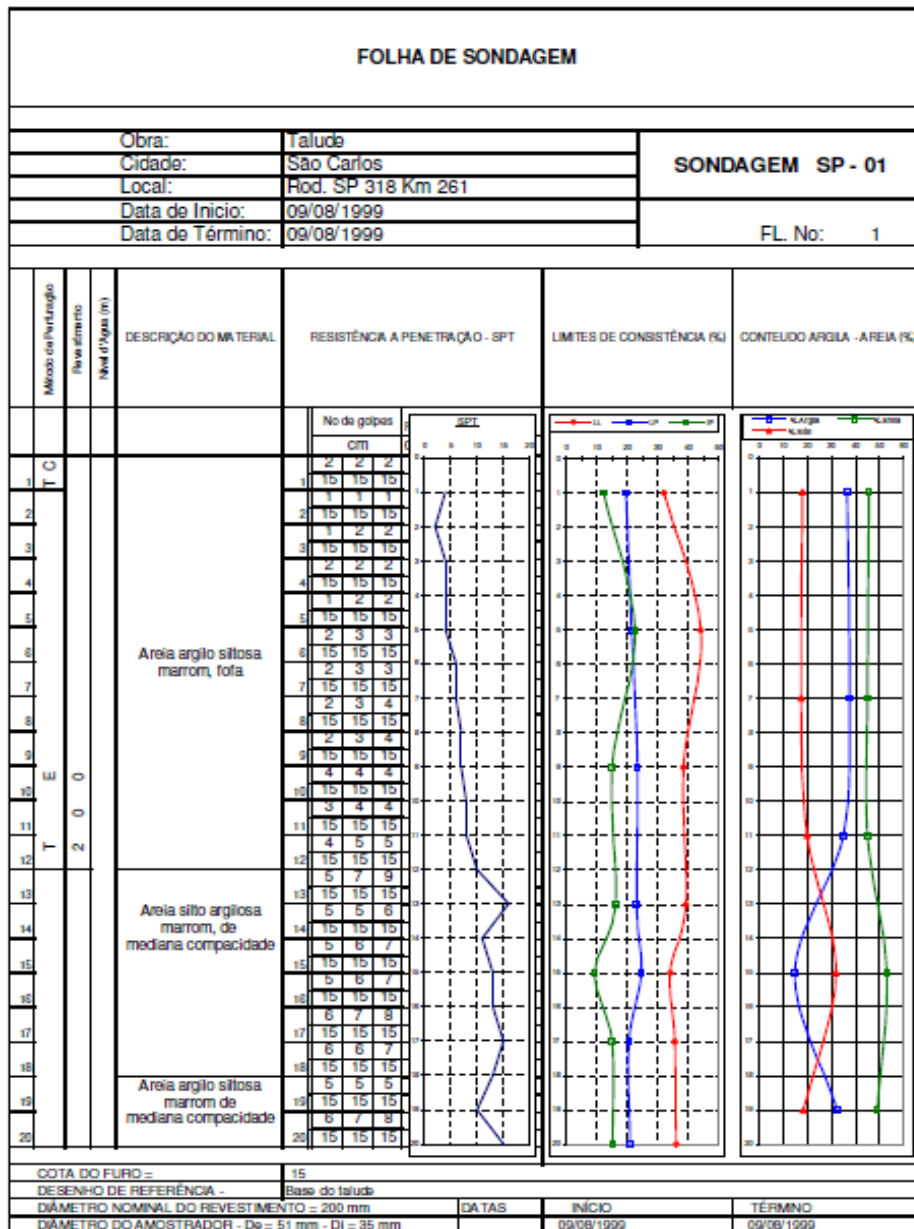


Figura 3.33: Perfil do solo (SP-01) (E3)

3.4 Parâmetros de resistência dos solos analisados

Os parâmetros de resistência não saturada dos solos baseado no modelo de resistência de Vanapalli (1996) utilizados nas análises de estabilidade podem ser vistos nas Tabelas do Capítulo 4 e será mostrado também juntamente com os fatores de segurança calculados referente aos resultados da avaliação dos modelos de previsão da curva de retenção de umidade de modo a oferecer melhor compreensão no decorrer das análises de estabilidade.

3.5 Parâmetros hidráulicos e térmicos dos solos analisados

Os parâmetros hidráulicos e térmicos foram extraídos das Tabelas 3.38 e 3.39 seguindo a recomendação do manual do VADOSE/W. Para habilitar as funções hidráulicas e térmicas dentro das propriedades do material é necessário preencher as funções do Modelo Térmico Completo (*Full Thermal Model*) que consiste em:

a) Funções hidráulicas (*Hydraulic Functions*)

- Condutividade hidráulica K: obtém-se a relação condutividade x sucção. São necessários dados de K (na saturação) e escolha do método de ajuste da curva.
- Funções do teor de umidade volumétrico (*Vol. Water content functions*): obtém-se a relação teor de umidade x sucção. São necessários dados do teor de umidade na saturação e coeficiente de compressibilidade (m_v).

O Manual VADOSE/W, cita que o coeficiente de compressibilidade volumétrica (m_v) não precisa ser definido com muita precisão para a maioria dos problemas de infiltração em solos não saturados, a menos que seja esperada uma significativa quantidade de água-atraves do solo ou uma mudança de volume nas regiões saturadas do perfil de solo. Na maioria dos casos, o usuário pode simplesmente especificar um valor pequeno, como $1,0 \times 10^{-5}$ ou 1/kPa (ou equivalente em outras unidades). Se for acoplado ou não a análise de consolidação e infiltração, este valor deve ser cuidadosamente aplicado. Duarte (2012) utilizou nas análises numéricas de infiltração, o valor de (m_v) recomendado pelo manual e detectou que esse parâmetro em relação aos valores de ensaio de laboratório geraram o mesmo valor de infiltração no material e que suas curvas de retenção de umidade não sofreram variações. O coeficiente de compressibilidade volumétrica em termos físicos descreve o quanto este solo saturado irá expandir ou retrair em função da mudança na poropressão. Este coeficiente também pode ser calculado a partir de ensaio de consolidação.

b) Funções térmicas (*Thermal Functions*)

- Condutividade térmica (*Thermal conductivity*): obtém-se a relação (condutividade térmica x teor de umidade). É necessário o valor de K(condutividade térmica) do material.

Segundo manual VADOSE/W, a condutividade térmica k , caracteriza a capacidade de o solo transmitir o calor por condução, e é definida como a quantidade de calor que fluirá através de uma unidade de área de solo de espessura unitária na unidade de tempo sob uma unidade gradiente de temperatura. Este estudo utiliza a Tabela 3.38 extraída do Manual VADOSE/W que fornece valores típicos de condutividade térmica para vários materiais, (extraído de Johnston et al., 1981). Duarte (2012) fez uma análise paramétrica dos valores de condutividade térmica nas análises numéricas de infiltração. Os resultados mostraram que a infiltração apresentou comportamento inversamente proporcional a condutividade térmica e não mostrou ter grande influência.

Tabela 3.38: Peso unitário e condutividade térmica de vários materiais (VADOSE/W)

Material	Peso unitário	Condutividade		
	Lb/(ft ³)	Btu/(hr.ft.°F)	J/(sec.m.°C)	kJ/(dia.m.°C)
Água	62,4	0,35	0,605	52,27
Gelo	57	1,29	2,23	192,7
Ar	0	0,014	0,024	2,07
Neve				
Solta	-	0,05	0,086	7,43
Sobre a superfície	-	0,07	0,121	10,45
Densa, compacta	-	0,20	0,340	29,37
Solos e rocha minerais				
Folhelho	-	0,9	1,5	129,6
Evaporitos	-	3,1	5,4	466,6
Calcário	168	0,75-2,9	1,3-5,0	112-432
Dolomito	178	2,9	5,0	432
Arenito	-	1,1-2,4	1,8-4,2	155-86,4
Xisto	-	0,90	1,6	138,24
Gnaisse	-	1,4	2,5	216
Pedra de ardósia	-	1,9	3,3	285,12
Ardósia	-	2,2	3,8	328,3
Quartzito	-	2,6-4,1	4,5-7,1	388,8-613
Granito	-	1,0-2,3	1,7-4,0	146,9-345,6

- Função de calor específico (*Vol. Specific heat function*): obtém-se a relação calor específico volumétrico x teor de umidade. É necessário o valor da massa específica de calor.

O manual VADOSE/W cita que a capacidade de calor de um material é definida como a quantidade de calor necessária para aumentar a temperatura do material através de um grau de unidade. Quando expresso em uma unidade por base de peso, esta quantidade de calor é referida como a capacidade de calor específica; quando expressas numa base unidade de volume, a quantidade é conhecida como capacidade de calor volumétrico. As unidades de capacidade de calor específico são J / (kg.° C) ou kJ / (kg.° C) Btu / (lb ° F), e as unidades de capacidade de calor volumétrico são J / (m³.° C) ou kJ / (m³.° C) e Btu / (ft³.° F). Este estudo utiliza a Tabela 3.39 extraída do Manual VADOSE/W que fornece valores típicos da capacidade térmica específica e volumétrica de vários materiais, (extraído de Johnston et al.1981 e Harlan e Nixon, 1978). Duarte (2012) também analisou a influência do parâmetro referente ao calor específico do solo e concluiu que ele é diretamente proporcional a infiltração e também não mostrou grande influência nos resultados.

Tabela 3.39: Valores típicos de capacidade de calor volumétrica (VADOSE/W)

Material	Massa específica de calor		Capacidade de calor volumétrico	
	Btu/(lb.°F)	kJ/(kg.°C)	Btu/(ft ³ .°F)	kJ/(m ³ .°C)
Água	1,00	4,187	62,4	4187
Gelo	0,50	2,094	28,1	1880
Ar	0,24	1,0	0,0187	1,25
Solo mineral	0,17	0,71	28,0	1875
Solo orgânico	0,40	1,674	37,5	2520
Poliestireno expandido	0,24	1,0	0,65	43,5
Concreto	0,21	0,895	30,0	2010
Asfalto	0,40	1,674	37,5	2520
Neve	-	-	3,11	209
Neve, acumulada e compactada	-	-	7,80	523,5
Granito	-	-	37,10	2490
Calcário	0,29	1,2	48,9	3285
Dolomita	0,21	0,88	37,4	2510
Arenito	-	-	37,4	2510
Folhelho	-	-	27,4	1840
Vidro	-	-	26,2	1760
Aço	0,11	0,46	56,0	3890
Madeira	0,19	0,8	7,79	523

Assim, a Tabela 3.40 exhibe todos os dados de entrada que foram adotados para as funções hidráulicas e térmicas dos solos analisados. A seleção foi feita com base

nas tabelas anteriormente apresentadas e nos valores medidos de condutividade hidráulica do solo saturado.

Tabela 3.40: Valores dos parâmetros hidráulicos e térmicos dos solos analisados

Referência	ID amostras	Funções Hidráulicas		Funções Térmicas	
		Condutividade hidráulica saturada (m/s)	Função teor de umidade volumétrico (-)	Condutividade térmica J/(sec*m°C)	Função da capacidade de calor volumétrico J/(kg°C)
E1	Alto do Bom Viver	$K_s=1,5 \times 10^{-6}$	$\theta_s=0,4880$	K= 2,5 (tabelado)	Calor específico= 0,71 (tabelado)
E2	CMT2A	$K_s=1$	$\theta_s=0,3860$	K= 5,0 (tabelado)	Calor específico = 0,71 (tabelado)
	CMT2C		$\theta_s=0,4600$		
	CMT2D		$\theta_s=0,4300$		
	PIC1A		$\theta_s=0,2822$		
	PIC2A		$\theta_s=0,43000$		
	PIC2B		$\theta_s=0,38499$		
PIC4A	$\theta_s=0,39434$				
E3	AL1	$K_s=1,0 \times 10^{-6}$	$\theta_s=0,40$	K= 1,7 (tabelado)	Calor específico = 0,71 (tabelado)
E4	SR3	$K_s=2,26 \times 10^{-8}$	$\theta_s=0,456$	K= 1,6 (tabelado)	Calor específico = 0,71 (tabelado)

$m_v=1,0 \times 10^{-5}$ (recomendado)

3.6 O programa VADOSE/W

VADOSE / W compõe o pacote da GEOSTUDIO da *GEO-SLOPE International Ltd, Calgary, Alberta, Canada*. É um programa de elementos finitos que realiza análise de fluxo considerando a presença da zona vadosa e o regime de águas subterrâneas. Sua formulação permite a análise de problemas simples e complexos, a partir de uma simples análise de infiltração do solo devido à precipitação, bem como a evaporação da superfície, escoamento superficial, a formação de reservatórios e de difusão de gás. Portanto, a vantagem principal do VADOSE/W em relação ao SEEP / W, programa normalmente utilizado dentro do pacote GEOSTUDIO para condições de fluxos saturados e não saturados seguindo a lei de Darcy. Porém, perto da superfície do solo, a umidade pode sair como vapor e esta componente não é incluída na formulação SEEP / W como é no VADOSE/ W. Conseqüentemente, o programa SEEP / W tem

limitações quando se considera interações com meio ambiente e regiões não saturadas dentro do perfil de solos que compõe o talude.

O programa SEEP/W é muito utilizado para modelar fluxo saturado e não saturado e distribuir pressão de água dentro de materiais porosos em regimes transiente e permanente. Este programa pode apresentar dificuldades na convergência de problemas com solo arenosos que tem na maioria uma função de condutividade hidráulica com grande declividade. Os parâmetros de entrada compreendem a curva de retenção de água, a função condutividade hidráulica do solo e a intensidade de precipitação. O programa VADOSE/W além de ter as funções de condutividade hidráulica, possui as funções térmicas dentro das quais duas funções térmicas são necessárias para a resolução das equações de transferência de calor. A primeira é que a função de condutividade térmica estabelece a relação entre a condutividade térmica e o teor de umidade volumétrica. A segunda se refere ao calor específico dos solos e ao teor de umidade volumétrico. Neste trabalho, os parâmetros térmicos dos solos analisados foram extraídos do banco de dados do programa VADOSE/W, já que não foram realizados ensaios específicos para definição desses parâmetros. Tanto a função da condutividade térmica como a função de calor específico volumétrico foram estimadas a partir da curva de retenção de umidade dos solos analisados. A seguir são apresentados alguns estudos recentes que realizaram simulação numérica com o programa VADOSE/W. O programa VADOSE/W é bem difundido e aplicado para questões relacionadas a sistema de coberturas com solo. Durante a pesquisa não foram encontrados trabalhos publicados que tivessem usado o programa VADOSE/W em análises de estabilidade de taludes e, por essa razão, justifica-se realizar comparações entre os fatores de segurança gerados pelo programa VADOSE/W e as análises de estabilidade dos estudos de casos.

Triane (2010) avaliou o desempenho de uma cobertura seca tipo barreira capilar dupla sobre rejeitos de carvão para minimizar os efeitos da drenagem ácida de minas. O programa VADOSE/W foi utilizado para simular o balanço hídrico de estudos de casos e comparados aos dados experimentais de campo. Os resultados obtidos dessa comparação indicaram ser eficiente o sistema de cobertura com barreira capilar.

Ribeiro et al. (2010) apresentou análises numéricas de dois sistemas de cobertura, um sistema tipo evapotranspirativo com uma camada de barreira capilar, e outro sem barreira capilar, construídos na área da Rio Mineração Paracatu (RPM). O programa VADOSE/W foi utilizado para simular os dois tipos de sistema de cobertura e confrontaram os resultados da modelagem numérica com os resultados obtidos em campo. Observou-se uma boa aproximação de ambos os resultados com os dois tipos de sistema de cobertura.

Moreira (2011) avaliou um sistema de drenagem com a utilização de geossintético para redução o teor de umidade do minério de ferro. Foi efetuada uma simulação numérica com o programa VADOSE/W com o objetivo de avaliar a eficiência no processo de redução do teor de umidade do minério de ferro sob diversas condições de drenagem. A modelagem numérica apresentou bons resultados quando se considera a existência de dispositivos de drenagem para redução de umidade do minério de ferro.

Duarte (2012) realizou um estudo hipotético para fechamento de barragem de rejeito e dimensionou um sistema de cobertura com solo. Realizou simulações numéricas de infiltração utilizando o programa VADOSE/W para verificar o comportamento do dimensionamento da cobertura. A partir dos resultados das análises numéricas foi proposta a melhor alternativa de cobertura para barragem de rejeito. Neste estudo, Duarte (2012) aponta várias influências de parâmetros a serem utilizados no VADOSE. Em relação aos parâmetros térmicos do solo (condutividade térmica e calor específico), sendo esta em função do teor de umidade volumétrico, verificou-se uma pequena diferença quando se utiliza valores constantes. Comprovou-se que o coeficiente de compressibilidade (m_v) do solo para valores de até 100 vezes acima do recomendado pelo manual não influencia as curvas de retenção de umidade dos materiais.

4 RESULTADOS

4.1 Estudo de caso 1 (E1) – Escorregamentos em solos residuais não saturados (Cerqueira de Jesus, 2008)

4.1.1 Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W

As curvas de retenção de umidade dos modelos de previsão de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) foram geradas pela ferramenta do VADOSE/W utilizando os dados do E1 conforme Tabelas 3.36 e 3.40 e curva granulométrica da Figura 3.30. A curva de condutividade hidráulica foi definida pelo método de Fredlund e Xing (1994), e por melhor se adequar aos dados. As Figuras 4.1 e 4.2 mostram a saída dos dados da curva de retenção de cada modelo de previsão e curva de condutividade hidráulica.

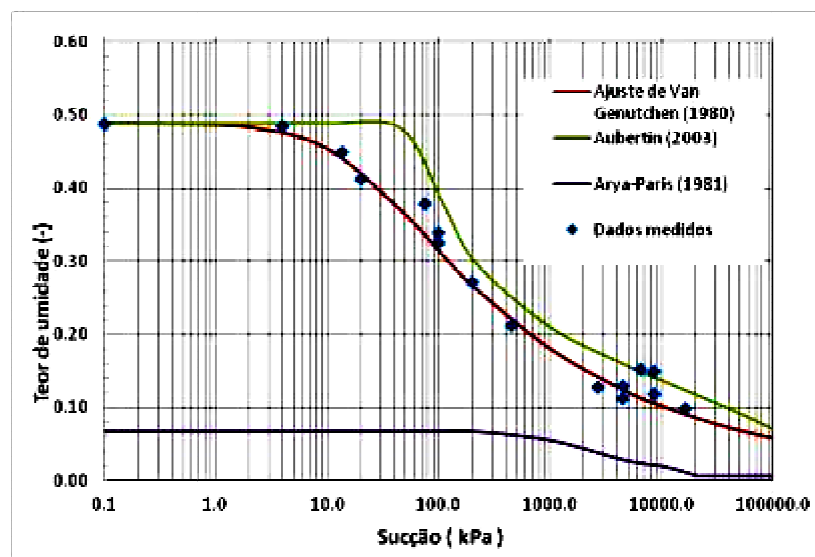


Figura 4.1: Saída dos dados dos modelos de previsão da curva de retenção em comparação com a curva de retenção do E1.

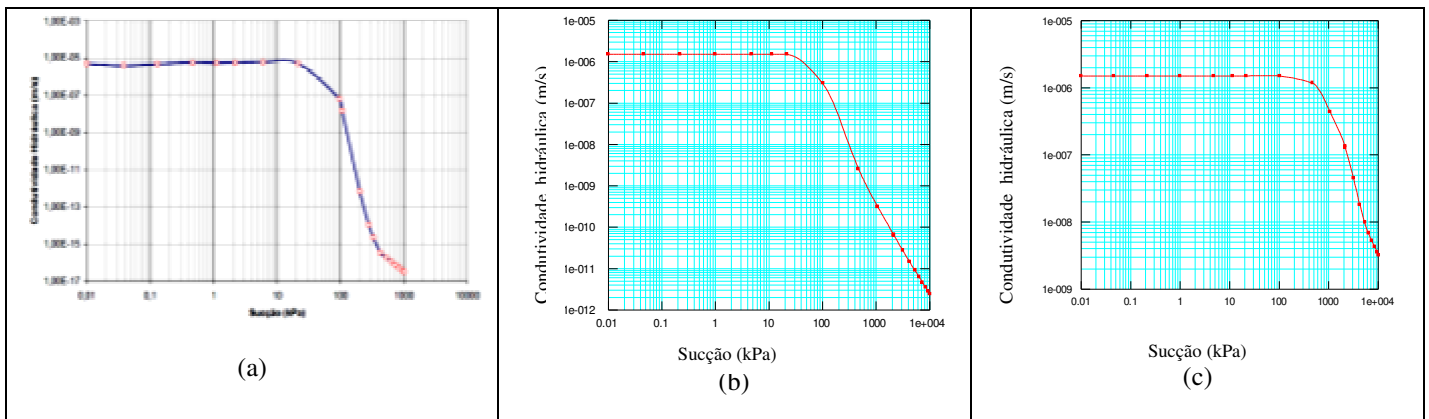


Figura 4. 2: Curvas de condutividade hidráulica: (a) curva do E1; (b) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Aubertin; (c) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Arya e Paris.

Pode-se verificar que mesmo fixando os parâmetros hidráulicos (teor de umidade saturado e condutividade hidráulica saturada), a curva de retenção do modelo de Arya e Paris (1980) deu um resultado completamente diferente. Isso é justificado pelo fato de que o modelo de Arya e Paris (1980), na formulação teórica, procura encontrar volume e raio do poro correspondente a cada segmento de tamanho dos grãos, sendo seu desempenho melhor representado para solos granulares.

Simulação numérica no VADOSE/W

A representação da condição de contorno inicial de poropressão para uma análise estacionária foi dada pela inserção de nível de água profundo com carga máxima de poropressão negativa de 50 m. Na simulação numérica para condição de fluxo transiente foram considerados os valores de taxa de infiltração obtida para uma chuva antecedente com intensidade de $8,2 \times 10^{-8}$ m/s com duração de 360 horas.

Análise de estabilidade

Para se observar a influência da sucção a partir das curvas de retenção geradas pelo programa usa-se o modelo de previsão de resistência não saturado de Vanapalli (1996). Esse modelo de resistência é citado no manual do SLOPE/W e é admitido o teor de umidade residual sendo igual a 10% do teor de umidade saturado, o que não corresponde com a curva de retenção gerada pelo programa. Para este estudo foi utilizado o modelo de previsão de resistência não saturado de Vanapalli (1996) conforme a equação 4.1:

$$s = c' + (\sigma_n - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \left[\left(\frac{\theta_w - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right) \tan \phi' \right] \quad (4.1)$$

Onde,

θ_w - teor de umidade volumétrico; θ_s - teor de umidade saturada; θ_r - teor de umidade residual, $(u_a - u_w)$ - sucção; $\sigma_n - u_a$ - tensão normal líquida; c' e ϕ' - parâmetros de resistência saturados.

Para previsão da resistência baseado na curva de retenção foi adotado o valor zero para a tensão líquida para somente se verificar a variação da resistência com o aumento da sucção em relação ao teor de umidade. Dessa forma, a equação de Vanapalli (1996) foi reduzida para:

$$s = c' + (u_a - u_w) \left[\left(\frac{\theta_w - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right) \tan \phi' \right] \quad (4.2)$$

Os parâmetros de resistência $c' = 7,6$ kPa e $\phi' = 30,8^\circ$ são parâmetros obtidos de ensaio com amostra saturada do E1. O teor de umidade saturado e residual extraídos da curva de retenção e o teor de umidade correspondente ao nível de sucção média do perfil de sucção do E1. O método de Bishop foi utilizado para o cálculo do fator de segurança. As Tabelas 4.1 e 4.2 mostram os valores de resistência calculados para cada nível de sucção.

Tabela 4.1: Valores de resistência da curva de retenção de umidade de Aubertin et al.(2003)

E1		Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Aubertin				tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção média (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção média (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
7.6	30.8	52.33	0.480	0.488	0.240	0.596	0.968	37.789
7.6	30.8	89.05	0.411	0.488	0.240	0.596	0.690	44.203
7.6	30.8	92.15	0.392	0.488	0.240	0.596	0.613	41.268
7.6	30.8	93.21	0.397	0.488	0.240	0.596	0.633	42.776
7.6	30.8	94.32	0.396	0.488	0.240	0.596	0.629	42.968
7.6	30.8	94.06	0.396	0.488	0.240	0.596	0.629	42.870
7.6	30.8	95.24	0.395	0.488	0.240	0.596	0.625	43.084
7.6	30.8	95.28	0.395	0.488	0.240	0.596	0.625	43.099
7.6	30.8	95.71	0.394	0.488	0.240	0.596	0.621	43.029
7.6	30.8	95.62	0.395	0.488	0.240	0.596	0.625	43.226
7.6	30.8	93.7	0.397	0.488	0.240	0.596	0.633	42.961
7.6	30.8	94.74	0.396	0.488	0.240	0.596	0.629	43.125
7.6	30.8	93.72	0.397	0.488	0.240	0.596	0.633	42.968
7.6	30.8	92.62	0.398	0.488	0.240	0.596	0.637	42.776
7.6	30.8	91.35	0.399	0.488	0.240	0.596	0.641	42.513
7.6	30.8	89.53	0.411	0.488	0.240	0.596	0.690	44.400
7.6	30.8	88.58	0.412	0.488	0.240	0.596	0.694	44.222
7.6	30.8	87.9	0.413	0.488	0.240	0.596	0.698	44.152
7.6	30.8	52.33	0.480	0.488	0.240	0.596	0.968	37.789
7.6	30.8	89.05	0.411	0.488	0.240	0.596	0.690	44.203
7.6	30.8	92.15	0.398	0.488	0.240	0.596	0.637	42.597
7.6	30.8	93.21	0.397	0.488	0.240	0.596	0.633	42.776
7.6	30.8	94.32	0.396	0.488	0.240	0.596	0.629	42.968
7.6	30.8	94.06	0.397	0.488	0.240	0.596	0.631	42.984
7.6	30.8	95.24	0.395	0.488	0.240	0.596	0.625	43.084
7.6	30.8	68.73	0.445	0.488	0.240	0.596	0.827	41.467
7.6	30.8	33.36	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	27.487
7.6	30.8	30.28	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	25.651
7.6	30.8	26.52	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	23.409
7.6	30.8	20.39	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	19.755
7.6	30.8	17.31	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	17.919
7.6	30.8	9.49	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	13.257
7.6	30.8	5.67	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	10.980
7.6	30.8	4.03	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	10.002
7.6	30.8	3.05	0.488	0.488	0.240	0.596	1.000	9.418

Para curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003), o intervalo de sucção de 50 a 100 kPa correspondeu a fase de dessaturação do solo, onde há diminuição da saturação com aumento da sucção. Seria interessante avaliar uma faixa maior de sucção entre o valor de entrada de ar até a sucção residual para obter o comportamento hidráulico mediante aos acréscimos de sucção.

Os valores de sucção inferior a 33 kPa corresponde a fase anterior ao valor de entrada de ar que é representada pela franja capilar.

Tabela 4.2: Valores de resistência da curva de retenção de umidade de Arya-Paris (1981)-E1

E1		E1	Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Arya e Paris			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção média (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção média (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
7.6	30.8	52.33	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	38.795
7.6	30.8	89.05	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	60.684
7.6	30.8	92.15	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	62.532
7.6	30.8	93.21	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.164
7.6	30.8	94.32	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.826
7.6	30.8	94.06	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.671
7.6	30.8	95.24	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.374
7.6	30.8	95.28	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.398
7.6	30.8	95.71	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.655
7.6	30.8	95.62	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.601
7.6	30.8	93.7	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.456
7.6	30.8	94.74	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.076
7.6	30.8	93.72	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.468
7.6	30.8	92.62	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	62.813
7.6	30.8	91.35	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	62.056
7.6	30.8	89.53	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	60.971
7.6	30.8	88.58	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	60.404
7.6	30.8	87.9	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	59.999
7.6	30.8	52.33	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	38.795
7.6	30.8	89.05	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	60.684
7.6	30.8	92.15	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	62.532
7.6	30.8	93.21	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.164
7.6	30.8	94.32	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.826
7.6	30.8	94.06	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	63.671
7.6	30.8	95.24	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	64.374
7.6	30.8	68.73	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	48.571
7.6	30.8	33.36	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	27.487
7.6	30.8	30.28	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	25.651
7.6	30.8	26.52	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	23.409
7.6	30.8	20.39	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	19.755
7.6	30.8	17.31	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	17.919
7.6	30.8	9.49	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	13.257
7.6	30.8	5.67	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	10.980
7.6	30.8	4.03	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	10.002
7.6	30.8	3.05	0.0673	0.0673	0.000	0.596	1.000	9.418

Para curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Arya e Paris (1981), todo o intervalo de sucção analisado correspondeu a fase anterior ao valor de entrada de ar. Portanto através desse modelo de previsão não foi possível identificar a variação da sucção em relação ao teor de umidade na faixa de dessaturação do solo. A Tabela 4.3 apresenta o cálculo do fator de segurança da aplicação dos dois modelos de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981) . A Figura 4.3 mostra a variação da sucção em função do fator de segurança. Nesse gráfico o intervalo de sucção a partir de 90 kPa correspondente a fase de dessaturação e os fatores de segurança calculados pelo modelo de Aubertin et al. (2003) em comparação FS do E1 foram equivalentes. Os FS calculados através do modelo de Arya-Paris (1980) não foram avaliados na fase

dessaturação. A Figura 4.4 mostra a variação do fator de segurança dos modelos juntamente com o FS do E1. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.3: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) do E1

Ref.	Sucção (kPa)	E1	Arya-Paris	Aubertin
1	52.33	1.414	1.713	1.747
2	89.05	1.691	2.117	1.877
3	92.15	1.759	2.238	1.811
4	93.21	1.824	2.229	1.841
5	94.32	1.841	2.243	1.86
6	94.06	1.848	2.234	1.857
7	95.24	1.857	2.243	1.86
8	95.28	1.861	2.25	1.846
9	95.71	1.866	2.261	1.855
10	95.62	1.867	2.264	1.854
11	93.7	1.862	2.23	1.843
12	94.74	1.864	2.247	1.845
13	93.72	1.859	2.239	1.854
14	92.62	1.85	2.222	1.84
15	91.35	1.84	2.207	1.832
16	89.53	1.826	2.194	1.874
17	52.33	1.414	1.707	1.754
18	89.05	1.691	2.12	1.87
19	92.15	1.759	2.214	1.837
20	93.21	1.824	2.223	1.846
21	94.32	1.841	2.241	1.858
22	94.06	1.848	2.232	1.849
23	95.24	1.857	2.247	1.85
24	68.73	1.699	1.974	1.818
25	33.36	1.366	1.544	1.545
26	30.28	1.323	1.496	1.504
27	26.52	1.288	1.456	1.444
28	20.39	1.238	1.367	1.367
29	17.31	1.203	1.322	1.314
30	9.49	1.137	1.199	1.215
31	5.67	0.991	1.14	1.143
32	4.03	0.94	1.121	1.099

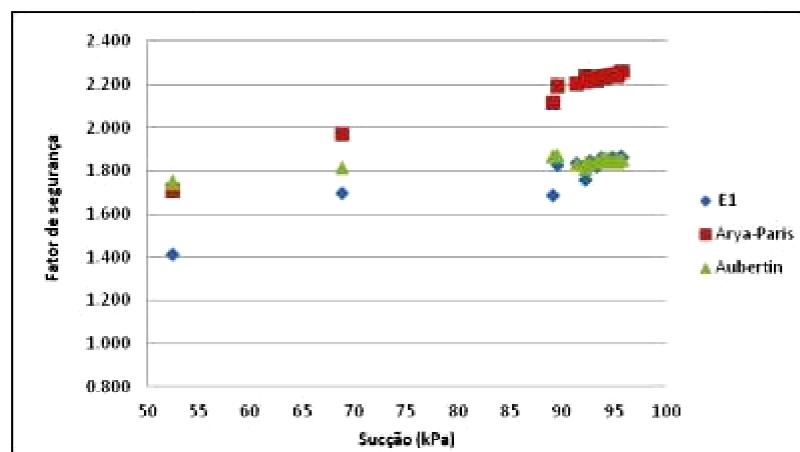


Figura 4. 3:Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção

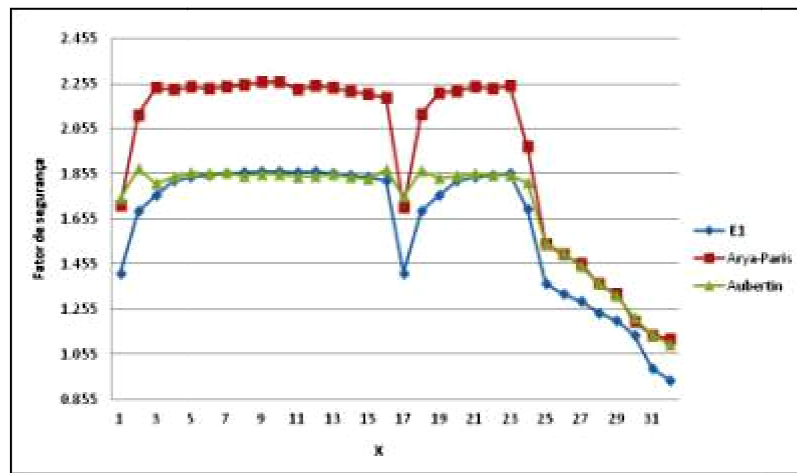


Figura 4. 4:Variação do fator de segurança do E1 e dos modelos de previsão versus eixo X

4.1.2 Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O cálculo da curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foi realizado através das equações empíricas referente a Tabela 2.7 e os dados geotécnicos da Tabela 3.36.

O solo do estudo 1 foi classificado como silte de alta plasticidade e dessa forma condiz a um tipo de material coeso. A partir dessa definição, as equações foram direcionadas e calculadas para esse tipo de material. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 57 %; Índice de vazios: 1,48; Porosidade: 48,8% - 0,488; Peso específico dos grãos: 29,3 kN/m³ – 2930 kg/m³; ψ_0 :1e7 cm (fixado); ψ_n :1cm (fixado); a_c :7e-4cm (fixado); m :3e-5cm (fixado). A saída dos dados do cálculo e o gráfico de formação da curva de retenção estão apresentados no Anexo 1(Figs 1,2 e 3). A seguir é apresentada a Figura 4.5 mostrando a curva calculada sem ajuste.

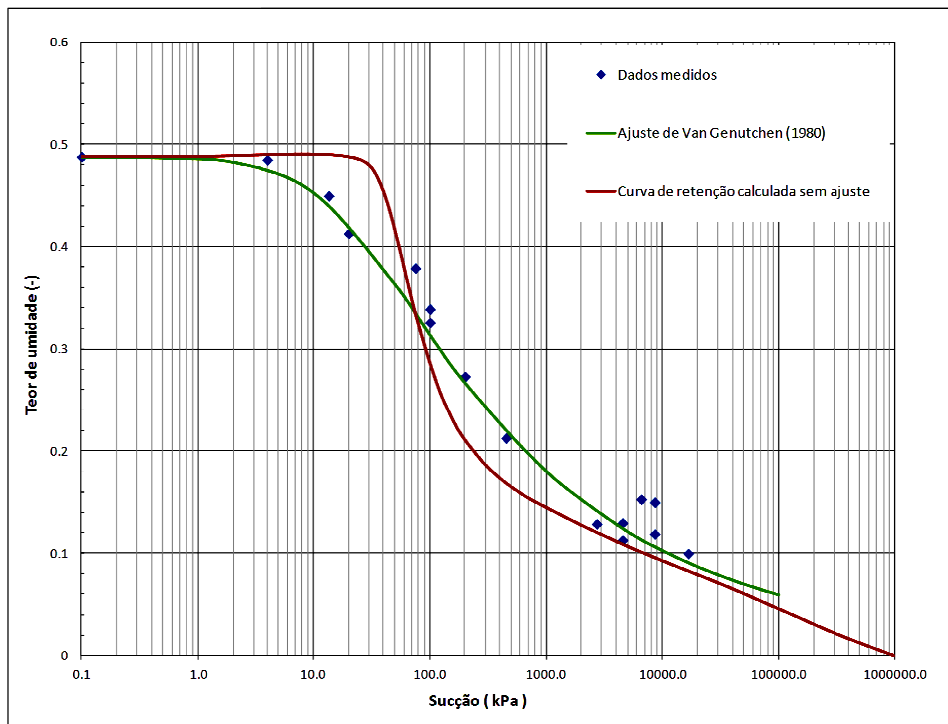


Figura 4. 5: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) do E1

Os dados gerados no cálculo da curva sem ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foram inseridos no programa VADOSE/W de modo que a representação seja a mesma. Foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A curva de condutividade hidráulica foi estimada pelo método de Green e Corey (1971) e apresentou a melhor adequação dos dados. A Figura 4.6 mostra a inserção da curva de retenção calculada e a curva de condutividade hidráulica.

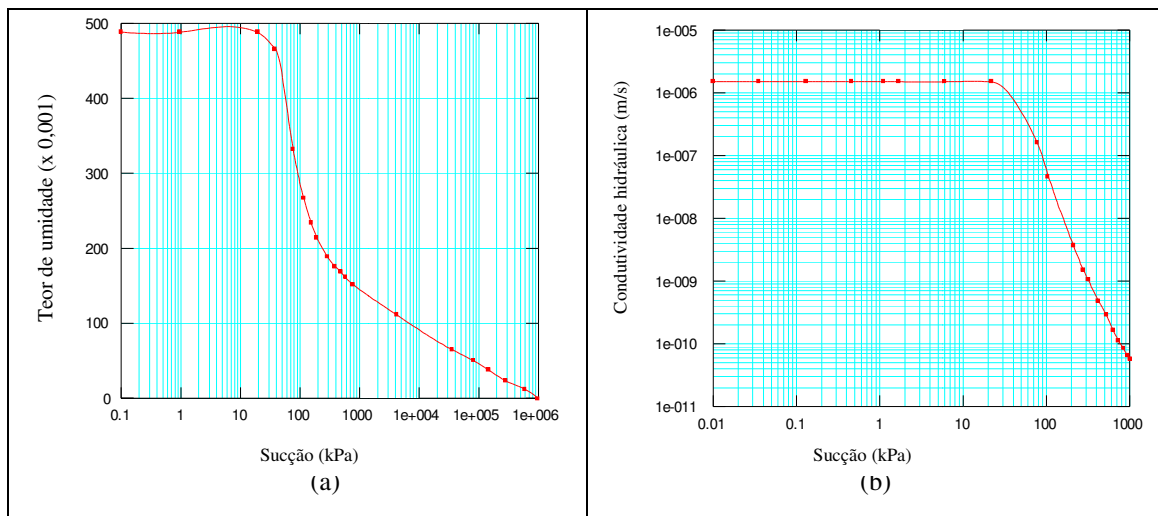


Figura 4. 6:(a) curva de retenção calculada sem ajuste do E1 pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.

Simulação numérica no VADOSE/W

Foram adotadas as mesmas condições das análises do item 4.1.1.

Análise de estabilidade

Adotado o mesmo método de aplicação da análise do item 4.1.1. A Tabela 4.4 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção calculada.

Tabela 4. 4: Valores de resistência da curva de retenção calculada sem ajuste baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)- E1

E1		E1	Curva de retenção calculada manualmente sem ajuste- Aubertin			tan ϕ'	Teor de umidade normalizado	Equação de Vanapalli (1996)
c'	ϕ'	Sucção média	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção média	Teor de umidade volumétrica saturado	Teor de umidade volumétrica residual			
7.6	30.8	52.33	0.4200	0.488	0.178	0.596	0.781	31.952
7.6	30.8	89.05	0.3180	0.488	0.178	0.596	0.452	31.574
7.6	30.8	92.15	0.2960	0.488	0.178	0.596	0.381	28.510
7.6	30.8	93.21	0.2940	0.488	0.178	0.596	0.374	28.392
7.6	30.8	94.32	0.2920	0.488	0.178	0.596	0.368	28.277
7.6	30.8	94.06	0.2923	0.488	0.178	0.596	0.369	28.274
7.6	30.8	95.24	0.2900	0.488	0.178	0.596	0.361	28.112
7.6	30.8	95.28	0.2898	0.488	0.178	0.596	0.361	28.084
7.6	30.8	95.71	0.2890	0.488	0.178	0.596	0.358	28.029
7.6	30.8	95.62	0.2895	0.488	0.178	0.596	0.360	28.102
7.6	30.8	93.7	0.2938	0.488	0.178	0.596	0.374	28.465
7.6	30.8	94.74	0.2918	0.488	0.178	0.596	0.367	28.332
7.6	30.8	93.72	0.2938	0.488	0.178	0.596	0.374	28.470
7.6	30.8	92.62	0.2960	0.488	0.178	0.596	0.381	28.616
7.6	30.8	91.35	0.2980	0.488	0.178	0.596	0.387	28.680
7.6	30.8	89.53	0.3185	0.488	0.178	0.596	0.453	31.789
7.6	30.8	88.58	0.3190	0.488	0.178	0.596	0.455	31.617
7.6	30.8	87.9	0.3200	0.488	0.178	0.596	0.458	31.602
7.6	30.8	52.33	0.4200	0.488	0.178	0.596	0.781	31.952
7.6	30.8	89.05	0.3180	0.488	0.178	0.596	0.452	31.574
7.6	30.8	92.15	0.2960	0.488	0.178	0.596	0.381	28.510
7.6	30.8	93.21	0.2940	0.488	0.178	0.596	0.374	28.392
7.6	30.8	94.32	0.2920	0.488	0.178	0.596	0.368	28.277
7.6	30.8	94.06	0.2923	0.488	0.178	0.596	0.369	28.274
7.6	30.8	95.24	0.2900	0.488	0.178	0.596	0.361	28.112
7.6	30.8	68.73	0.3570	0.488	0.178	0.596	0.577	31.258
7.6	30.8	33.36	0.4770	0.488	0.178	0.596	0.965	26.781
7.6	30.8	30.28	0.4800	0.488	0.178	0.596	0.974	25.185
7.6	30.8	26.52	0.4850	0.488	0.178	0.596	0.990	23.256
7.6	30.8	20.39	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	19.755
7.6	30.8	17.31	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	17.919
7.6	30.8	9.49	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	13.257
7.6	30.8	5.67	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	10.980
7.6	30.8	4.03	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	10.002
7.6	30.8	3.05	0.4880	0.488	0.178	0.596	1.000	9.418

A Tabela 4.5 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) calculada sem ajuste. A Figura 4.7 mostra a variação do FS calculado em função da sucção. O intervalo de sucção a partir de 90 kPa correspondente a fase de dessaturação indica que os fatores de

segurança calculados pelo modelo de Aubertin et al. (2003) sem ajuste ficaram inferiores em relação aos FS do E1. A Figura 4.8 mostra a variação do FS versus eixo X para melhor visualização da variação do fator de segurança. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.5: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada sem ajuste- E1

Ref.	Sucção (kPa)	E1	Aubertin
1	52.33	1.414	1.635
2	89.05	1.691	1.625
3	92.15	1.759	1.556
4	93.21	1.824	1.552
5	94.32	1.841	1.561
6	94.06	1.848	1.544
7	95.24	1.857	1.543
8	95.28	1.861	1.55
9	95.71	1.866	1.548
10	95.62	1.867	1.542
11	93.7	1.862	1.562
12	94.74	1.864	1.554
13	93.72	1.859	1.557
14	92.62	1.850	1.559
15	91.35	1.840	1.573
16	89.53	1.826	1.635
17	52.33	1.414	1.635
18	89.05	1.691	1.62
19	92.15	1.759	1.549
20	93.21	1.824	1.554
21	94.32	1.841	1.544
22	94.06	1.848	1.561
23	95.24	1.857	1.541
24	68.73	1.699	1.608
25	33.36	1.366	1.517
26	30.28	1.323	1.482
27	26.52	1.288	1.45
28	20.39	1.238	1.368
29	17.31	1.203	1.316
30	9.49	1.137	1.205
31	5.67	0.991	1.139
32	4.03	0.940	1.12

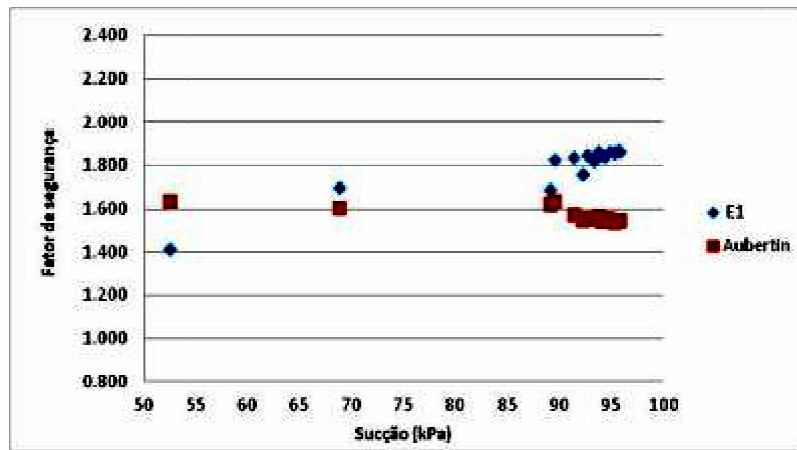


Figura 4.7: Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente a curva de retenção calculada sem ajuste

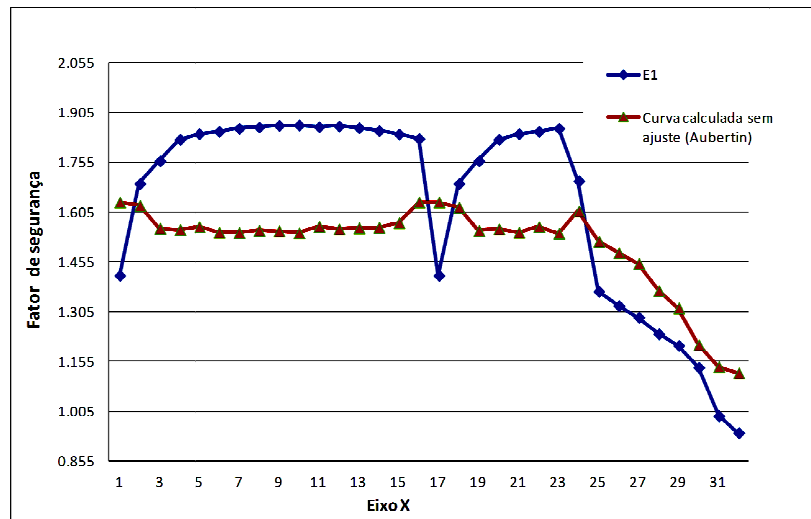


Figura 4.8: Variação do fator de segurança do E1 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X

4.1.3 Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) propõe o refinamento da curva de retenção prevista através do procedimento de ajustes dos parâmetros m (parâmetro de distribuição dos poros) e a_c (coeficiente de adesão), de modo que a curva de previsão calculada seja o mais próximo possível dos dados de medição. Para realizar o refinamento, os parâmetros m e a_c sofreram variações dos seus valores iniciais até atingirem o máximo de refinamento em relação a curva de retenção do estudo 1. Para realização do refinamento da curva de retenção foi utilizado a ferramenta do Excel e os

dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 57 %; Índice de vazios: 1,48; Porosidade: 48,8% - 0,488; Peso específico dos grãos: 29,3 kN/m³ - 2930 kg/m³; ψ_0 : 1e7 cm (fixado); ψ_n : 1cm (fixado); a_c : (modificado); m: (modificado). Os valores dos parâmetros de ajustes para cada refinamento da curva de retenção são mostrados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6: Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada (E1)

Parâmetros de ajustes	Curva de retenção sem ajuste	Refinamentos		
		1°	2°	3°
m	3×10^{-5}	2×10^{-5}	1×10^{-5}	$0,35 \times 10^{-5}$
a_c	7×10^{-4}	$9,5 \times 10^{-4}$	$9,5 \times 10^{-4}$	$9,5 \times 10^{-4}$

Pode-se observar que o componente de saturação por adesão influencia na determinação dos valores de sucção residuais e a componente de saturação capilar influencia os valores de entrada de ar. Foram realizadas 3 tentativas de refinamento da curva de retenção para aproximar o máximo possível dos dados de medição e a terceira tentativa de refinamento foi a que mais se aproximou dos dados de medição. O resultado do refinamento está apresentado na Figura 4.9.

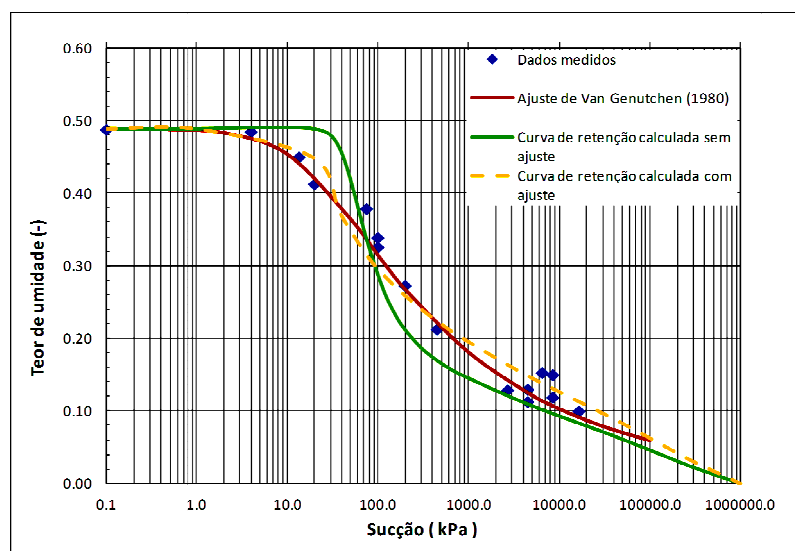


Figura 4. 9: Apresentação da curva de retenção ajustada com os parâmetros do modelo de Aubertin et al.(2003)-E1

Os dados da curva ajustada foram inseridos no programa e também foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A Figura 4.10 mostra a curva de retenção inserida

no programa VADOSE/W e a curva de condutividade hidráulica estimada pelo método de Green e Corey (1971).

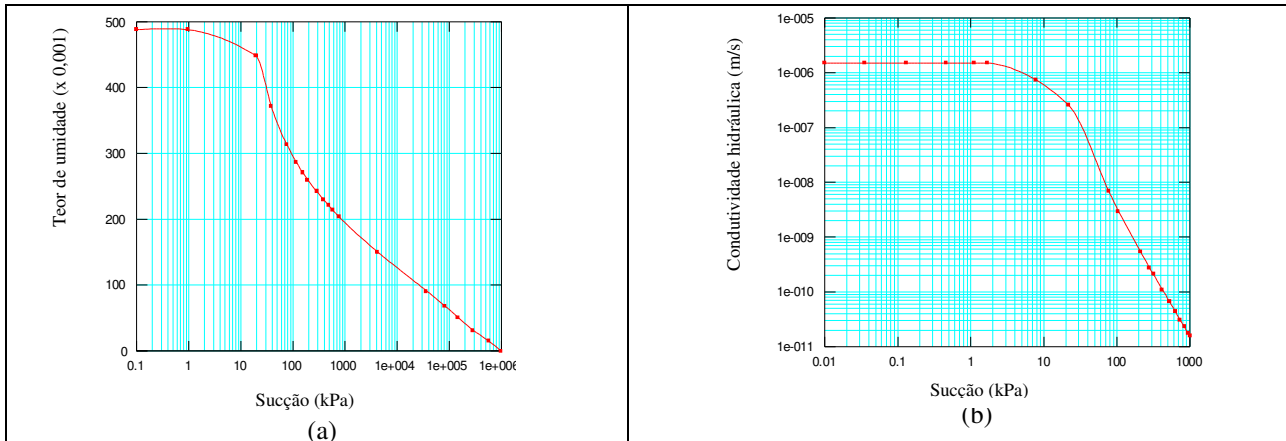


Figura 4. 10:(a) curva de retenção calculada (E1)com ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W

Simulação numérica no VADOSE/W

Foram adotadas as mesmas condições das análises do item 4.1.1.

Análise de estabilidade

Adotada a mesmo método de aplicação da análise do item 4.1.1. A Tabela 4.7 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção ajustada.

Tabela 4.7: Valores de resistência calculados da curva de retenção com ajuste do modelo de Aubertin et al.(2003)-E1

E1		E1	Curva de retenção calculada manualmente com ajuste- Aubertin			tan ϕ'	Teor de umidade normalizado	Equação de Vanapalli (1996)
c'	ϕ'	Sucção média	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção média	Teor de umidade volumétrica saturado	Teor de umidade volumétrica residual			
7.6	30.8	52.33	0.3500	0.488	0.260	0.596	0.395	19.914
7.6	30.8	89.05	0.3170	0.488	0.260	0.596	0.250	20.871
7.6	30.8	92.15	0.2980	0.488	0.260	0.596	0.167	16.755
7.6	30.8	93.21	0.2970	0.488	0.260	0.596	0.162	16.617
7.6	30.8	94.32	0.2955	0.488	0.260	0.596	0.156	16.354
7.6	30.8	94.06	0.2960	0.488	0.260	0.596	0.158	16.453
7.6	30.8	95.24	0.2950	0.488	0.260	0.596	0.154	16.315
7.6	30.8	95.28	0.2945	0.488	0.260	0.596	0.151	16.194
7.6	30.8	95.71	0.2948	0.488	0.260	0.596	0.153	16.308
7.6	30.8	95.62	0.2957	0.488	0.260	0.596	0.157	16.525
7.6	30.8	93.7	0.2965	0.488	0.260	0.596	0.160	16.542
7.6	30.8	94.74	0.2955	0.488	0.260	0.596	0.156	16.393
7.6	30.8	93.72	0.2963	0.488	0.260	0.596	0.159	16.495
7.6	30.8	92.62	0.2977	0.488	0.260	0.596	0.165	16.729
7.6	30.8	91.35	0.2990	0.488	0.260	0.596	0.171	16.915
7.6	30.8	89.53	0.3150	0.488	0.260	0.596	0.241	20.474
7.6	30.8	88.58	0.3180	0.488	0.260	0.596	0.254	21.033
7.6	30.8	87.9	0.3190	0.488	0.260	0.596	0.259	21.159
7.6	30.8	52.33	0.3500	0.488	0.260	0.596	0.395	19.914
7.6	30.8	89.05	0.3170	0.488	0.260	0.596	0.250	20.871
7.6	30.8	92.15	0.2980	0.488	0.260	0.596	0.167	16.755
7.6	30.8	93.21	0.2970	0.488	0.260	0.596	0.162	16.617
7.6	30.8	94.32	0.2955	0.488	0.260	0.596	0.156	16.354
7.6	30.8	94.06	0.2960	0.488	0.260	0.596	0.158	16.453
7.6	30.8	95.24	0.2950	0.488	0.260	0.596	0.154	16.315
7.6	30.8	68.73	0.3320	0.488	0.260	0.596	0.316	20.538
7.6	30.8	33.36	0.4380	0.488	0.260	0.596	0.781	23.125
7.6	30.8	30.28	0.4420	0.488	0.260	0.596	0.798	22.009
7.6	30.8	26.52	0.4435	0.488	0.260	0.596	0.805	20.324
7.6	30.8	20.39	0.4500	0.488	0.260	0.596	0.833	17.729
7.6	30.8	17.31	0.4600	0.488	0.260	0.596	0.877	16.652
7.6	30.8	9.49	0.4700	0.488	0.260	0.596	0.921	12.811
7.6	30.8	5.67	0.4750	0.488	0.260	0.596	0.943	10.787
7.6	30.8	4.03	0.4780	0.488	0.260	0.596	0.956	9.897
7.6	30.8	3.05	0.4800	0.488	0.260	0.596	0.965	9.354

A Tabela 4.8 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) ajustada. A Figura 4.11 mostra a variação do FS calculado em função da sucção. O intervalo de sucção a partir de 90 kPa correspondente a fase de dessaturação indica que os fatores de segurança calculados pelo modelo de Aubertin et al. (2003) com ajuste foram bem discrepantes em relação aos FS do E1. A Figura 4.12 mostra o FS versus eixo X para melhor visualização da variação do fator de segurança. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.8: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva ajustada (E1)

Ref.	Sucção (kPa)	Aubertin
1	52.33	1.373
2	89.05	1.382
3	92.15	1.289
4	93.21	1.291
5	94.32	1.284
6	94.06	1.285
7	95.24	1.278
8	95.28	1.275
9	95.71	1.283
10	95.62	1.292
11	93.7	1.298
12	94.74	1.29
13	93.72	1.297
14	92.62	1.286
15	91.35	1.289
16	89.53	1.374
17	52.33	1.373
18	89.05	1.387
19	92.15	1.285
20	93.21	1.283
21	94.32	1.28
22	94.06	1.281
23	95.24	1.276
24	68.73	1.384
25	33.36	1.432
26	30.28	1.414
27	26.52	1.373
28	20.39	1.321
29	17.31	1.283
30	9.49	1.198
31	5.67	1.143
32	4.03	1.123

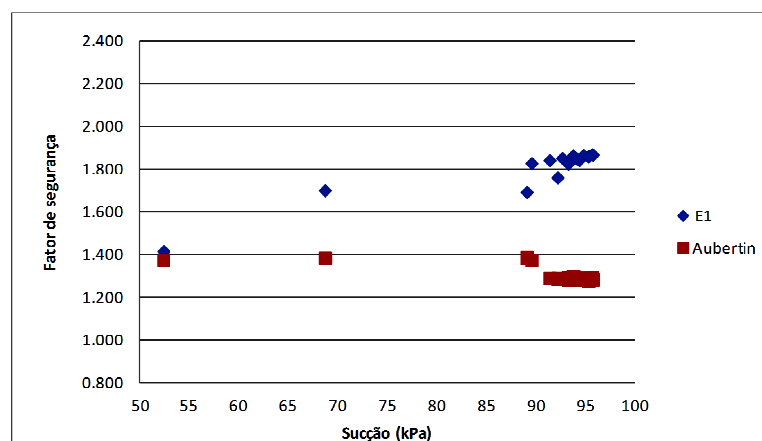


Figura 4. 11: Variação do fator de segurança do E1 em função da sucção referente a curva de retenção calculada com ajuste

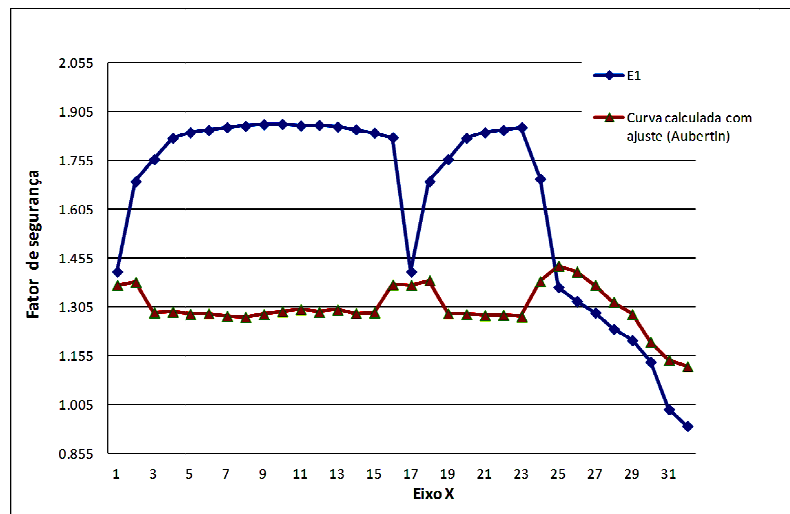


Figura 4. 12:Variação do fator de segurança do E1 e da curva de retenção ajustada versus eixo X

4.1.4 Análise A4– Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) e de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.

As duas propostas de ajuste dos dados medidos em laboratório mais aplicadas no âmbito da engenharia e da agronomia são referente às propostas de Van Genuchten (1980) e de Fredlund e Xing (1994). Cabe, no entanto, verificar as diferenças nos resultados finais em termos de fator de segurança.

No estudo de caso 1, os dados experimentais da curva de retenção de umidade do solo foram ajustados através da proposta de Van Genuchten (1980), como indicado na Figura 3.2. Os dados experimentais de sucção podem ser ajustados tanto pela equação de Van Genuchten (1980) como a de Fredlund e Xing (1994) através dos parâmetros de ajustes a , n e m . A influência destes parâmetros está relacionada ao formato da curva de retenção. Para a verificação das diferenças entre as curvas foram calculados os parâmetros de ajuste (a , n e m) da proposta de Fredlund e Xing (1994) seguindo as seguintes expressões:

$$a = \psi_i \quad (4.3)$$

$$m = 3,67 \ln \left[\frac{\theta_s * C(\psi_i)}{\theta_i} \right] \quad (4.4)$$

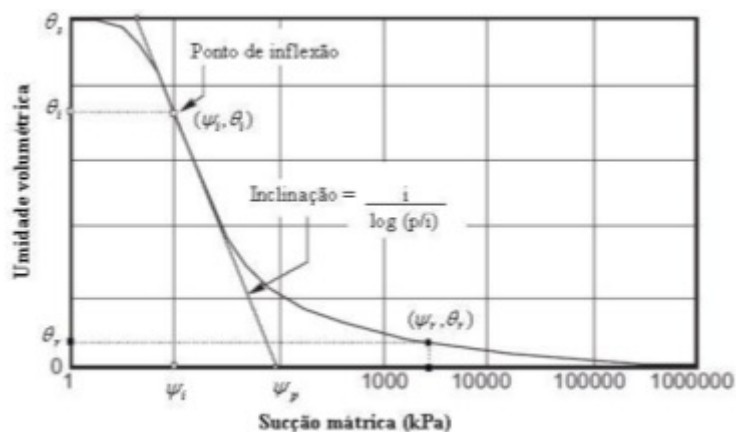
$$n = \frac{1,31^{m+1}}{m * C(\psi_i)} * 3,72 * s^* \quad (4.5)$$

$$C(\psi) = 1 - \frac{\ln\left(1 + \frac{\psi}{\psi_r}\right)}{\ln\left[1 + \left(\frac{10000000}{\psi_r}\right)\right]} \quad (4.6)$$

$$s^* = \frac{s}{\theta_s} - \frac{\psi_i}{1,31^m * (\psi_i + \psi_r) * \ln\left[1 + \left(\frac{10000000}{\psi_r}\right)\right]} \quad (4.7)$$

$$s = \frac{\theta_i}{\ln\left(\frac{\psi_p}{\psi_i}\right)} \quad (4.8)$$

Os valores $\psi_i, \theta_i, \theta_s, \psi_r$, e ψ_p são obtidos graficamente como indicado na Figura abaixo para determinação dos parâmetros de ajuste a , n e m .



Fonte: (Lopes, 2006)

As Figuras 4.13 a 4.15 fazem menção à influência dos parâmetros de ajuste sobre o formato da curva de retenção. Observa-se que o aumento do valor do parâmetro (a) , a curva se desloca para direita, alterando assim o valor de entrada de ar. O valor do parâmetro (n) faz com que a curva de retenção gire em torno do ponto de inflexão e à medida que o valor de (n) aumenta a curva gira no sentido horário. O aumento do valor de (m) faz com que a curva se aproxime do eixo das abscissas indicando valores elevados de sucção (Oliveira, 2004).

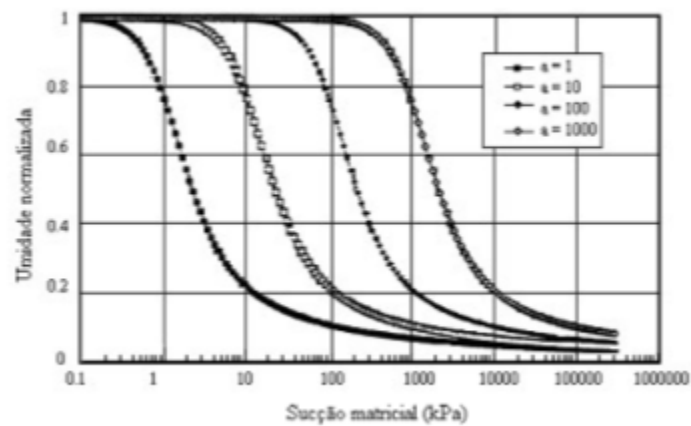


Figura 4. 13: Influência do parâmetro a na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).

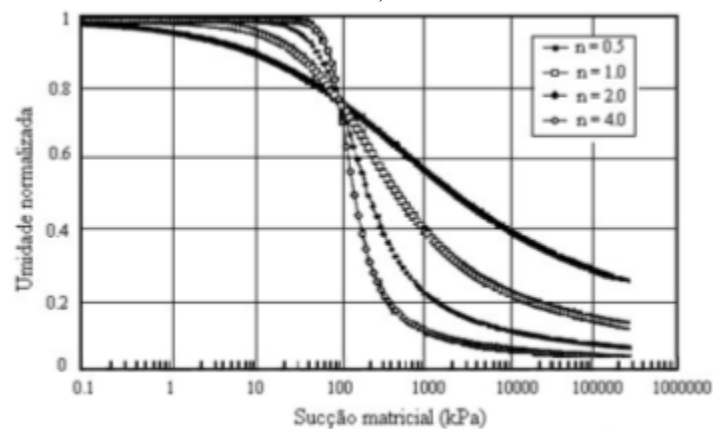


Figura 4. 14: Influência do parâmetro n na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).

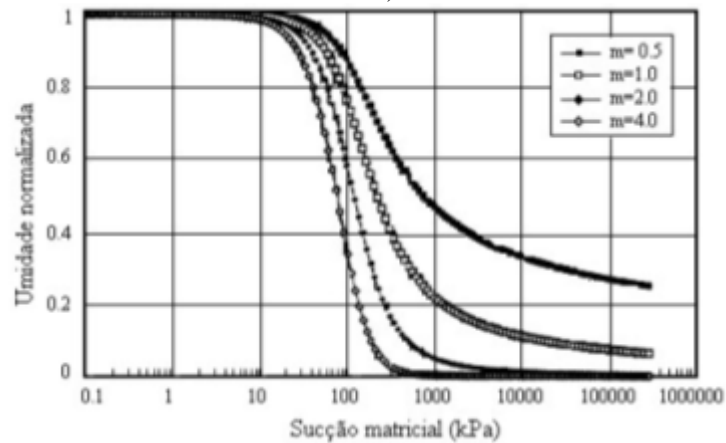


Figura 4. 15: Influência do parâmetro m na curva de retenção (Fredlund e Xing, 1994 apud Oliveira, 2004).

Tendo como base os dados de sucção medidos em laboratório do E1 tira-se o ponto de inflexão da curva de retenção correspondente às coordenadas (ψ_i, θ_i) , passando uma tangente pelo ponto a reta intercepta o eixo das abscissa no valor de sucção correspondente a ψ_p . As coordenadas (ψ_r, θ_r) representam o ponto onde a curva

de retenção tende a valores residuais até 10^6 kPa. Os parâmetros de ajustes calculados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) foram $a=20$, $m=0.505$, $n=1.453$. A Figura 4.16 mostra o ajuste realizado com dados experimentais. Conforme Figura 4.16, a equação proposta por Fredlund e Xing (1994) possibilitou um ajuste adequado para os dados experimentais do E1.

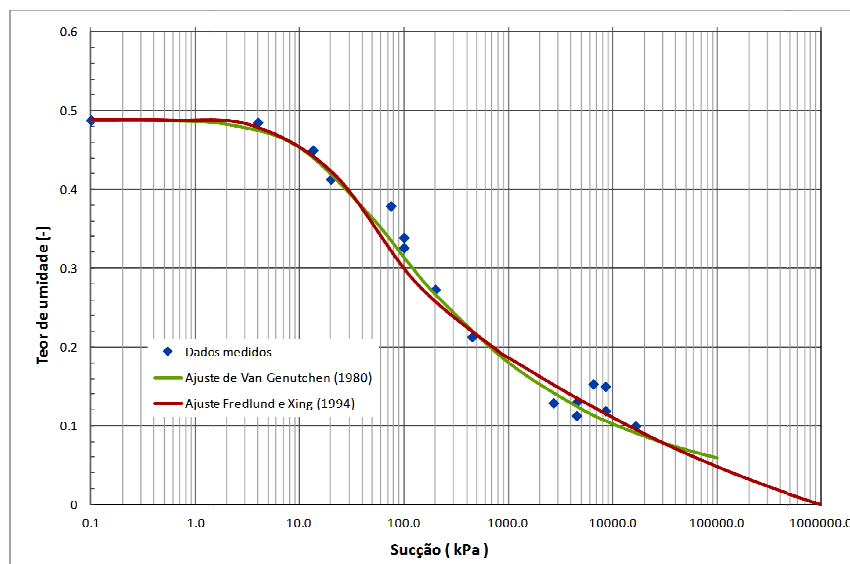


Figura 4. 16: Dados experimentais ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

Análises de estabilidade

As ferramentas de análise utilizadas foram SLOPE/W e VADOSE/W considerando análises transientes. Definiu-se o método de Bishop Simplificado (1955) para a determinação do fator de segurança. Os dados necessários para realizar as análises de constam na Tabela 3.40.

A ferramenta VADOSE/W foi usada para verificação das diferenças entre os fatores de segurança calculados pelas duas propostas de ajuste de dados medidos. Como citado anteriormente o programa VADOSE/W possui dentro da sua formulação uma componente a mais que contribui para que o fator de segurança seja um pouco maior em relação ao SEEP/W. Dessa forma, para a proposta de Van Genuchten (1980) utilizou-se os parâmetros de ajuste do E1 que consta Tabela 3.36 e para o ajuste de Fredlund e Xing (1994), os parâmetros de ajustes foram $a=20$, $m=0.505$, $n=1.453$. A Figura 4.17 mostra a variação do FS em função da sucção e indica um crescimento linear com o aumento da

sucção. Os fatores de segurança calculados através de ambas as propostas de ajuste (Van Genuchten ,1980 e Fredlund e Xing ,1994) foram equivalentes. A Tabela 4.9 e a Figura 4.18 mostram o resultado do cálculo do fator de segurança. As análises se encontram em cd.

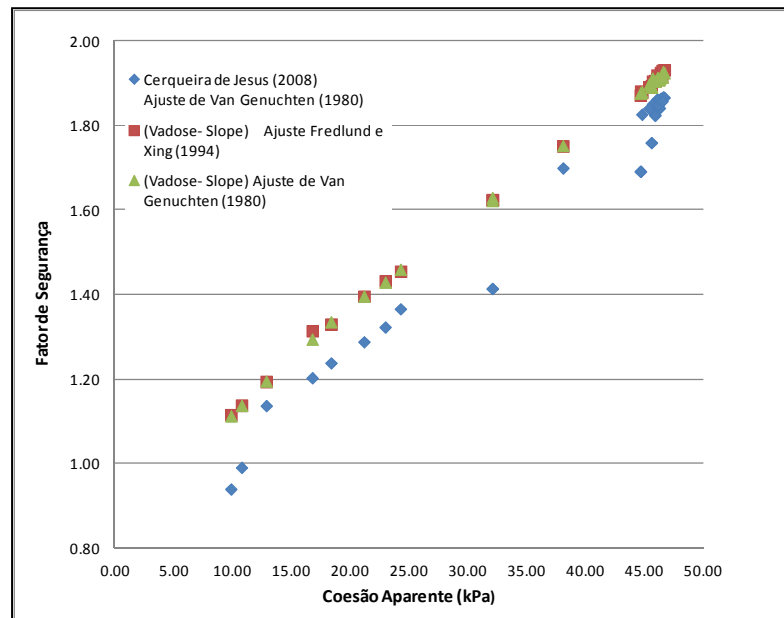


Figura 4. 17: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E1

Tabela 4.9: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais do E1.

Cerqueira de Jesus (2008) Ajuste de Van Genuchten (1980)				(Vadose –Slope)	
Cenário 1	Eixo X	Coesão aparente (kPa)	FS	FS	FS
				Análises transientes Ajuste Fredlund e Xing (1994)	Análises transientes Ajuste de Van Genuchten (1980)
	1	32,0	1,414	1,623	1,622
	2	44,6	1,691	1,881	1,876
	3	45,5	1,759	1,893	1,890
	4	45,8	1,824	1,906	1,904
	5	46,2	1,841	1,913	1,910
	6	46,1	1,848	1,912	1,912
	7	46,4	1,857	1,915	1,914
	8	46,4	1,861	1,924	1,916
	9	46,6	1,866	1,931	1,924
	10	46,5	1,867	1,930	1,927
	11	46,0	1,862	1,911	1,912
	12	46,3	1,864	1,925	1,914
	13	46,0	1,859	1,919	1,908
	14	45,6	1,850	1,904	1,911
	15	45,3	1,840	1,891	1,896
	16	44,7	1,826	1,878	1,879

Cerqueira de Jesus (2008) Ajuste de Van Genuchten (1980)				(Vadose -Slope)	
Cenário 1	Eixo X	Coesão aparente (kPa)	FS	FS Análises transientes Ajuste Fredlund e Xing (1994)	FS Análises transientes Ajuste de Van Genuchten (1980)
Cenário 2	17	32,0	1,414	1,624	1,629
	18	44,57	1,691	1,871	1,876
	19	45,51	1,759	1,890	1,893
	20	45,82	1,824	1,905	1,904
	21	46,15	1,841	1,911	1,907
	22	46,07	1,848	1,909	1,912
	23	46,42	1,857	1,929	1,914
	24	38,0	1,699	1,751	1,752
	25	24,2	1,366	1,455	1,459
	26	22,9	1,323	1,432	1,429
	27	21,1	1,288	1,396	1,396
	28	18,3	1,238	1,330	1,335
	29	16,7	1,203	1,314	1,294
	30	12,8	1,137	1,194	1,195
	31	10,7	0,991	1,138	1,138
	32	9,80	0,94	1,116	1,113

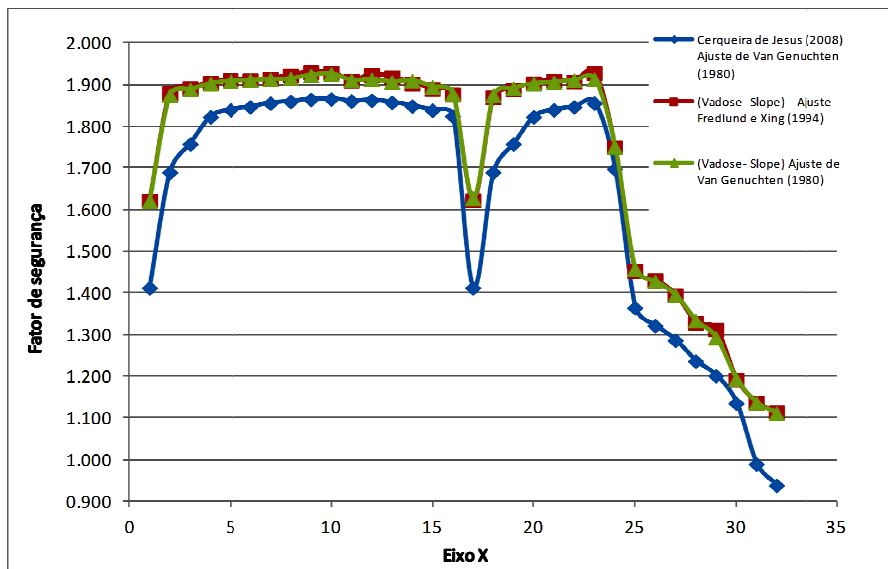


Figura 4. 18: Resultado do cálculo do fator de segurança referente às propostas de ajuste de dados experimentais em comparação com E1.

4.2 Estudo de caso 2 - (E2) – Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vista ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção (Soares, 2008)

4.2.1 Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W

Foram geradas as curvas de retenção de umidade de cada modelo de previsão de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) das 7 amostras do filito pela ferramenta do VADOSE/W utilizando os dados do E2 conforme Tabelas 3.36 e 3.40 e curva granulométrica da Figura 3.31. As Figuras 4.19 a 4.25 mostram a saída dos dados da curva de retenção de cada modelo de previsão.

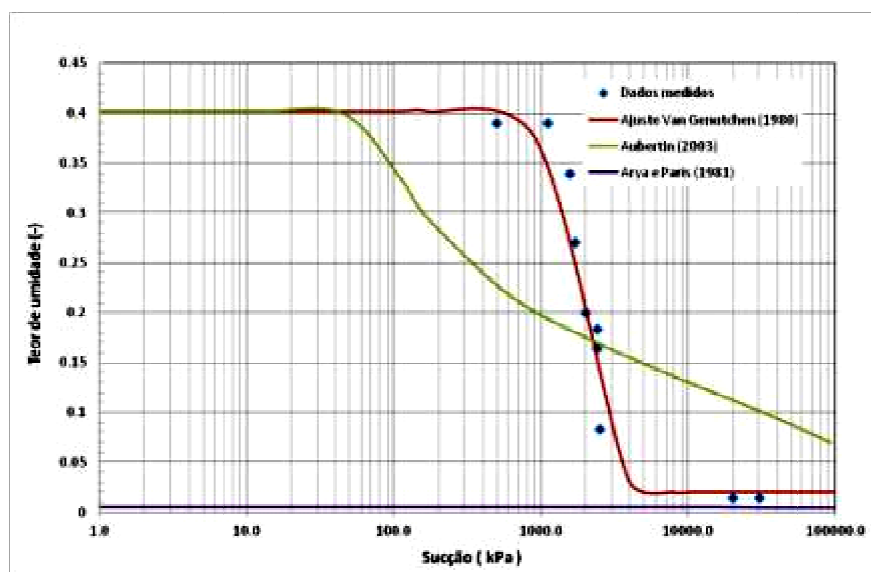


Figura 4.19: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2.

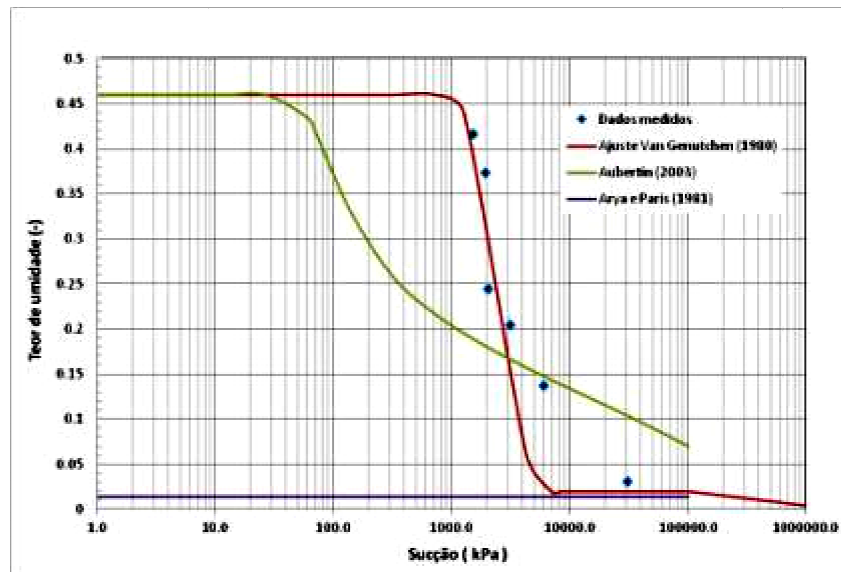


Figura 4.20: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2C dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2.

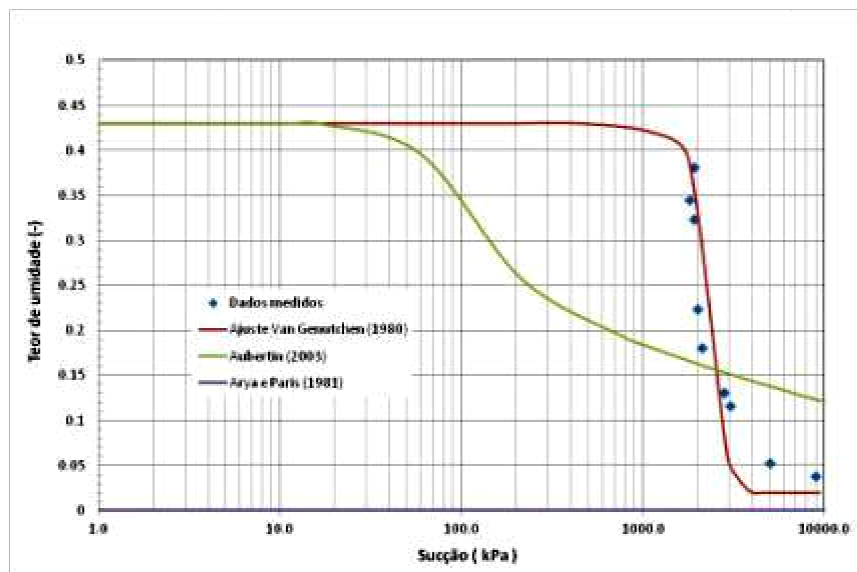


Figura 4.21: Curvas de retenção de umidade da amostra CMT2D dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2

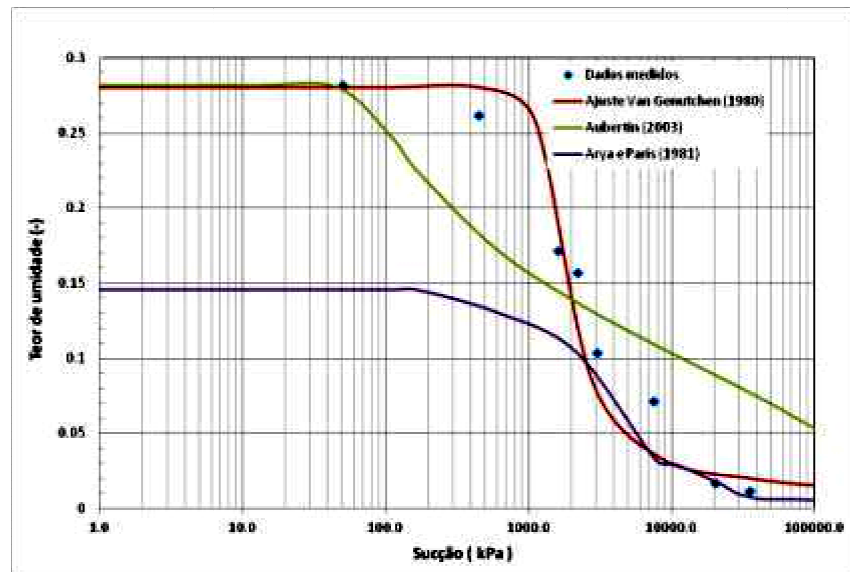


Figura 4.22: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC1A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2

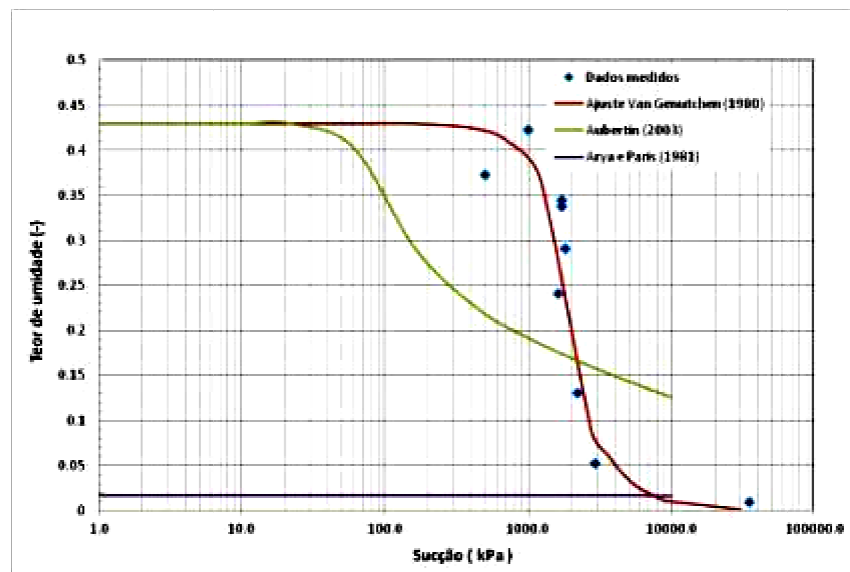


Figura 4.23: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC2A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2

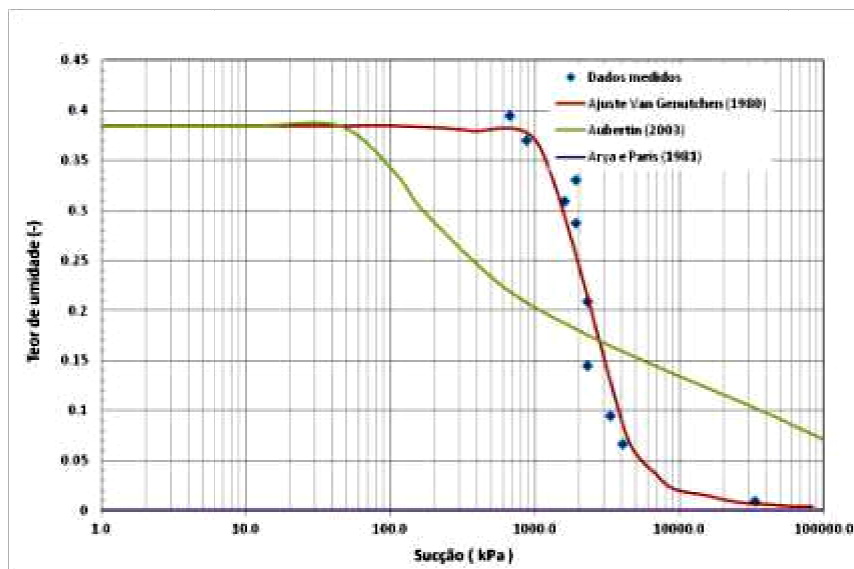


Figura 4.24: Curvas de retenção de umidade da amostra PIC2B dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2

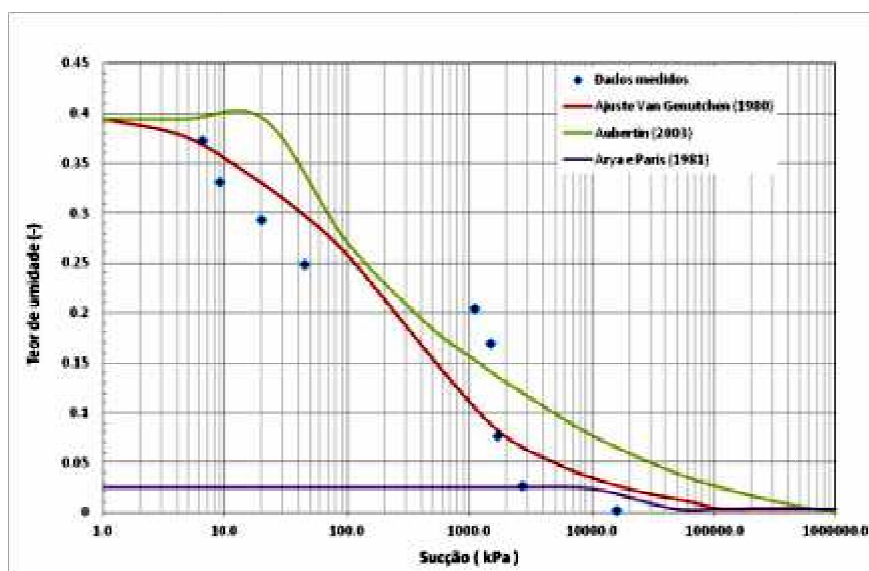


Figura 4. 25:Curvas de retenção de umidade da amostra PIC4A dos modelos de previsão em comparação com a curva de retenção do E2

Simulação numérica no VADOSE/W

Foi considerada análise transiente representando as condições iniciais de poropressão para tempos iniciais por meio da inclusão de uma linha freática conforme geometria apresentada no Anexo 1 (Fig.10).

Análise de estabilidade

Foi adotado parâmetros de resistência efetivos do ensaio triaxial CIU com medição de poropressão conforme Tabela 3.12 para o cálculo da resistência não saturada através da equação 4.2. Os teores de umidade saturado e residual foram extraídos da curva de retenção e o teor de umidade corresponde ao nível de sucção adotado para o cálculo do fator de segurança. Foram considerados os níveis de sucção 1, 10 e 100 para o cálculo da resistência devido ao intervalo entre o teor de umidade saturado e residual das curvas de retenção. Não seria significativo o cálculo da resistência para valores abaixo do teor de umidade residual onde já se considera o solo seco. O método de Bishop foi utilizado para o cálculo do fator de segurança. As Tabelas 4.10 e 4.11 apresentam os valores de resistência calculados dos dois modelos de previsão de curva de retenção.

Tabela 4. 10: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E2

Amostra	E2		E2	Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Aubertin			tan ϕ' (°)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
	c' (kPa)	ϕ' (°)		Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)			
CMT2D	5	30	1	0.430	0.430	0.220	0.577	1.000	5.577
	5	30	10	0.430	0.430	0.220	0.577	1.000	10.774
	5	30	100	0.340	0.430	0.220	0.577	0.571	37.991
CMT2A	0	18	1	0.402	0.402	0.218	0.325	1.000	0.325
	0	18	10	0.402	0.402	0.218	0.325	1.000	3.249
	0	18	100	0.345	0.402	0.218	0.325	0.690	22.425
CMT2C	75	25	1	0.460	0.460	0.235	0.466	1.000	75.466
	75	25	10	0.460	0.460	0.235	0.466	1.000	79.663
	75	25	100	0.370	0.460	0.235	0.466	0.600	102.978
PIC1A	65	37	1	0.282	0.282	0.150	0.754	1.000	65.754
	65	37	10	0.282	0.282	0.150	0.754	1.000	72.535
	65	37	100	0.250	0.282	0.150	0.754	0.758	122.083
PIC2A	39	21	1	0.430	0.430	0.227	0.384	1.000	39.384
	39	21	10	0.430	0.430	0.227	0.384	1.000	42.838
	39	21	100	0.343	0.430	0.227	0.384	0.571	60.931
PIC2B	11	28	1	0.385	0.385	0.213	0.532	1.000	11.532
	11	28	10	0.385	0.385	0.213	0.532	1.000	16.317
	11	28	100	0.342	0.385	0.213	0.532	0.750	50.878
PIC4A	51	30	1	0.395	0.395	0.100	0.577	1.000	51.577
	51	30	10	0.395	0.395	0.100	0.577	1.000	56.773
	51	30	100	0.275	0.395	0.100	0.577	0.593	85.247

Observou-se que nas curvas de retenção do modelo de Aubertin et al.(2003) os valores de sucção de 1 e 10 kPa estão no intervalo anterior ao valor de entrada de ar e portanto os valores calculados de resistência não saturada podem ser considerados como resistência saturada. No entanto o valor de sucção de 100 kPa está no intervalo da faixa

de dessaturação do solo por onde se percebe o aumento da resistência em relação aumento da sucção.

Tabela 4. 11: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa baseada no modelo de Arya e Paris (1981)-E2

Amostra	E2		E2	Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Arya e Paris			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
	c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)		Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)			
CMT2D	5	30	1	0.000022	0.000022	0.000000	0.577	1.000	5.577
	5	30	10	0.000022	0.000022	0.000000	0.577	1.000	10.774
	5	30	100	0.000022	0.000022	0.000000	0.577	1.000	62.735
CMT2A	0	18	1	0.005470	0.005470	0.004420	0.325	1.000	0.325
	0	18	10	0.005470	0.005470	0.004420	0.325	1.000	3.249
	0	18	100	0.005470	0.005470	0.004420	0.325	1.000	32.490
CMT2C	75	25	1	0.014460	0.014460	0.014440	0.466	1.000	75.466
	75	25	10	0.014460	0.014460	0.014440	0.466	1.000	79.663
	75	25	100	0.014460	0.014460	0.014400	0.466	1.000	121.630
PIC1A	65	37	1	0.146000	0.146000	0.032000	0.754	1.000	65.754
	65	37	10	0.146000	0.146000	0.032000	0.754	1.000	72.535
	65	37	100	0.146000	0.146000	0.032000	0.754	1.000	140.350
PIC2A	39	21	1	0.016600	0.016600	0.016000	0.384	1.000	39.384
	39	21	10	0.016600	0.016600	0.016000	0.384	1.000	42.838
	39	21	100	0.016600	0.016600	0.016000	0.384	1.000	77.380
PIC2B	11	28	1	0.000046	0.000046	0.000021	0.532	1.000	11.532
	11	28	10	0.000046	0.000046	0.000021	0.532	1.000	16.317
	11	28	100	0.000046	0.000046	0.000021	0.532	1.000	64.170
PIC4A	51	30	1	0.025200	0.025200	0.003100	0.577	1.000	51.577
	51	30	10	0.025200	0.025200	0.003100	0.577	1.000	56.773
	51	30	100	0.025200	0.025200	0.003100	0.577	1.000	108.730

Foi observado nas curvas de retenção do modelo de Arya e Paris (1981), que os valores de sucção de 1 e 10 kPa estão dentro do intervalo anterior ao valor de entrada de ar, o que também ocorre com as curvas de retenção de Aubertin et al.(2003).

A Tabela 4.12 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981). As Figuras 4.26 e 4.27 mostram FS versus eixo X e também FS versus eixo X no nível de sucção de 100 kPa. A Figura 4.28 mostra os fatores de segurança de todas as amostras do solo residual de filito em função da sucção. Verificou-se que os FS do E2 permaneceram constantes e os FS referente aos modelos de Aubertin et al. (2003) e Arya-Paris (1980) cresceram em função do aumento da sucção. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.12: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981)-E2

Ref.	Amostra	Sucção (kPa)	E2	Arya-Paris	Aubertin
1	CMT2D	1	1.760	1.357	1.350
2		10	1.760	1.635	1.635
3		100	1.770	3.910	3.095
4	CMT2A	1	1.660	0.365	0.365
5		10	1.670	0.751	0.752
6		100	1.680	2.014	1.595
7	CMT2C	1	1.770	4.013	4.013
8		10	1.770	4.183	4.183
9		100	1.770	5.887	5.128
10	PIC1A	1	1.830	4.228	4.228
11		10	1.830	4.499	4.499
12		100	1.830	7.233	6.493
13	PIC2A	1	1.520	2.548	2.548
14		10	1.520	2.701	2.701
15		100	1.550	4.243	3.507
16	PIC2B	1	1.580	1.579	1.579
17		10	1.590	1.802	1.802
18		100	1.620	3.799	3.243
19	PIC4A	1	1.720	3.335	3.335
20		10	1.720	3.548	3.548
21		100	1.740	5.695	4.721

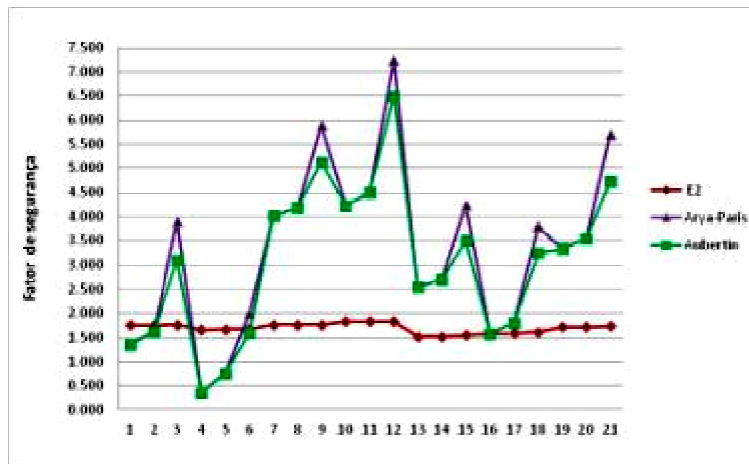


Figura 4.26: Variação do fator de segurança do E2 e dos modelos de previsão versus eixo X

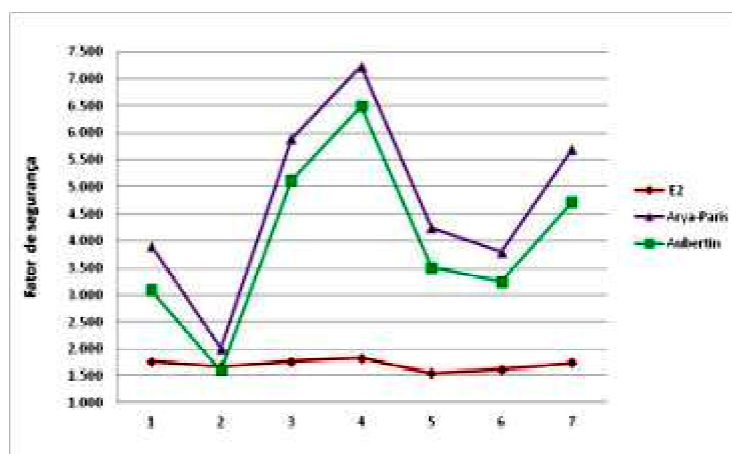


Figura 4.27: Variação do fator de segurança do E2 e dos modelos de previsão versus eixo X para o nível de sucção de 100 kPa

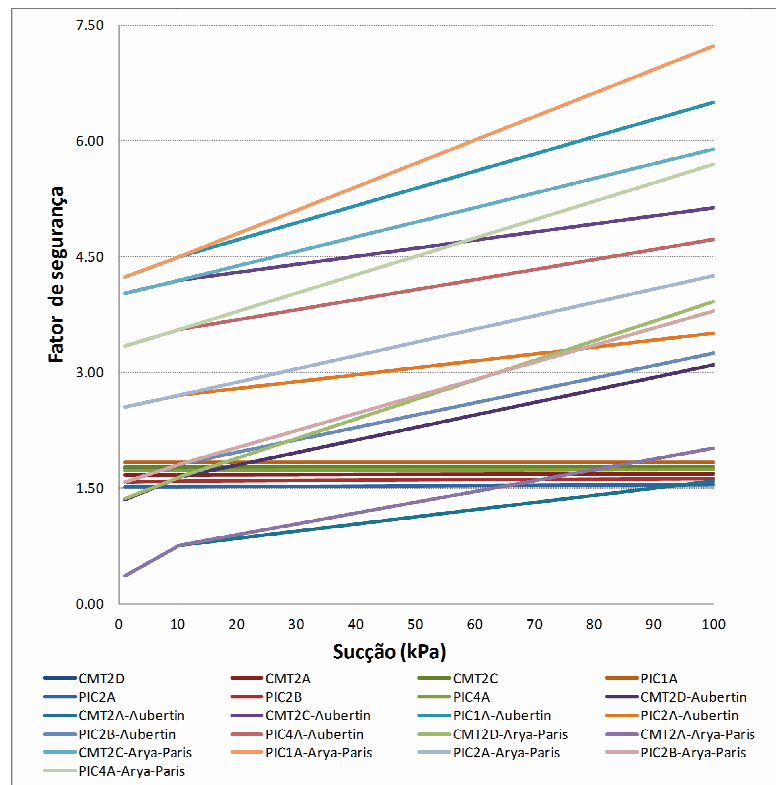


Figura 4.28: Variação do fator de segurança do E2 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção

4.2.2 Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

Foram escolhidas três amostras do solo residual de filito dolomítico para o cálculo da curva de retenção sem ajuste. Com intuito de abranger ao máximo as características gerais da capacidade de retenção de água destes solos foram selecionadas as amostras CMT2C, que obteve maior valor de entrada de ar, a amostra PIC4A, que obteve menor valor de entrada de ar, e a amostra CMT2D, que obteve o maior valor de teor de umidade residual. Para primeira amostra selecionada (CMT2C), o material apresentou 78,2% de silte caracterizado como solo de granulação fina, o que condiz a um tipo de material coesivo. A partir dessa definição, as equações foram direcionadas e calculadas para esse tipo de material. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 52,12 %; Índice de vazios: 0,852 (ensaio oedométrico); Porosidade: 0,46; Peso específico dos grãos: 28,24 kN/m³ – 2824 kg/m³; ψ_0 : 1e7 cm (fixado); ψ_n : 1cm (fixado); a_c : 7e-4cm (fixado); m : 3e-5cm (fixado). A saída dos dados do cálculo e o

gráfico de formação da curva de retenção estão no Anexo 1 (Figs. 4 e 5). A Figura 4.29 mostra a curva calculada sem ajuste.

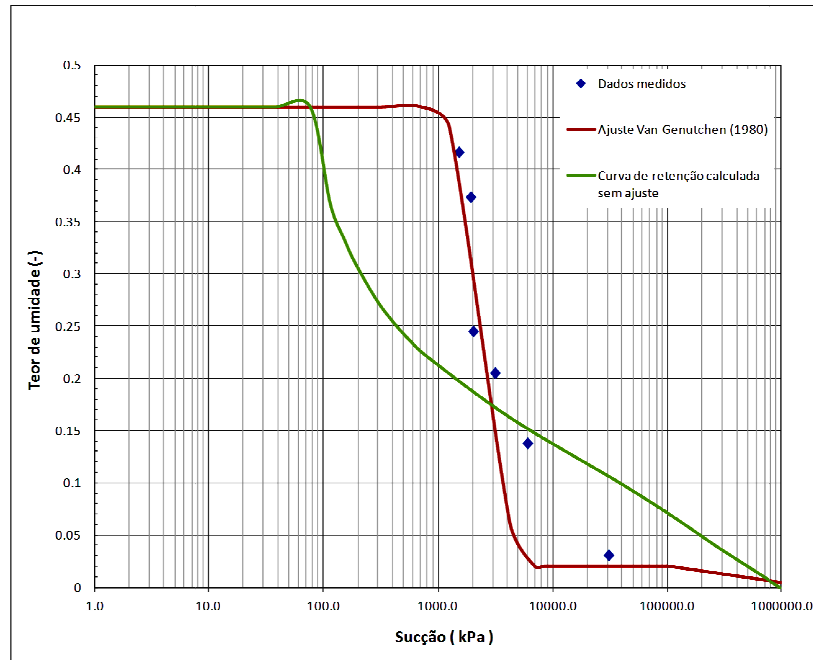


Figura 4.29: Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra CMT2C (E2).

Para a segunda amostra selecionada (PIC4A) o material apresentou 76,0% de silte caracterizado como solo de granulação fina, o que condiz a um tipo de material coesivo. A partir dessa definição, as equações foram direcionadas e calculadas para esse tipo de material. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 18,68 %; Índice de vazios: 0,632 (ensaio oedométrico); Porosidade: 0,394; Peso específico dos grãos: $26,77 \text{ kN/m}^3 - 2677 \text{ kg/m}^3$; ψ_0 :1e7 cm (fixado); ψ_n :1cm (fixado); a_c :7e-4cm (fixado); m :3e-5cm (fixado). A saída dos dados do cálculo e o gráfico de formação da curva de retenção estão no Anexo 1 (Fig. 6 e 7). A Figura 4.30 mostra a curva calculada sem ajuste.

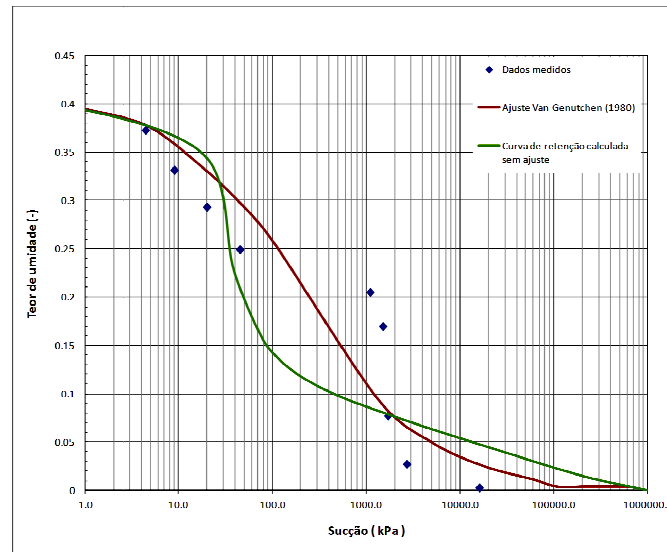


Figura 4.30: Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra PIC4A(E2).

Para a terceira amostra selecionada (CMT2D), o material apresentou 87,7% de silte caracterizado como solo de granulação fina, o que condiz a um tipo de material coesivo. A partir dessa definição, as equações foram direcionadas e calculadas para esse tipo de material. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 44,58 %; Índice de vazios: 0,61(ensaio oedométrico); Porosidade: 0,43; Peso específico dos grãos: $25,30 \text{ kN/m}^3 - 2530 \text{ kg/m}^3$; $\psi_0 : 1\text{e}7 \text{ cm}$ (fixado); $\psi_n : 1\text{cm}$ (fixado); $a_c : 7\text{e-}4\text{cm}$ (fixado); $m : 3\text{e-}5\text{cm}$ (fixado). A saída dos dados do cálculo e o gráfico de formação da curva de retenção estão no Anexo 1 (Fig. 8 e 9). A Figura 4.31 mostra a curva calculada sem ajuste.

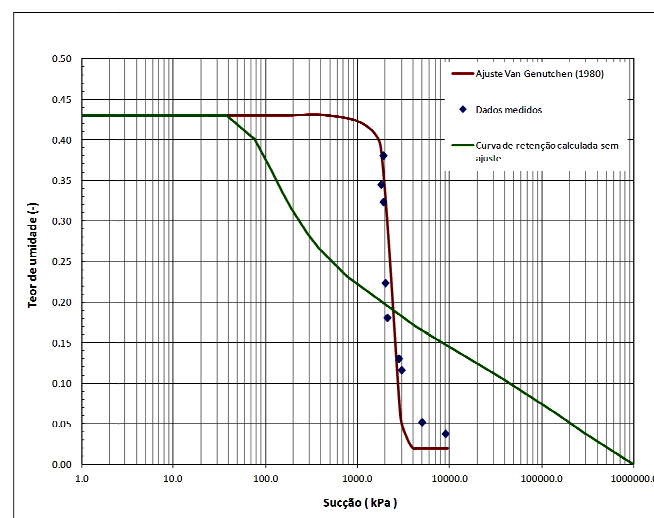


Figura 4.31: Curva de retenção calculada sem ajuste comparado com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) da amostra CMT2D (E2)

Os dados gerados no cálculo da curva sem ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foram inseridos no programa VADOSE/W e foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A Figura 4.32 mostra a inserção da curva de retenção calculada no programa VADOSE/W.

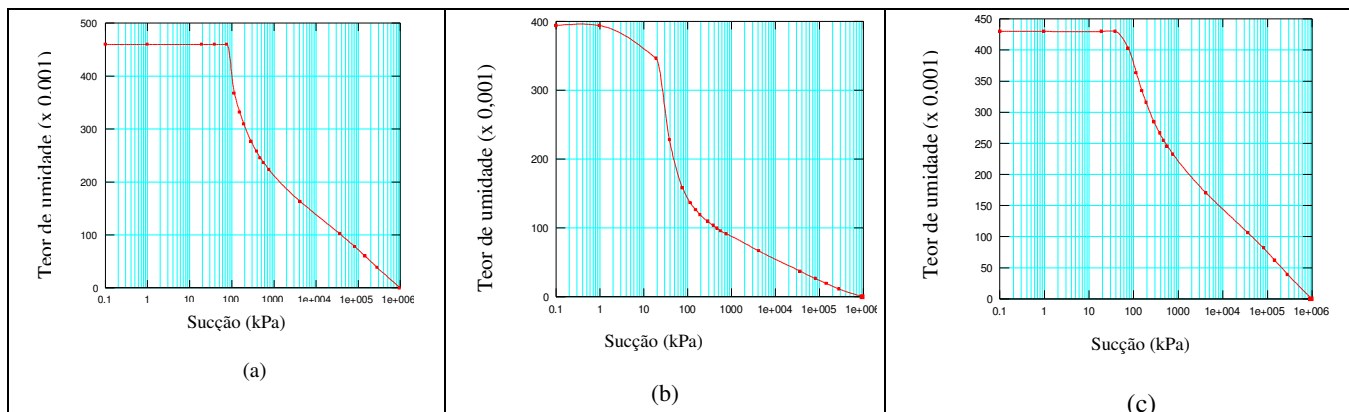


Figura 4.32: Curva de retenção calculada sem ajuste (E2) pelo modelo de previsão de Aubertin at al.(2003); (a) amostra CMT2C; (b) amostra PIC4A; (c) amostra CMT2D

Simulação numérica no VADOSE/W

Adotadas as mesmas condições de poropressão da análise do item 4.2.1.

Análise de estabilidade

Adotado o mesmo método de aplicação da análise do item 4.2.1. A Tabela 4.13 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção calculada sem ajuste.

Tabela 4.13: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste baseado no modelo de Aubertin at al.(2003)-E2

Amostra	E2		E2 Sucção (kPa)	Curva de retenção calculada sem ajuste - Aubertin			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
	c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)		Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
CMT2C	75	25	1	0.460	0.460	0.258	0.466	1.000	75.466
	75	25	10	0.460	0.460	0.258	0.466	1.000	79.663
	75	25	100	0.400	0.460	0.258	0.466	0.703	107.780
CMT2D	5	30	1	0.430	0.430	0.250	0.577	1.000	5.577
	5	30	10	0.430	0.430	0.250	0.577	1.000	10.774
	5	30	100	0.380	0.430	0.250	0.577	0.722	46.698
PIC4A	51	30	1	0.394	0.394	0.125	0.577	1.000	51.577
	51	30	10	0.365	0.394	0.125	0.577	0.892	56.151
	51	30	100	0.142	0.394	0.125	0.577	0.063	54.648

A Tabela 4.14 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) calculada sem ajuste. As Figuras 4.33 e 4.34 mostram respectivamente a variação do FS versus eixo X e variação do FS em função da sucção. Verificaram-se que as amostras CMT2D e CMT2C tiveram aumento do FS em função do aumento da sucção de forma linear, enquanto que a amostra PIC4A apresentou um pequeno aumento e manteve-se constante com o aumento da sucção. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.14: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada sem ajuste- E2

Ref.	Amostra	Sucção (kPa)	E2	Aubertin
1	CMT2D	1	1.760	1.345
2		10	1.760	1.629
3		100	1.770	3.147
4	CMT2C	1	1.770	4.013
5		10	1.770	4.183
6		100	1.770	5.323
7	PIC4A	1	1.720	3.335
8		10	1.720	3.523
9		100	1.740	3.543

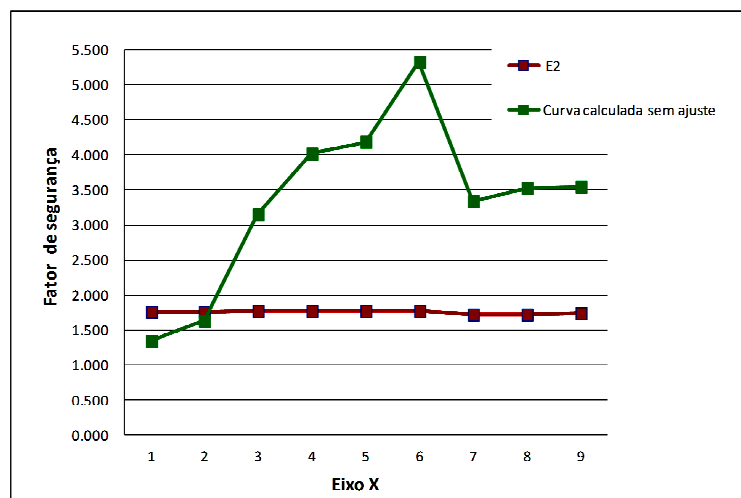


Figura 4.33: Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X

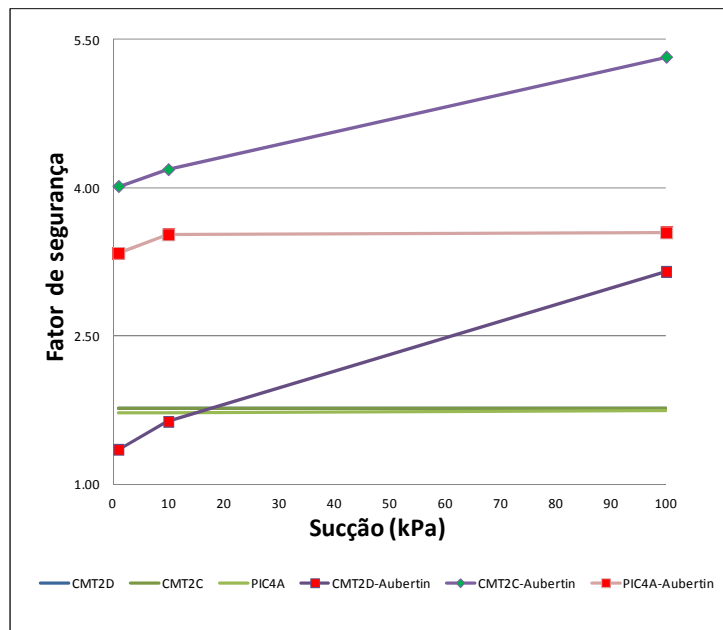


Figura 4.34: Variação do fator de segurança do E2 em função da sucção referente a curva de retenção calculada sem ajuste

4.2.3 Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) propõe o refinamento da curva de retenção prevista através do procedimento de ajuste dos parâmetros m (parâmetro de distribuição dos poros) e a_c (coeficiente de adesão), de modo que a curva calculada seja o mais próximo possível dos dados de medição. Os ajustes para efetuar o refinamento da curva foram calculados utilizando a ferramenta do Excel.

Para curva de retenção prevista inicialmente da amostra CMT2C recomenda-se o refinamento em relação aos dados medidos utilizando a curva de saturação por capilaridade devido à proximidade da forma do contorno da curva do estudo 2. O refinamento da curva de saturação por capilaridade prevista foi realizado por meio do ajuste do parâmetro m (parâmetro de distribuição dos poros), de modo que a curva de previsão calculada seja o mais próximo possível dos dados de medição. Os valores do parâmetro de ajuste para cada refinamento da curva de saturação por capilaridade é mostrado na Tabela 4.15:

Tabela 4. 15: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção calculada da amostra CMT2C (E2)

Parâmetro de ajuste	Curva de saturação por capilaridade sem ajuste	Refinamentos		
		1°	2°	3°
m	3×10^{-5}	1×10^{-4}	$5,0 \times 10^{-4}$	$3,9 \times 10^{-2}$

Foram realizados 3 refinamentos, sendo que o 3° refinamento apresentou melhores resultados com a curva de saturação por capilaridade em relação aos dados medidos do estudo 2. O resultado do refinamento é apresentado na Figura 4.35.

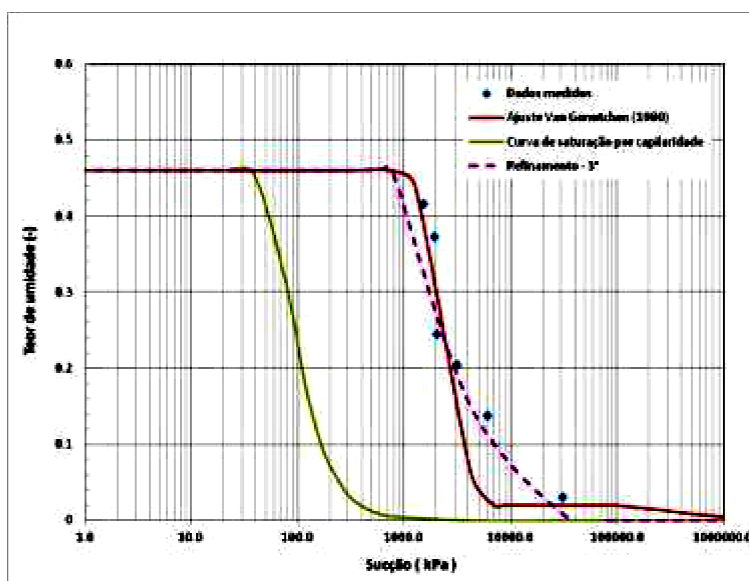


Figura 4. 35: Curva de retenção ajustada da Amostra CMT2C (E2) com os parâmetros do modelo de Aubertin et al. (2003)

A curva de retenção prevista inicialmente da amostra PIC4A passou pelo procedimento de ajustes com os parâmetros m (parâmetro de distribuição dos poros) e a_c (coeficiente de adesão). Os valores dos parâmetros de ajustes para cada refinamento da curva de retenção são mostrados na Tabela 4.16.

Tabela 4.16: Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada da amostra PIC4A (E2)

Parâmetro de ajuste	Curva de saturação por capilaridade sem ajuste	Refinamentos		
		1°	2°	3°
m	3×10^{-5}	1×10^{-5}	$2,0 \times 10^{-5}$	$1,5 \times 10^{-5}$
a_c	7×10^{-4}	7×10^{-4}	7×10^{-4}	7×10^{-4}

Foram realizados 3 refinamentos, sendo que o máximo de refinamento da curva foi alcançado com a terceira tentativa que procurou manter constante o valor do parâmetro ac , evitando o deslocamento da curva e variando o parâmetro m , o que permitiu a aproximação de uma maior quantidade dos dados medidos. O resultado do refinamento é apresentado na Figura 4.36.

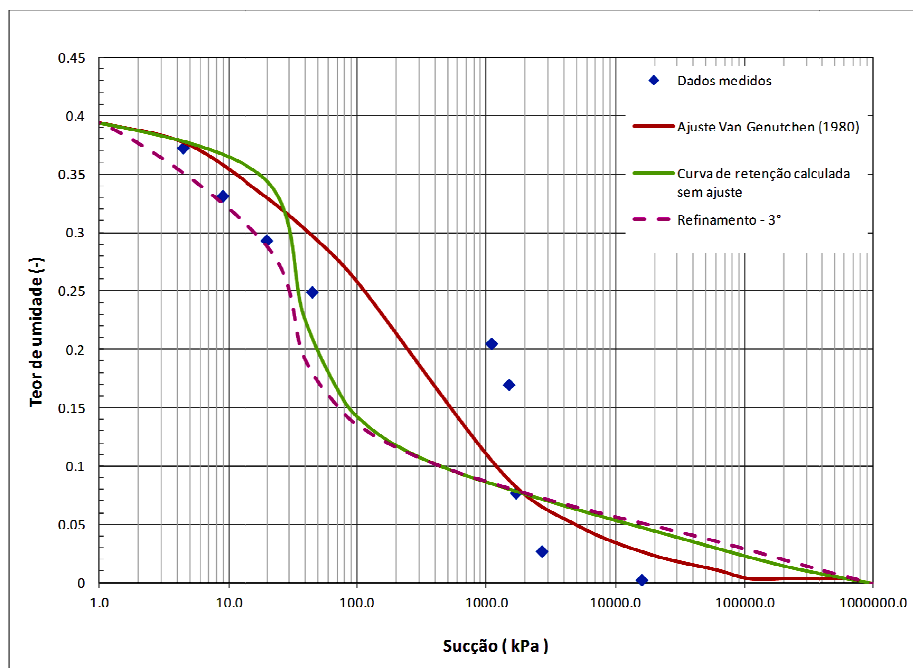


Figura 4.36: Curva de retenção ajustada da Amostra PIC4A (E2) com os parâmetros do modelo de Aubertin et al.(2003)

O refinamento da curva de retenção da amostra CMT2D se deu pela parcela de saturação por capilaridade que demonstrou maior coerência com o tipo de formato do contorno da curva de retenção ajustada por Van Genuchten (1980). O refinamento da curva de saturação por capilaridade prevista foi realizado por meio do ajuste do parâmetro m (parâmetro de distribuição dos poros), de modo que a curva de previsão calculada seja o mais próximo possível dos dados de medição. Os valores do parâmetro de ajuste para cada refinamento da curva de saturação por capilaridade é mostrado na Tabela 4.17.

Tabela 4.17: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção calculada da amostra CMT2D (E2)

Parâmetro de ajuste	Curva de saturação por capilaridade sem ajuste	Refinamentos		
		1º	2º	3º
m	3×10^{-5}	3×10^{-4}	$3,0 \times 10^{-3}$	2×10^{-2}

O terceiro refinamento realizado com a curva de retenção por capilaridade obteve bons resultados com relação aos dados medidos do estudo 2. O resultado do refinamento é apresentado na Figura 4.37.

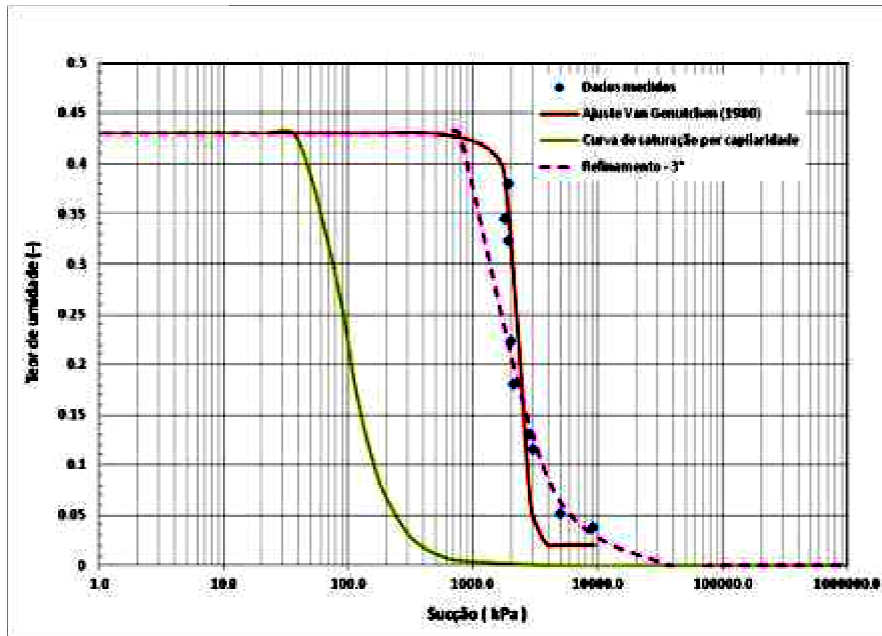


Figura 4.37: Curva de retenção ajustada da Amostra CMT2D (E2) com os parâmetros do modelo de Aubertin et al.(2003)

Os dados gerados pelo cálculo da curva ajustada foram inseridos no programa VADOSE/W e foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A Figura 4.38 mostra a inserção da curva de retenção ajustada no programa VADOSE/W.

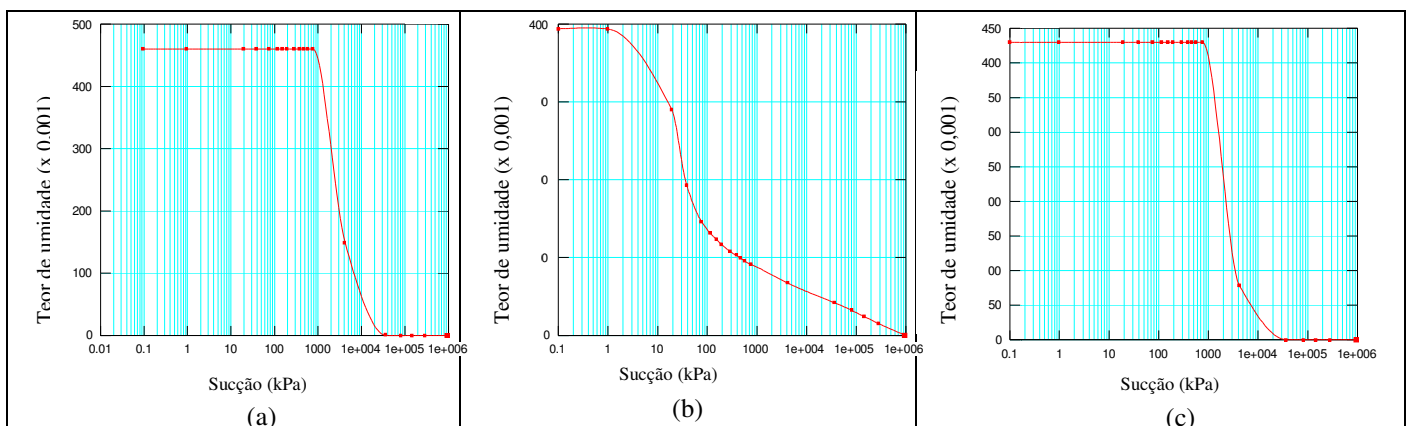


Figura 4.38: Curva de retenção calculada com ajuste (E2) pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (a) amostra CMT2C; (b) amostra PIC4A; (c) amostra CMT2D

Simulação numérica no VADOSE/W

Adotado as mesmas condições de poropressão da análise do item 4.2.1.

Análise de estabilidade

Adotado o mesmo método de aplicação do item 4.2.1. A Tabela 4.18 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção ajustada manualmente.

Tabela 4. 18: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada com ajuste baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)- E2

Amostra	E2		E2	Curva de retenção calculada com ajuste - Aubertin			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
	c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)		Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)			
CMT2C	75	25	1	0.460	0.460	0.110	0.466	1.000	75.466
	75	25	10	0.460	0.460	0.110	0.466	1.000	79.663
	75	25	100	0.460	0.460	0.110	0.466	1.000	121.630
CMT2D	5	30	1	0.430	0.430	0.000	0.577	1.000	5.577
	5	30	10	0.430	0.430	0.000	0.577	1.000	10.774
	5	30	100	0.430	0.430	0.000	0.577	1.000	62.735
PIC4A	51	30	1	0.394	0.394	0.120	0.577	1.000	51.577
	51	30	10	0.320	0.394	0.120	0.577	0.730	55.214
	51	30	100	0.138	0.394	0.120	0.577	0.066	54.792

A Tabela 4.19 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) com ajuste. As Figuras 4.39 e 4.40 mostram a relação FS versus eixo X e a comparação do FS da curva de retenção sem ajuste e a curva com ajuste. A Figura 4.41 mostra que os FS das amostras referentes ao cálculo da curva com ajuste tiveram a mesma tendência verificada com a Análise A2, ou seja, as amostras CMT2D e CMT2C tiveram aumento do FS em função do aumento da sucção de forma linear, enquanto que a amostra PIC4A apresentou um pequeno aumento e que se manteve constante com o aumento da sucção. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.19: Cálculo do fator de segurança do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) para curva calculada com ajuste-E2

Ref.	Amostra	Sucção (kPa)	E2	Aubertin
1	CMT2D	1	1.760	1.343
2		10	1.760	1.628
3		100	1.770	3.875
4	CMT2C	1	1.770	4.013
5		10	1.770	4.183
6		100	1.770	5.887
7	PIC4A	1	1.720	3.335
8		10	1.720	3.484
9		100	1.740	3.467

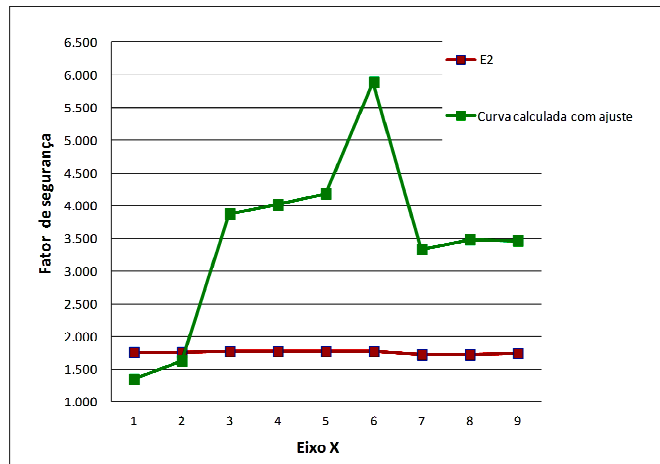


Figura 4.39: Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção calculada com ajuste versus eixo X

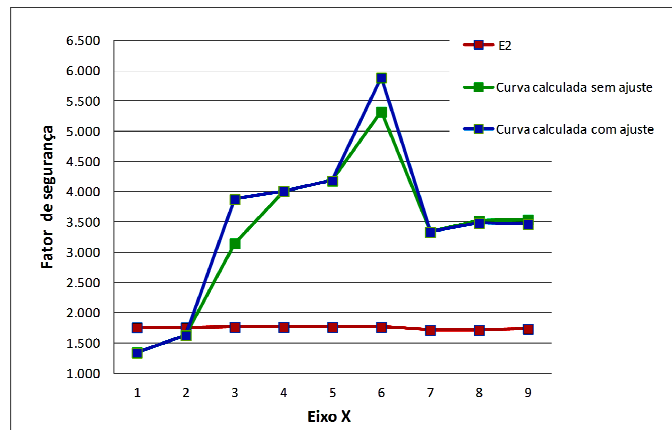


Figura 4.40: Variação do fator de segurança do E2 e da curva de retenção sem ajuste e com ajuste versus eixo X

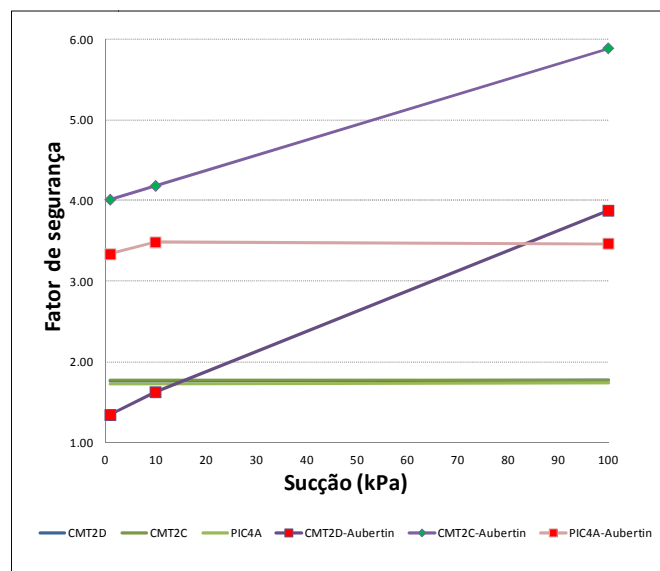


Figura 4.41: Variação do fator de segurança em função da sucção referente a curva de retenção calculada com ajuste

4.2.4 Análises A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.

Os dados experimentais de sucção das curvas de retenção do estudo de caso 2 foram ajustados através das proposições apresentadas por Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980). No referente estudo não constam os valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção (a, n e m), portanto, os mesmos foram calculados através do software RETC para o cálculo dos parâmetros de ajustes de Van Genuchten (1980) e para o cálculo dos parâmetros de ajustes de Fredlund e Xing (1994) foram utilizadas as equações 4.3 a 4.8, seguindo o mesmo procedimento do E1.

Os parâmetros de ajustes da proposta de Van Genuchten (1980) estão relacionados na Tabela 3.36 e da proposta de Fredlund e Xing (1994) são mostrados na Tabela 4.20. As Figuras 4.42 a 4.48 mostram o ajuste realizado com dados experimentais com as duas propostas de ajuste. Como pode ser visto através das Figuras 4.42 a 4.44, a proposta de Fredlund e Xing (1994) possibilitou um melhor ajuste em relação a proposta de Van Genuchten (1980) para os dados experimentais das amostras CMT2C, CMT2D e PIC1A.

Tabela 4.20: Parâmetros de ajuste calculados através da proposta de Fredlund e Xing (1994)

Amostra	Parâmetros de ajustes		
	a	n	m
CMT2A	2200	9,00	2,00
CMT2C	2500	4,94	0,70
CMT2D	2100	11,00	0,85
PIC1A	1350	3,00	1,00
PIC2A	2100	1200	0,40
PIC2B	2155	1000	3,00
PIC4A	10	1,14	0,65

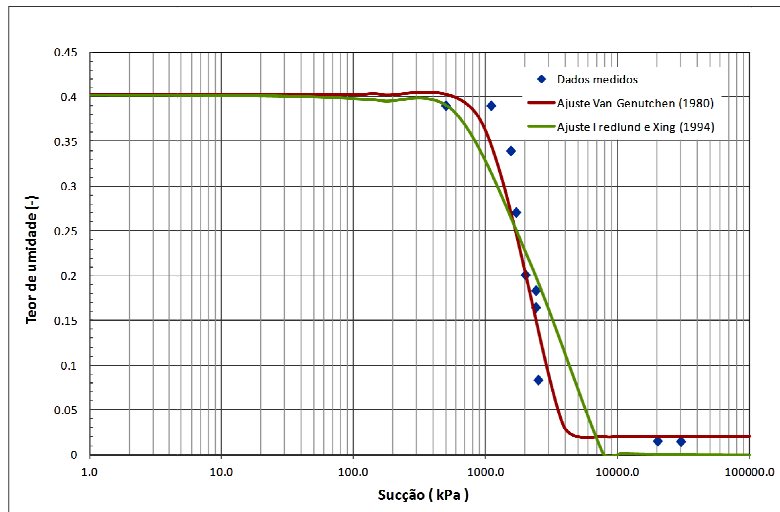


Figura 4.42: Dados experimentais CMT2A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

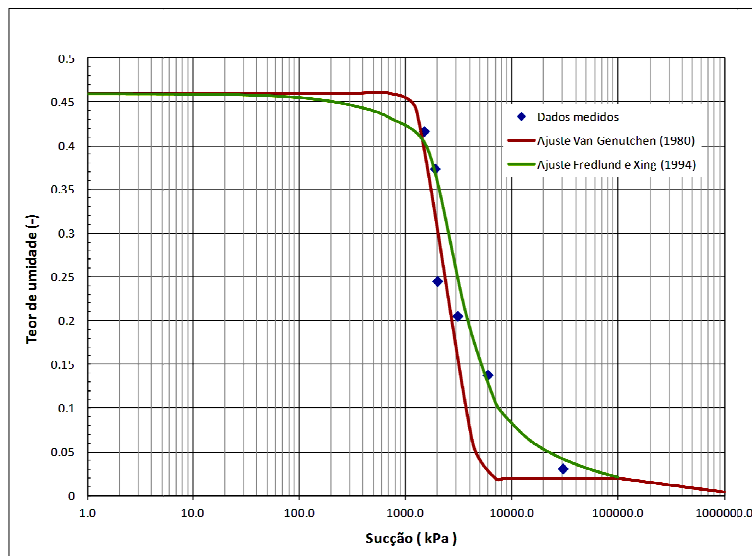


Figura 4.43: Dados experimentais CMT2C ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

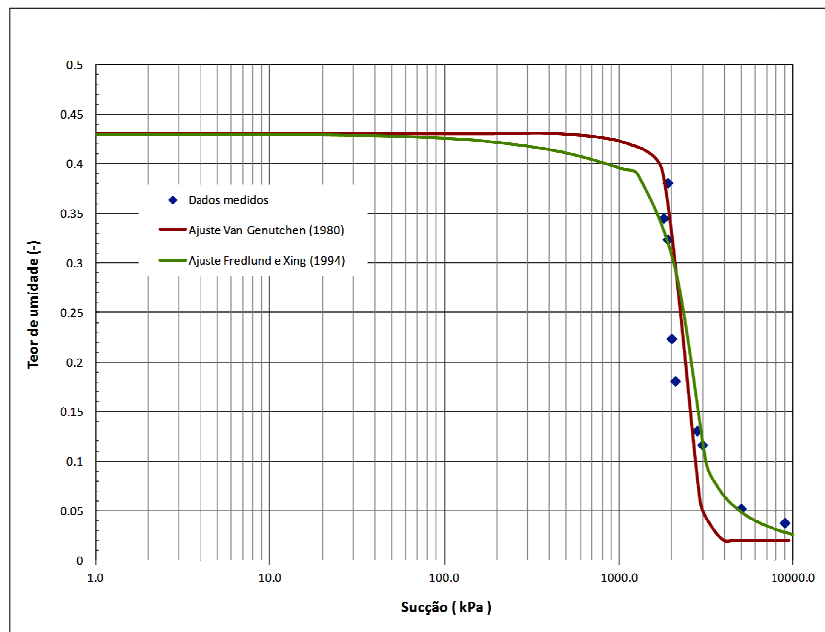


Figura 4.44: Dados experimentais CMT2D ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

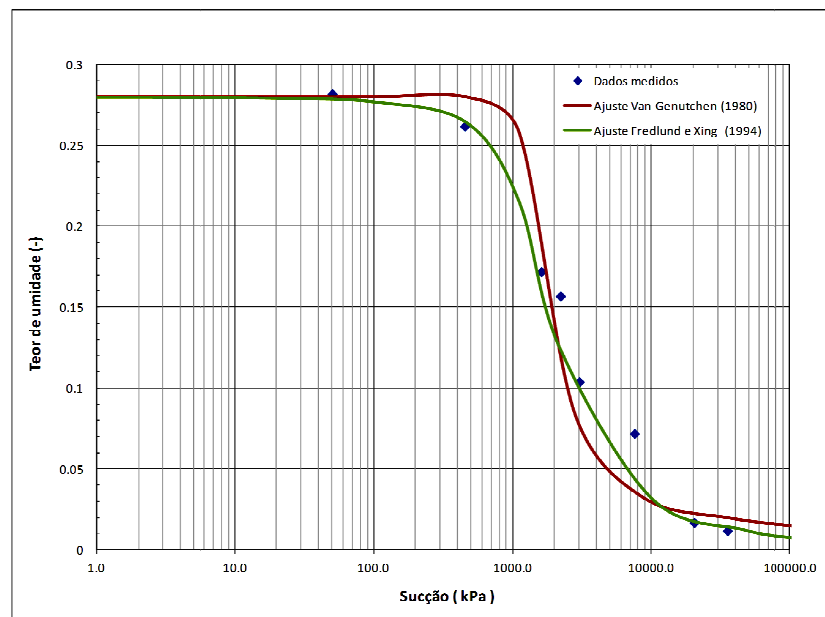


Figura 4.45: Dados experimentais PIC1A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

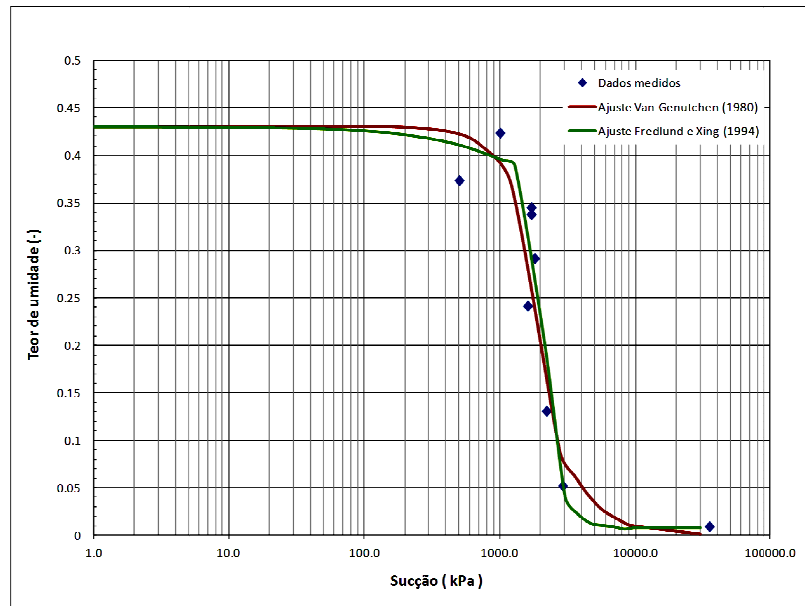


Figura 4.46: Dados experimentais PIC2A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

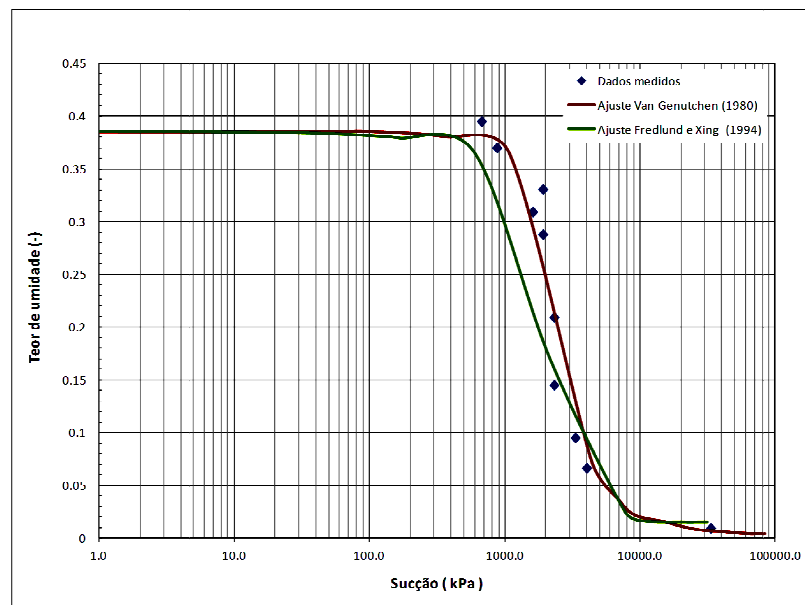


Figura 4.47: Dados experimentais PIC2B ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

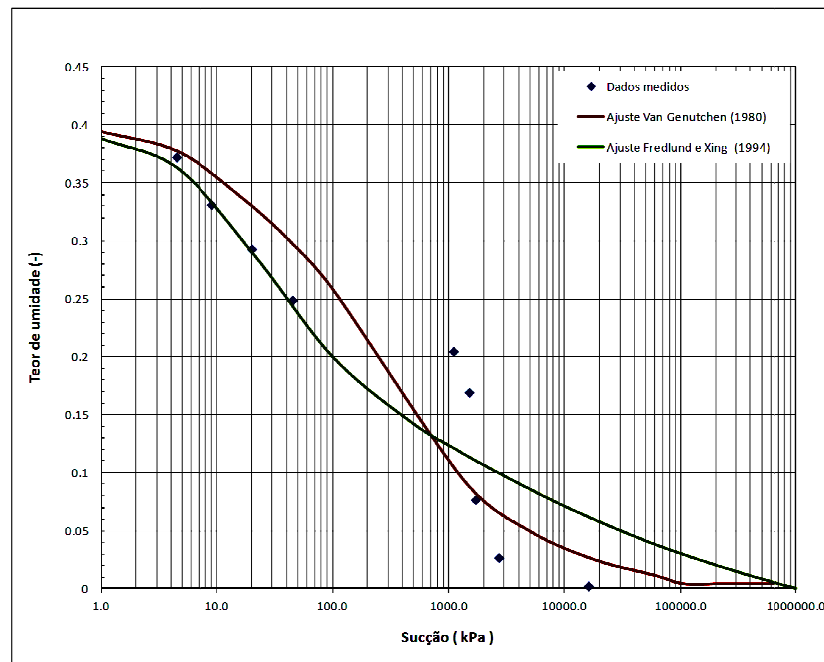


Figura 4.48: Dados experimentais PIC4A ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980)

Análises de estabilidade

As ferramentas de análise utilizadas foram SLOPE/W e VADOSE/W considerando análises transiente sendo a condição inicial de poropressão representada pelo nível de água para tempos iniciais. Definiu-se o método de Bishop Simplificado (1955) para a determinação do fator de segurança. Utilizou-se a ferramenta VADOSE/W para realizar a comparação entre os fatores de segurança. Os dados necessários para realizar as análises constam também na Tabela 3.40.

A Tabela 4.21 e a Figura 4.49 mostram o resultado do cálculo do fator de segurança. A Figura 4.50 mostra a variação do FS em função da sucção. Verificou-se que os FS das duas propostas de ajuste foram maiores em relação aos FS do E2. De modo geral, os FS de ambas as propostas de ajuste (Van Genuchten, 1980 e Fredlund e Xing, 1994) apresentaram-se bem próximos. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.21: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais das amostras do E2.

Estudo 2 (2008) Análises convencionais				(Vadose –Slope)	
Amostra	Sucção (kPa)	Coesão aparente (kN/m ²)	FS	FS Análises com Ajuste Fredlund e Xing (1994)	FS Análises com Ajuste de Van Genuchten (1980)
CMT 2A	1	71,44	1,66	3,926	4,032
	10	74,69	1,67	4,051	4,162
	100	85,50	1,68	4,471	4,594
	1.000	91,51	1,69	4,704	4,835
	10.000	92,40	1,70	4,739	4,871
	50.000	92,42	1,70	4,740	4,872
CMT 2C	1	48,61	1,77	3,429	3,515
	10	53,04	1,77	3,600	3,691
	100	66,36	1,77	4,114	4,222
	1.000	72,96	1,78	4,370	4,486
	10.000	73,89	1,78	4,406	4,523
	50.000	73,98	1,78	4,409	4,526
CMT 2D	1	43,61	1,76	3,296	3,392
	10	48,11	1,76	3,479	3,589
	100	62,34	1,77	4,058	4,215
	1.000	69,80	1,77	4,363	4,532
	10.000	70,88	1,77	4,408	4,578
	50.000	70,97	1,77	4,411	4,581
PIC 1A	1	51,46	1,83	3,879	3,974
	10	52,50	1,83	3,919	4,015
	100	52,94	1,83	3,935	4,032
	1.000	52,99	1,83	3,937	4,034
	10.000	53,00	1,83	3,938	4,035
	50.000	53,00	1,83	3,938	4,035
PIC 2A	1	0,57	1,52	1,148	1,126*
	10	4,76	1,52	1,243	1,254
	100	18,40	1,55	1,957	1,989
	1.000	25,79	1,56	2,250	2,325
	10.000	26,87	1,56	2,296	2,373
	50.000	26,97	1,56	2,300	2,377
PIC 2B	1	8,55	1,58	1,528	1,532
	10	12,89	1,59	1,740	1,755
	100	31,73	1,62	2,529	2,572
	1.000	46,61	1,65	3,128	3,187
	10.000	49,19	1,65	3,233	3,294
	50.000	49,44	1,65	3,243	3,305
PIC 4A	1	5,66	1,72	1,582	1,596
	10	10,22	1,72	1,844	1,864
	100	22,15	1,74	2,399	2,442
	1.000	27,24	1,75	2,609	2,656
	10.000	27,92	1,75	2,635	2,685
	50.000	27,98	1,75	2,638	2,687

*fator de segurança por ruptura global

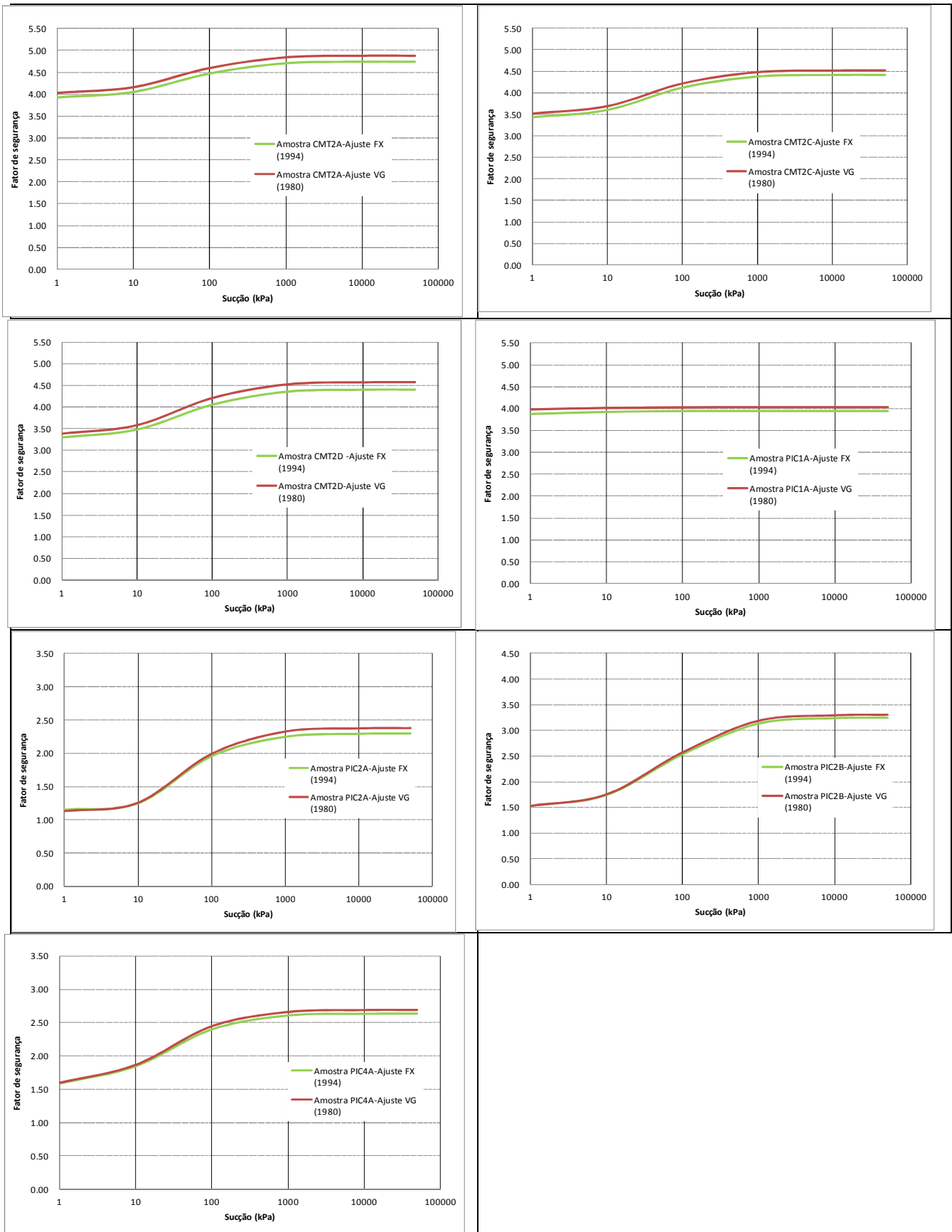


Figura 4.49: Resultado do cálculo do fator de segurança referente às propostas de ajuste (FX-Fredlund e Xing,1994 e VG- Van Genuchten-1980) dos dados experimentais das amostras do E2

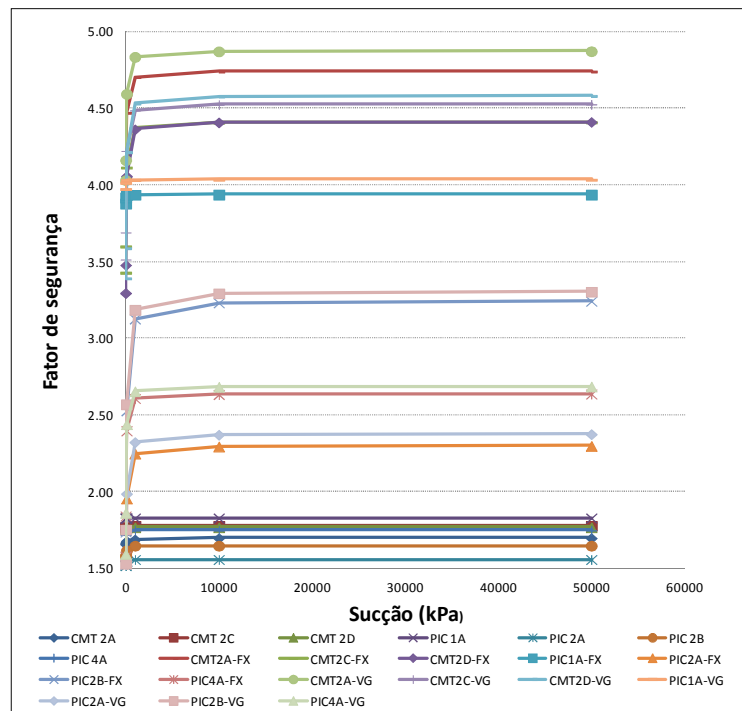


Figura 4.50: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E2

4.3 Estudo de caso 3 (E3) – Análise de ruptura de talude em solo não saturado (Calle, 2000)

A granulometria do solo do E3 foi apresentada através de sondagem à percussão ao invés do gráfico da curva granulométrica e, por isso, não foi possível realizar a aplicação dos modelos de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981) via ferramenta do VADOSE/W (Análises A1) devido à impossibilidade de se obter a porcentagem passante do tamanho das partículas.

4.3.1 Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O solo residual da amostra AL1 foi caracterizado como areia argilosa de baixa compacidade de origem basáltica entre quais se intercalam com arenito de granulação fina a média da Formação Botucatu. Segundo as sondagens à percussão realizadas no local, a sondagem S1 apontou fração granulométrica de 45% de areia,

37% de argila e 18% de silte. Somando-se a fração fina do solo obtém-se 55%, sendo este valor superior à percentagem da fração de areia condizente a um material de granulação fina. Dessa forma a curva de retenção prevista foi calculada pelas equações pertencentes ao grupo dos materiais coesos. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 37 % (média da sondagem S1); Índice de vazios: 1,20; Porosidade: 0,40; Peso específico dos grãos :29 kN/m³ – 2900 kg/m³; ψ_0 :1e7 cm (fixado); ψ_n :1 cm (fixado); a_c :7e-4 cm (fixado); m :3e-5 cm (fixado). A saída dos dados do cálculo e o gráfico de formação da curva de retenção estão no Anexo 1 (Figs. 11 a 13). A seguir é apresentada a Figura 4.51 mostrando a curva calculada sem ajuste.

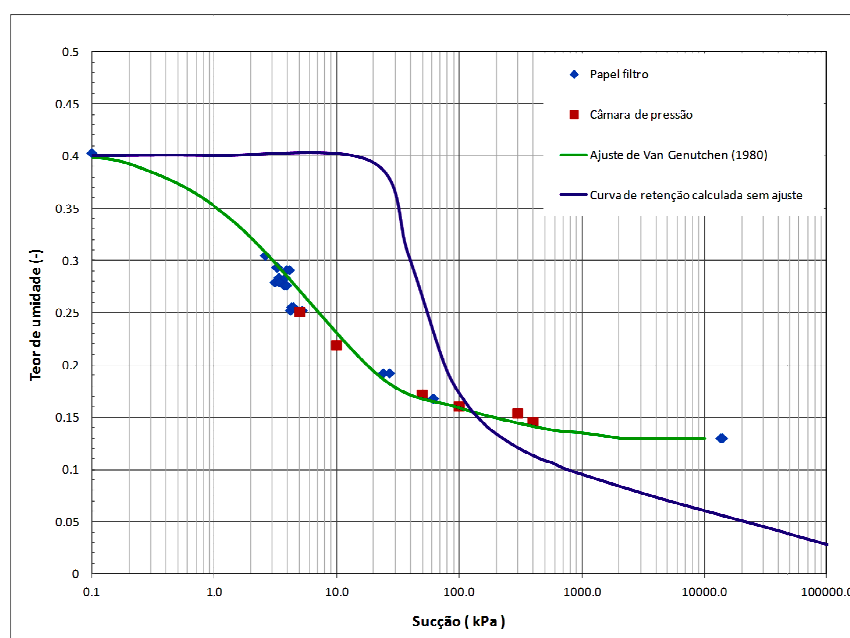


Figura 4.51: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos da amostra AL1 e ajustados pelo modelo de Van Genuchten (1980) do E3

Os dados gerados no cálculo da curva sem ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foram inseridos no programa VADOSE/W de modo que a representação seja a mesma. Foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A curva de condutividade hidráulica foi estimada pelo método de Fredlund e Xing (1994), apresentando a melhor adequação dos dados. A Figura 4.52 mostra a inserção da curva de retenção calculada e a curva de condutividade hidráulica.

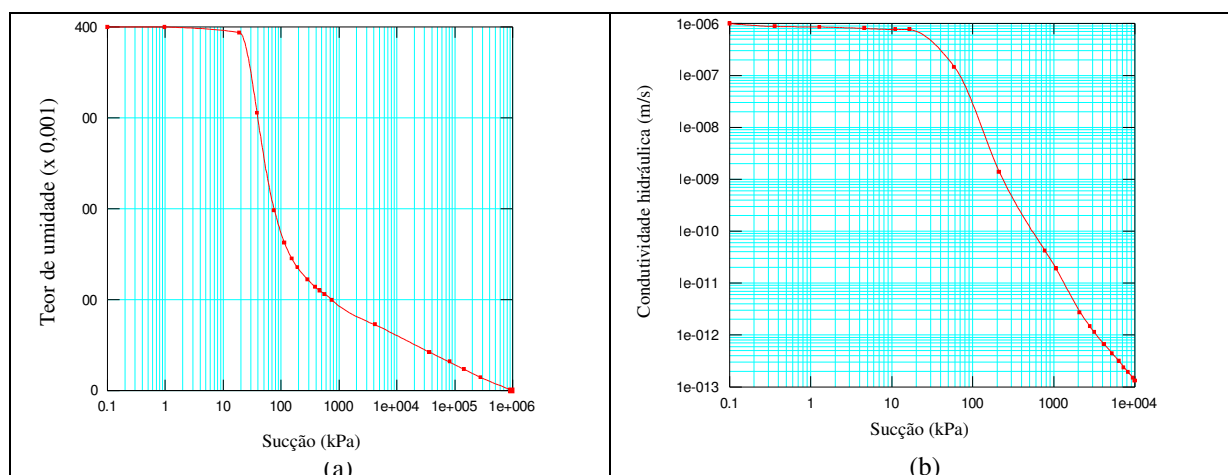


Figura 4.52: (a) curva de retenção calculada sem ajuste (E3) pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.

Simulação numérica no VADOSE/W

Foram efetuadas análises estacionárias considerando a sucção média dos perfis de infiltração para a condição de poropressão *in situ* e condição de poropressão devido a precipitação de chuva, conforme a Tabela 4.22. A sucção foi definida a partir dos perfis de infiltração do E3 tirando-se a média de sucção da profundidade de 25 m em relação a superfície da crista do talude. Desta forma foram apresentados os dados de sucção média x tempo de precipitação conforme a Figura 4.53 que mostra a sucção média com o tempo de precipitação determinados a partir das modelagens de infiltração do E3.

Tabela 4.22: Sucção média conforme as condições de poropressão

Cenário	Perfis de sucção	Sucção média (kPa)
Cenário 1 (in situ)	Condição inicial	43,33
Cenário 2 (precipitação de chuva)	t=2h p/ chuva de 20 mm/h	38,00
	t=15h p/ chuva de 20 mm/h	37,40
	t=30 min p/ chuva de 70 mm/h	42,50
	t=2h p/ chuva de 70 mm/h	40,50

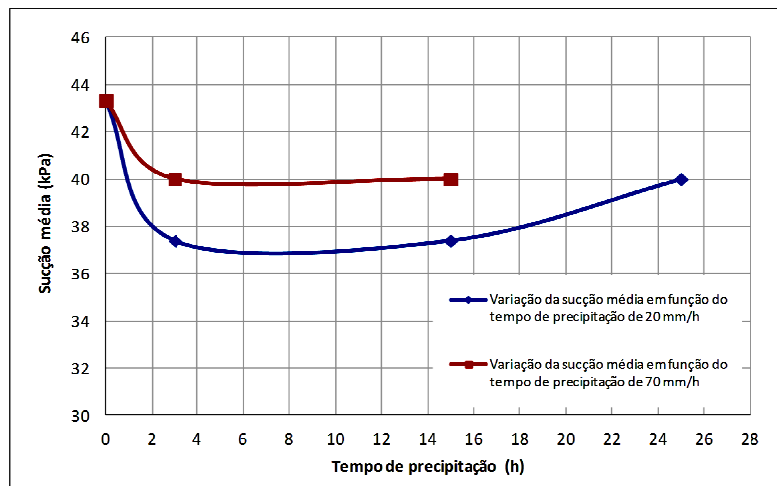


Figura 4.53: Variação da sucção média x tempo de precipitação

Análise de estabilidade

Foram adotados parâmetros de resistência efetivos do ensaio triaxial CD da Tabela 3.22 e a sucção média para o cálculo da resistência. Para cada item dos cenários apresentados foi realizada análise de estabilidade na condição não saturada com a superfície de ruptura de campo de raio de 22,1 m, centro (19,1; 29,4) e superfície de ruptura crítica. O método de Bishop foi utilizado para o cálculo do fator de segurança. A Tabela 4.23 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção calculada.

Tabela 4.23: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste E3 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)

Amostra	Cenário	E3		E3	Curva de retenção calculada sem ajuste - Aubertin			tan ϕ' (°)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
		c' (kPa)	ϕ' (°)		Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)			
AL1	Sem fenda	0	35	43.33	0.288	0.400	0.130	0.700	0.585	17.754
	Fenda com água	0	35	43.33	0.288	0.400	0.130	0.700	0.585	17.754
	Fenda seca	0	35	43.33	0.288	0.400	0.130	0.700	0.585	17.754
	20 mm/h - t=2h	0	35	38.00	0.310	0.400	0.130	0.700	0.667	17.738
	20 mm/h - t=15h	0	35	37.50	0.312	0.400	0.130	0.700	0.674	17.700
	70 mm/h - t=30 min	0	35	42.50	0.290	0.400	0.130	0.700	0.593	17.635
	70 mm/h - t=2h	0	35	40.50	0.294	0.400	0.130	0.700	0.607	17.225

As Tabelas 4.24 e 4.25 apresentam os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) calculada sem ajuste da amostra AL1. As Figuras 4.54 e 4.55 mostram a relação FS versus eixo X e as

Figuras 4.56 e 4.57 mostram os FS calculados em função da sucção. Verificou-se que FS calculados referentes à curva sem ajuste foram um pouco superiores em relação aos FS do E3 para ambas as superfícies de ruptura. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.24: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura crítica para curva calculada sem ajuste da amostra AL1-E3

Ref.	Cenário	Sucção (kPa)	E3	Aubertin
1	Sem fenda	43.33	1.126	1.166
2	Fenda seca	43.33	1.089	1.162
3	20 mm/h – t=2h	38.00	1.060	1.160
4	20 mm/h – t=15h	37.50	0.100	1.158
5	70 mm/h- t=30 min	42.50	1.000	1.156
6	70 mm/h – t=2h	40.50	0.120	1.149

Tabela 4.25: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura de campo para curva calculada sem ajuste da amostra AL1-E3

Ref.	Cenário	Sucção (kPa)	E3	Aubertin
1	Fenda com água	43.33	1.067	1.193
2	20 mm/h – t=2h	38.00	1.060	1.160
3	20 mm/h – t=15h	37.50	0.980	1.186
4	70 mm/h- t=30 min	42.50	1.050	1.205
5	70 mm/h – t=2h	40.50	1.000	1.151

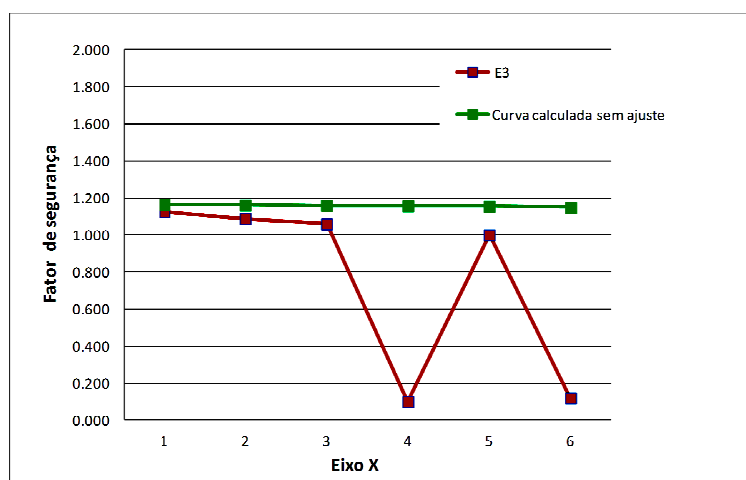


Figura 4.54: Variação do fator de segurança do E3 e da curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura crítica versus eixo X

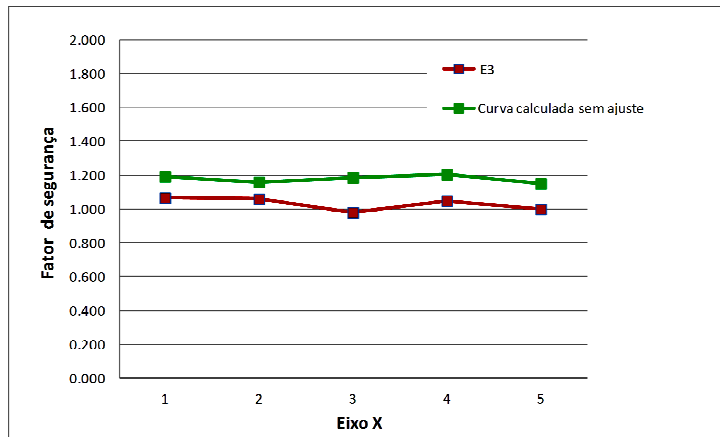


Figura 4.55: Variação do fator de segurança do E3 e da curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura de campo versus eixo X

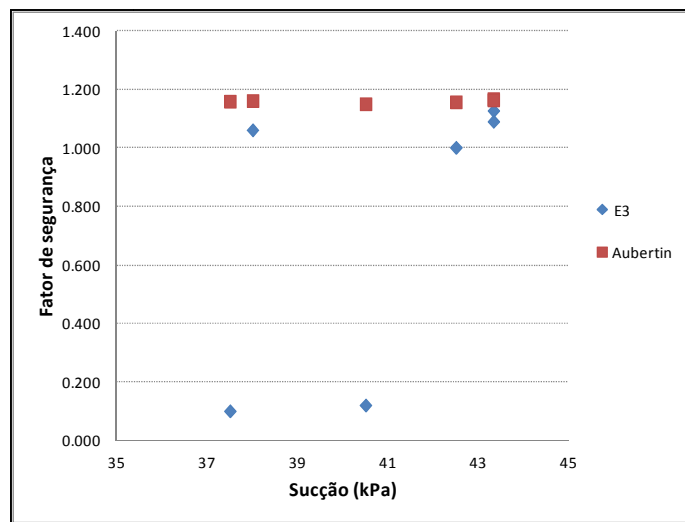


Figura 4.56: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura crítica

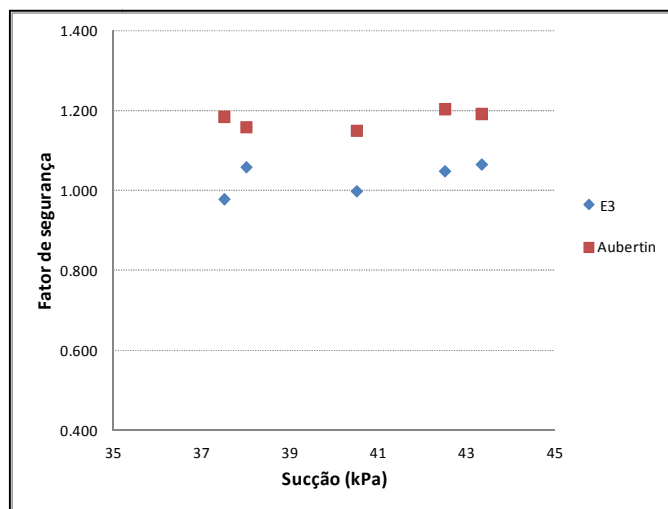


Figura 4.57: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste com superfície de ruptura de campo

4.3.2 Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

Para refinamento da curva de retenção calculada, observou-se que a curva de saturação por adesão obtida a partir do cálculo da curva de retenção foi a que mais se aproximou dos dados medidos em laboratório.

O refinamento da curva de retenção se fez pela curva de saturação por adesão através do ajuste do parâmetro a_c (coeficiente de adesão), de modo que a curva seja o mais próximo possível dos dados de medição. Os ajustes para efetuar o refinamento da curva foram calculados pela ferramenta do Excel. Os valores do parâmetro de ajuste (a_c) para cada refinamento da curva de retenção por adesão é mostrado na Tabela 4.26.

Tabela 4.26: Valores do parâmetro de ajuste da curva de retenção por adesão calculada da amostra AL1-E3

Parâmetro de ajuste	Curva de retenção sem ajuste	Refinamentos		
		1°	2°	3°
a_c	7×10^{-4}	8×10^{-4}	$7,5 \times 10^{-4}$	$7,7 \times 10^{-4}$

O refinamento da curva de retenção por adesão obteve boa aproximação dos dados medidos com o segundo refinamento a partir da variação do parâmetro a_c , embora tenha apresentado uma ampla dispersão para altas sucções. Notou-se que os pontos notáveis da curva prevista não foram evidentes tornando assim uma curva abatida. O resultado do refinamento é apresentado na Figura 4.58.

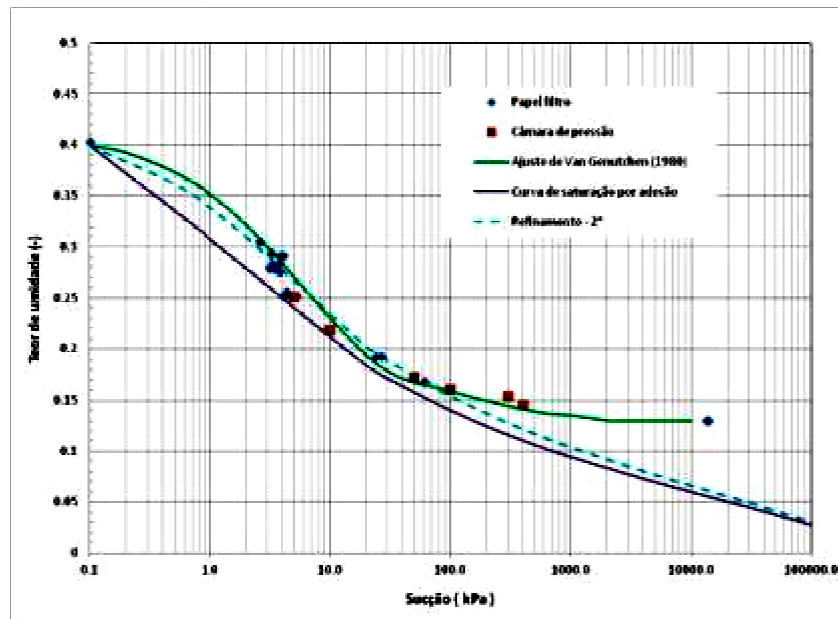


Figura 4.58: Curva de retenção com ajuste da Amostra AL1(E3) com os parâmetros do modelo de Aubertin et al.(2003)

Os dados gerados no cálculo da curva ajustada foram inseridos no programa VADOSE/W e foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A Figura 4.59a mostra a inserção da curva de retenção com ajuste no programa VADOSE/W. A curva de condutividade hidráulica foi estimada pelo método de Van Genuchten (1980) e apresentou a melhor adequação dos dados. A Figura 4.59b mostra a inserção da curva de retenção com ajuste e a curva de condutividade hidráulica.

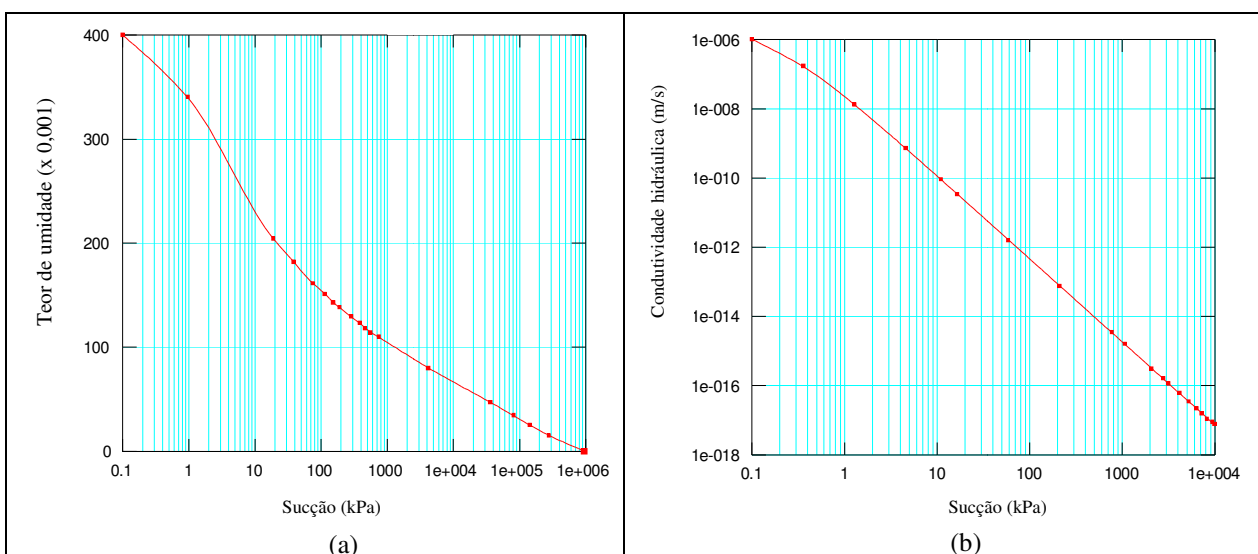


Figura 4.59: (a) curva de retenção com ajuste da amostra AL1(E3) pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.

Simulação numérica no VADOSE/W

Adotado as mesmas condições da análise do item 4.3.1.

Análise de estabilidade

Adotadas as mesmas condições da análise do item 4.3.1. A Tabela 4.27 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção ajustada.

Tabela 4.27: Valores de resistência calculados para curva de retenção com ajuste E3 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)

Amostra	Cenário	E3		Curva de retenção calculada com ajuste - Aubertin			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)	
		c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)				Teor de umidade volumétrica residual (-)
AL1	Sem fenda	0	35	43.33	0.178	0.400	0.143	0.700	0.136	4.132
	Fenda com água	0	35	43.33	0.178	0.400	0.143	0.700	0.136	4.132
	Fenda seca	0	35	43.33	0.178	0.400	0.143	0.700	0.136	4.132
	20 mm/h – t=2h	0	35	38.00	0.183	0.400	0.143	0.700	0.156	4.141
	20 mm/h – t=15h	0	35	37.50	0.184	0.400	0.143	0.700	0.160	4.189
	70 mm/h- t=30 min	0	35	42.50	0.179	0.400	0.143	0.700	0.140	4.169
	70 mm/h – t=2h	0	35	40.50	0.181	0.400	0.143	0.700	0.148	4.193

As Tabelas 4.28 e 4.29 apresentam os valores calculados do fator de segurança para curva com ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) da amostra AL1. As Figuras 4.60 e 4.61 mostram a relação FS versus eixo X e a comparação do FS da curva de retenção sem ajuste e com ajuste. As Figuras 4.62 e 4.63 mostram os FS calculados em função da sucção. Verificou-se que os FS calculados para ambas as superfícies de ruptura foram inferiores aos FS do E3. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.28: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura crítica para curva com ajuste da amostra AL1-E3

Ref.	Cenário	Sucção (kPa)	E3	Aubertin
1	Sem fenda	43.33	1.126	0.682
2	Fenda seca	43.33	1.089	0.676
3	20 mm/h – t=2h	38.00	1.060	0.676
4	20 mm/h – t=15h	37.50	0.100	0.679
5	70 mm/h- t=30 min	42.50	1.000	0.678
6	70 mm/h – t=2h	40.50	0.120	0.679

Tabela 4.29: Cálculo do fator de segurança obtido com superfície de ruptura de campo para curva com ajuste da amostra AL1-E3

Ref.	Cenário	Sucção (kPa)	E3	Aubertin
1	Fenda com água	43.33	1.067	0.728
2	20 mm/h – t=2h	38.00	1.060	0.736
3	20 mm/h – t=15h	37.50	0.980	0.736
4	70 mm/h- t=30 min	42.50	1.050	0.735
5	70 mm/h – t=2h	40.50	1.000	0.736

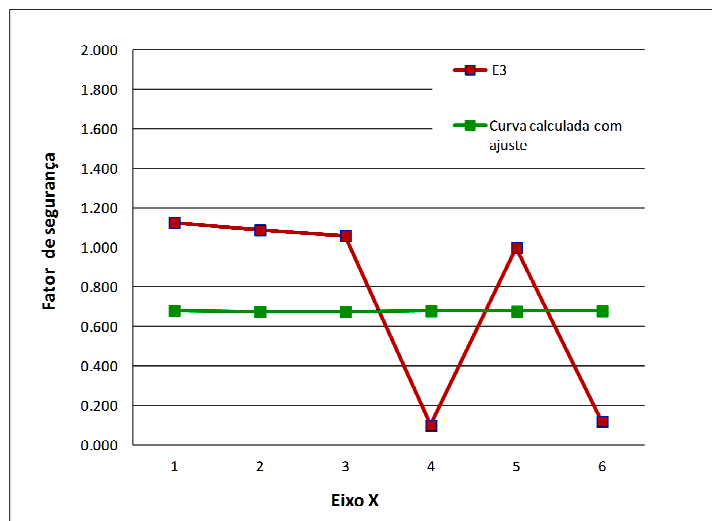


Figura 4.60: Variação do fator de segurança do E3 e da curva com ajuste referente a superfície de ruptura crítica versus eixo X

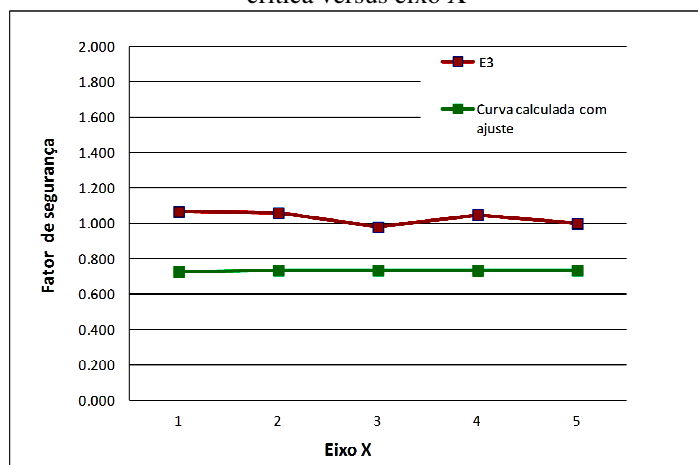


Figura 4.61: Variação do fator de segurança do E3 e da curva com ajuste referente a superfície de ruptura de campo versus eixo X

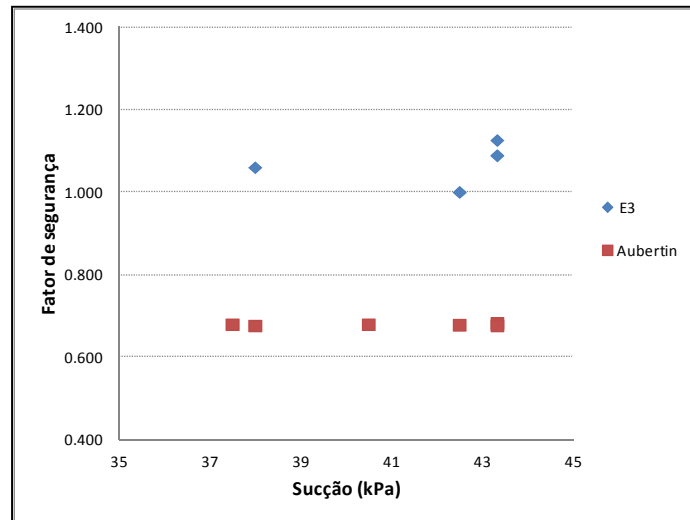


Figura 4.62: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste com superfície de ruptura crítica

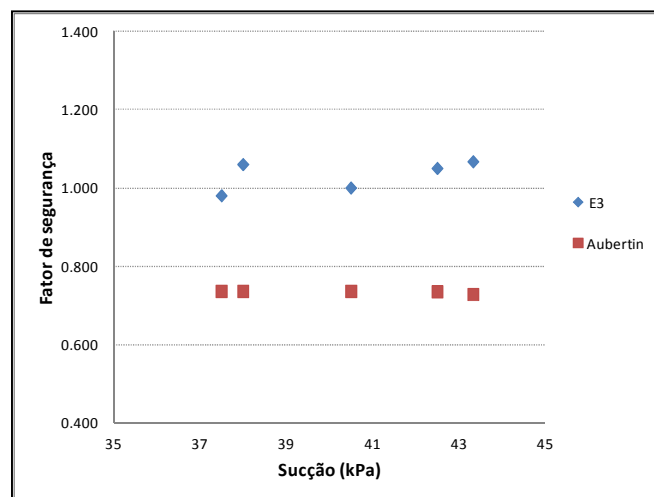


Figura 4.63: Variação do fator de segurança do E3 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste com superfície de ruptura de campo

4.3.3 Análise A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.

Os dados experimentais de sucção da curva de retenção do estudo de caso 3 foram ajustados através da proposição apresentada por Van Genuchten (1980). Os parâmetros de ajustes da proposta de Van Genuchten (1980) estão relacionados na Tabela 3.36 e indicado na Figura 3.7. Os parâmetros de ajustes calculados pela proposta

de Fredlund e Xing (1994) foram $a=1.0$, $m=0.38$, $n=2.15$, seguindo os procedimentos referentes às equações 4.3 a 4.8.

A Figura 4.64 mostra o ajuste realizado com dados experimentais com as duas propostas de ajuste. Como pode ser visto através da Figura 4.64, a proposta de Fredlund e Xing (1994) possibilitou um bom ajuste em relação aos dados experimentais da amostra da AL1.

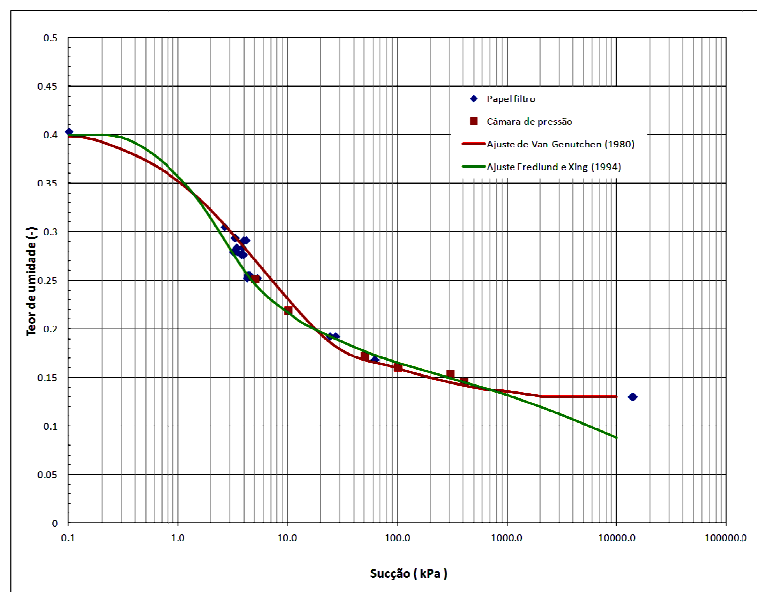


Figura 4.64: Dados experimentais da amostra AL1 ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) em comparação com ajuste de Van Genuchten (1980) do E3

Análises de estabilidade

As ferramentas de análise utilizadas foram SLOPE/W e VADOSE/W considerando análises estacionárias. No trabalho de Calle (2000), a resistência não saturada foi obtida pelo método proposto por Fredlund et. al (1978) acoplado ao efeito da infiltração da água e distribuição de poropressão representadas pelos perfis de sucção do solo. Portanto, para saber o quanto de acréscimo que a coesão do solo ganhou com o aumento da sucção, supondo que o ângulo de atrito interno do solo permaneça constante utiliza-se a equação 4.9:

$$C = c' + (u_a - u_w)tg\phi^b \quad (4.9)$$

$c' = 0$ kPa- ensaio triaxial com amostra saturada

$\phi^b = 20^\circ$ - ensaio triaxial com controle de sucção

Tabela 4. 30: Coesão aparente para várias condições de poropressão

Cenário	Perfis de sucção	Sucção média (kPa)	Coesão aparente (kPa)
Cenário 1 (in situ)	Condição inicial	43,33	15,73
Cenário 2 (precipitação de chuva)	t=2h p/ chuva de 20 mm/h	38,00	13,79
	t=15h p/ chuva de 20 mm/h	37,40	13,57
	t=30 min p/ chuva de 70 mm/h	42,50	15,42
	t=2h p/ chuva de 70 mm/h	40,50	14,70

Definiu-se o método de Bishop Simplificado (1955) para a determinação do fator de segurança. Os dados necessários para realizar as análises constam na Tabela 3.40. A Tabela 4.31 e as Figuras 4.65 e 4.66 mostram o resultado do cálculo do fator de segurança. As Figuras 4.67 e 4.68 mostram os FS calculados em função da sucção e indicam que houve boa aproximação entre as duas propostas de ajuste para ambas as superfícies de ruptura. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.31: Resultado do cálculo do fator de segurança das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra do AL1 do E3

Eixo X	Cenário	Fator de segurança						
		Calle (2000) Ajuste de Van Genuchten (1980)		Slope-Vadose Ajuste de Van Genuchten (1980)		Slope-Vadose Ajuste Fredlund e Xing (1994)		
		Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica	Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica	Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica	
1	1	Sem fenda	-	1,126 c(22.1,26.4)	1,133	1,103 c(19.73,30.41)	1,133	1,101 c(18.49,31.44)
2		Fenda com água	1,067	-	1,133	1,062 c(21.29,28.49)	1,133	1,062 c(21.29,28.49)
3		Fenda seca	-	1,089	1,133	1,104 c(21.35,28.49)	1,133	1,104 c(23,27)
4	2	20 mm/h – t=2h	1,06	1,06 c(19.1,29.4)	1,065	1,048 c(21.32,28.52)	1,065	1,038 c(18.57,30.15)
5		20 mm/h – t=15h	0,98	0,10 c(22.6,31.6)	1,057	1,041 c(16.03,31.14)	1,057	1,041 c(16.03,31.14)
6		70	1,05	1,00	1,122	1,094	1,122	1,094

Eixo X	Cenário	Fator de segurança					
		Calle (2000) Ajuste de Van Genuchten (1980)		Slope-Vadose Ajuste de Van Genuchten (1980)		Slope-Vadose Ajuste Fredlund e Xing (1994)	
		Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica	Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica	Superfície de ruptura de campo c(19.1,29.4)	Superfície de ruptura crítica
	mm/h- t=30 min		c(18.3,33.2)		c(21.63,28.16)		c(21.63,28.16)
7	70 mm/h – t=2h	1,00	0,12 c(25,31.8)	1,096	1,074 c(21.22,28.48)	1,096	1,074 c(21.22,28.48)

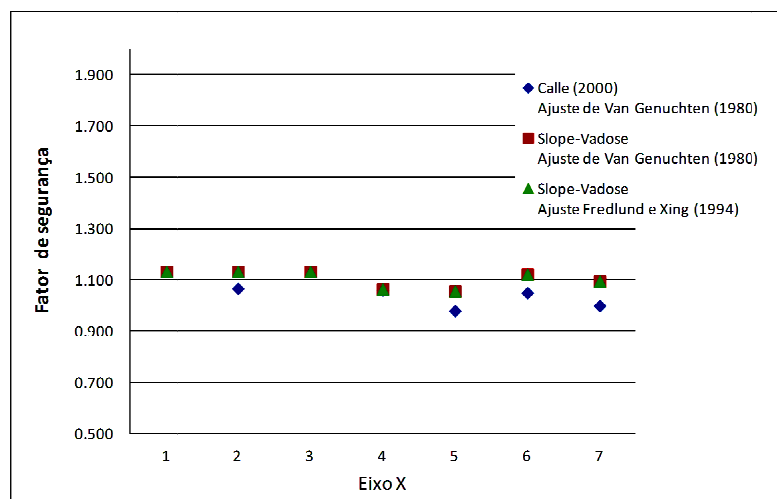


Figura 4.65: Fator de segurança referente a superfície de ruptura de campo das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra AL1 do E3.

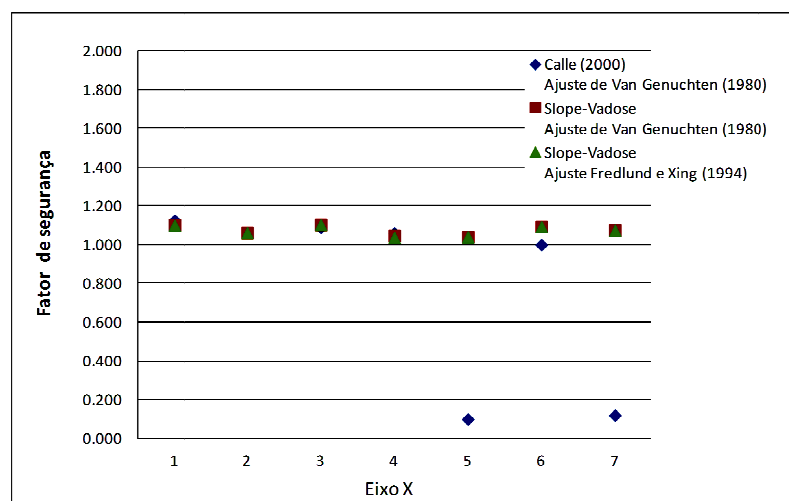


Figura 4.66: Fator de segurança referente a superfície de ruptura crítica das propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra AL1 do E3.

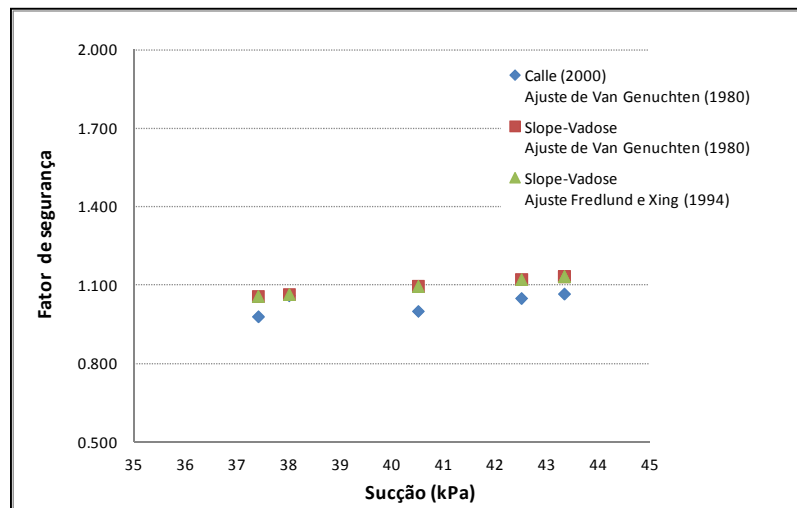


Figura 4.67: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E3 para superfície de ruptura de campo

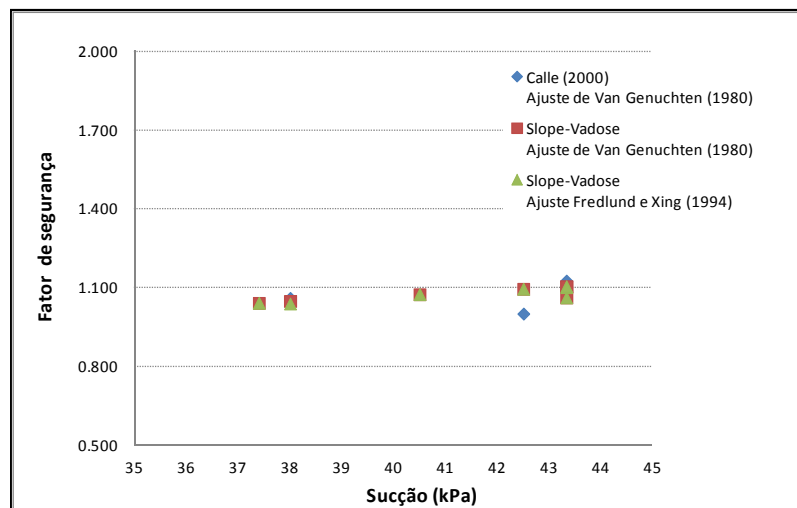


Figura 4.68: Variação do fator de segurança em função da sucção referente as duas proposta de ajustes do E3 para superfície de ruptura crítica

4.4 Estudo de caso 4 (E4) – Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG de Lopes (2006)

4.4.1 Análise A1 – Aplicação dos modelos de Arya e Paris (1981) e Aubertin et al.(2003) para previsão de curva de retenção via ferramenta VADOSE/W

As curvas de retenção de umidade dos modelos de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981) foram geradas pela ferramenta do VADOSE/W

utilizando os dados do E4 conforme Tabelas 3.36 e 3.40 e curva granulométrica da Figura 3.32. A curva de condutividade hidráulica foi estimada pelo método de Fredlund e Xing (1994) e Van Genuchten (1980), respectivamente. As Figuras 4.69 e 4.70 mostram a saída dos dados da curva de retenção de cada modelo de previsão e curva de condutividade hidráulica.

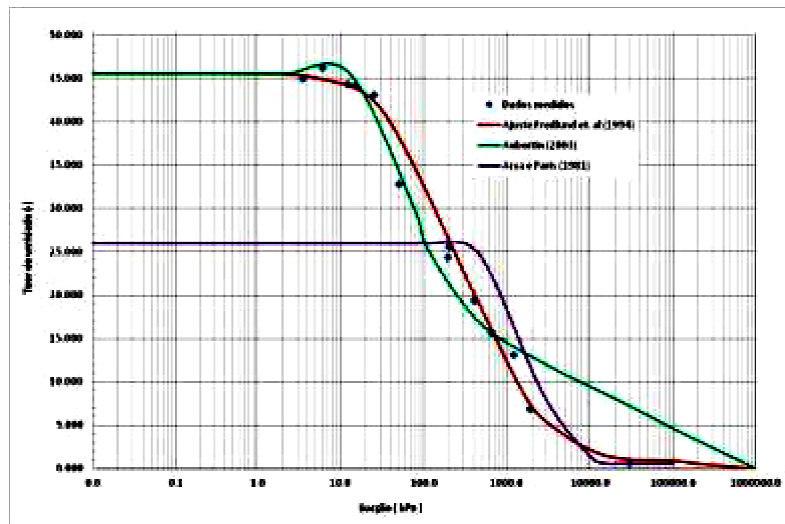


Figura 4.69: Saída dos dados dos modelos de previsão da curva de retenção em comparação com a curva de retenção do E4

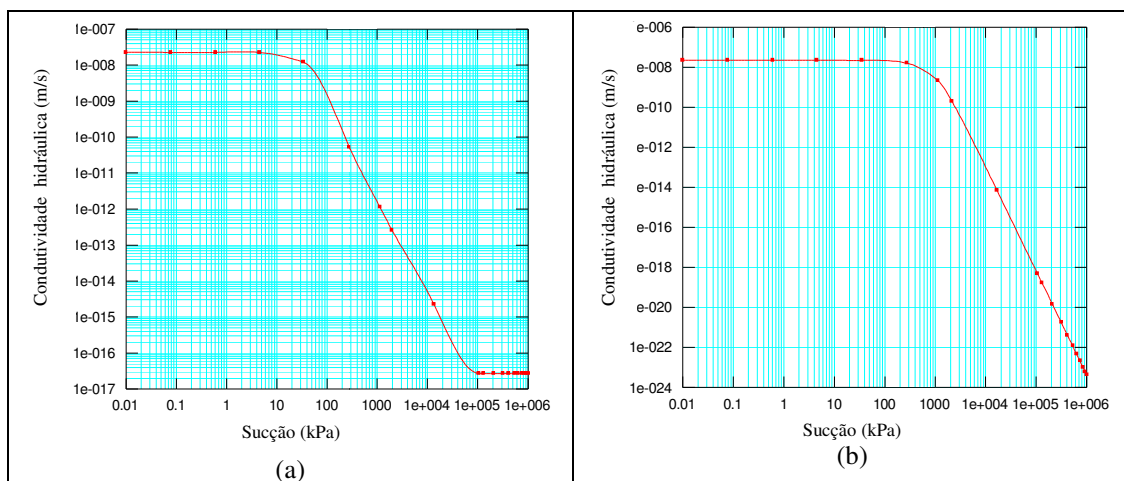


Figura 4.70: Curvas de condutividade hidráulica (E4): (a) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Aubertin; (b) Saída dos dados da curva do modelo de previsão de Arya e Paris.

Simulação numérica no VADOSE/W

Efetuada análises estacionárias representando a condição final de poropressão.

Análise de estabilidade

Foram realizadas análises de estabilidade convencionais a partir dos dados medidos em laboratório uma vez que o E4 não efetuou esse tipo de análise. Um comportamento não linear da resistência em função da sucção foi identificado nos ensaios de resistência não saturada. Dessa forma obteve-se uma envoltória de resistência não linear. Os parâmetros de resistência não saturada constam na Tabela 3.35 do E4 e replicado na Tabela 4.32. A Tabela 4.32 sintetiza os resultados dos cálculos do fator de segurança das análises convencionais. O método de Morgenstern-Price foi utilizado para o cálculo do fator de segurança. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.32: Resultado das análises de estabilidade convencional na condição não saturada (E4)

Sucção (kPa)	Coesão aparente (kPa)	ϕ'	FS
0	26,64	15,32	0,986
25	136,53	18,46	3,534
50	158,26	24,79	4,218
100	202,79	22,38	5,139
200	226,06	32,31	5,961

$$\gamma_{\text{nat}}=15,95 \text{ kN/m}^3$$

Para o cálculo da resistência não saturada foi adotado parâmetros de resistência efetivos do ensaio cisalhamento direto da amostra submersa, sendo c' igual a 26,21 kPa e ϕ' igual a 15,40°. As Tabelas 4.33 e 4.34 apresentam os valores de resistência calculados dos dois modelos de previsão de curva de retenção.

Tabela 4.33: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa (amostra SR3) baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4

E4		E4	Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Aubertin			$\tan\phi'$ (°)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' (°)	Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
26.21	15.4	0	0.456	0.456	0.168	0.275	1.000	26.210
26.21	15.4	25	0.410	0.456	0.168	0.275	0.840	31.995
26.21	15.4	50	0.345	0.456	0.168	0.275	0.615	34.673
26.21	15.4	100	0.259	0.456	0.168	0.275	0.316	34.912
26.21	15.4	200	0.214	0.456	0.168	0.275	0.160	35.008

Tabela 4.34: Valores de resistência calculados da curva de retenção gerada pelo programa (amostra SR3) baseada no modelo de Arya e Paris (1981)-E4

E4		E4	Curva de retenção obtida pelo Vadose/W - Arya e Paris			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
26.21	15.4	0	0.259	0.259	0.0054	0.275	1.000	26.210
26.21	15.4	25	0.259	0.259	0.0054	0.275	1.000	33.095
26.21	15.4	50	0.259	0.259	0.0054	0.275	1.000	39.980
26.21	15.4	100	0.259	0.259	0.0054	0.275	1.000	53.750
26.21	15.4	200	0.251	0.259	0.0054	0.275	0.968	79.552

A Tabela 4.35 apresenta o cálculo do fator de segurança da aplicação dos dois modelos de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981) e a Figura 4.71 mostra a variação do fator de segurança dos modelos juntamente com o FS do E4. As análises se encontram em cd.

Tabela 4. 35: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) para amostra SR3(E4)

Ref.	Sucção (kPa)	E4	Arya-Paris	Aubertin
1	0	0.986	0.971	0.856
2	25	3.534	0.984	0.964
3	50	4.218	1.054	1.040
4	100	5.139	1.071	1.044
5	200	5.961	1.239	1.052

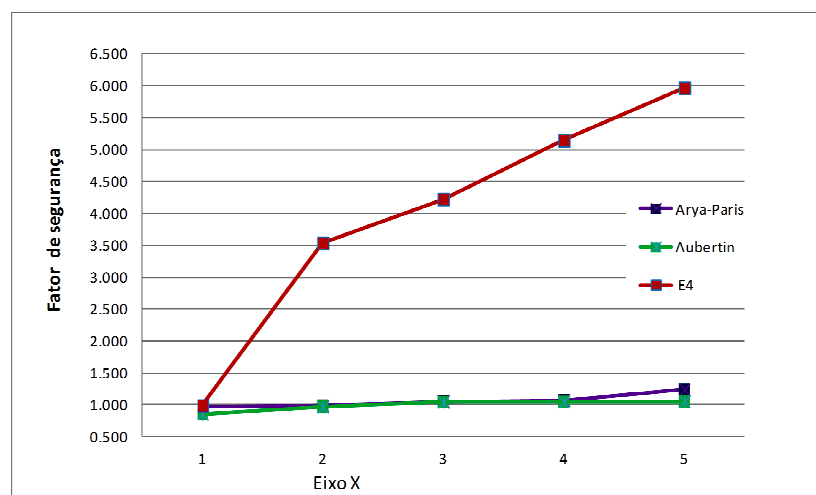


Figura 4.71: Variação do fator de segurança do E4 e dos modelos de previsão versus eixo X

Verificou-se que os valores de FS obtidos através do modelo de Vanapalli (1996) foram inferiores aos valores de FS obtidos a partir da aplicação dos dados experimentais do ensaio, o que implica em análises muito conservadoras. Em razão dos

resultados discrepantes entre os FS obtidos (Figura 4.71) foi empregado o modelo de resistência de Vilar (2006) para o cálculo da resistência não saturado. Para aplicação do modelo de Vilar (2006) foram usados os valores de resistência do ensaio de cisalhamento direto convencional da amostra submersa da Figura 3.23 tendo como referência a Tabela 3.32. A Tabela 4.36 apresenta os valores de resistência calculados pelo modelo de Vilar (2006) e o cálculo do fator de segurança.

Tabela 4. 36: Valores de resistência calculados através do modelo de resistência de Vilar (2006)-E4

E4		E4	E4	Modelo de Vilar (2006)		tan ϕ' ($^{\circ}$)	Equação de Vilar (2006) (kPa)	FS
c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção (kPa)	Resistência máxima obtida no ensaio (kPa)	a	b			
26.21	15.4	0	26.00	3.631	0.000	0.275	26.210	0.975
26.21	15.4	25	36.00	3.631	0.102	0.275	30.252	1.065
26.21	15.4	50	40.00	3.631	0.073	0.275	33.100	1.131
26.21	15.4	100	56.00	3.631	0.034	0.275	40.520	1.297
26.21	15.4	200	80.00	3.631	0.019	0.275	53.424	1.585

A Tabela 4.37 apresenta o cálculo do fator de segurança da aplicação dos dois modelos de previsão de Aubertin et al.(2003) e Arya e Paris (1981). A Figura 4.72 mostra a variação do fator de segurança dos modelos juntamente com o FS do E4 a partir da aplicação do modelo de Vilar (2006). Observou-se que quando se utilizou o modelo de resistência de Vilar (2006), que considera ϕ^b menor ou igual ϕ' para baixas sucções, houve aproximação dos FS calculados. A Figura 4.73 mostra os fatores de segurança obtidos pelos os dois modelos de previsão em função da sucção. Verificou-se que os FS se aproximaram até o nível de sucção de 100 kPa e, comparando-se com FS do E4, estes foram superiores e crescentes em função do aumento da sucção. Além disso, observou-se que os FS se aproximaram até o nível de sucção de 100 kPa. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.37: Cálculo do fator de segurança dos modelos de previsão analisados, Arya-Paris (1980) Aubertin et al.(2003) em comparação com FS do modelo de Vilar (2006)-E4

Ref. Eixo x	Sucção (kPa)	E4	Arya- Paris	Aubertin
1	0	0.975	0.971	0.856
2	25	1.065	0.984	0.964
3	50	1.131	1.054	1.040
4	100	1.297	1.071	1.044
5	200	1.585	1.239	1.052

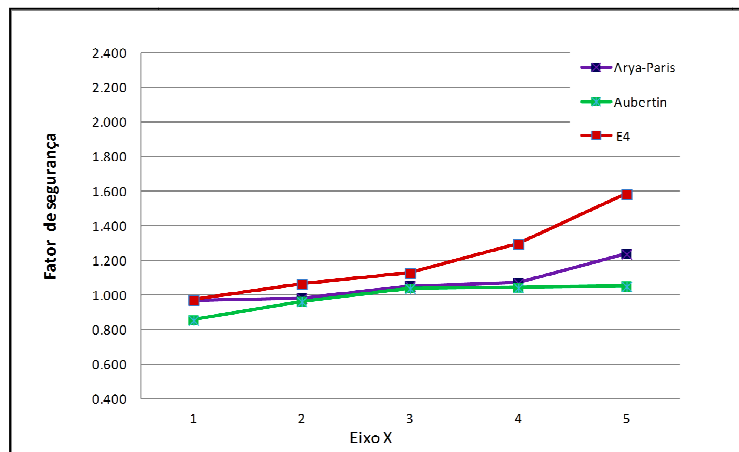


Figura 4.72: Variação do fator de segurança do modelo de Vilar (2006) (E4) e dos modelos de previsão versus eixo X

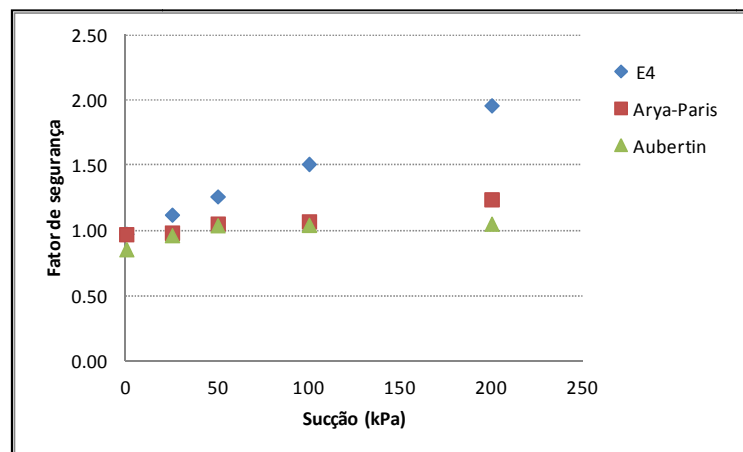


Figura 4.73: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente aos modelos de previsão de curva de retenção

4.4.2 Análise A2 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção sem ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O cálculo da curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foi realizado através das equações empíricas referentes à Tabela 2.7 e aos dados geotécnicos da Tabela 3.36. O material foi classificado por meio da classificação unificada (SUCS) como silte de baixa plasticidade (amostra SR3) e dessa forma condiz a um tipo de material coeso. A partir dessa definição, as equações foram direcionadas e calculadas para esse tipo de material. Os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez: 37 %; Índice de vazios: 0,82; Porosidade: 45,62% - 0,4562; Peso específico dos grãos : 27,0 kN/m³ – 2700 kg/m³; ψ_0 :1e7 cm (fixado); ψ_n :1cm

(fixado); $a_c : 7 \times 10^{-4} \text{ cm}$ (fixado); $m : 3 \times 10^{-5} \text{ cm}$ (fixado). A saída dos dados do cálculo e o gráfico de formação da curva de retenção estão no Anexo 1 (Figs. 14 a 16). A seguir é apresentada a Figura 4.74 mostrando a curva calculada sem ajuste.

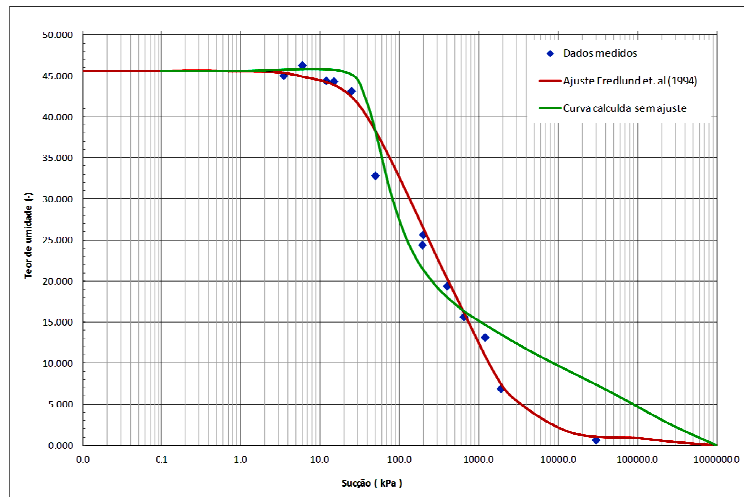


Figura 4.74: Curva de retenção calculada sem ajuste em comparação com os dados medidos e ajustados pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) do E4

Os dados gerados no cálculo da curva sem ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) foram inseridos no programa VADOSE/W e foram utilizados os dados da Tabela 3.40. A curva de condutividade hidráulica foi estimada pelo método de Green e Corey (1971), e apresentou a melhor adequação dos dados. A Figura 4.75 mostra a inserção da curva de retenção calculada sem ajuste e a curva de condutividade hidráulica.

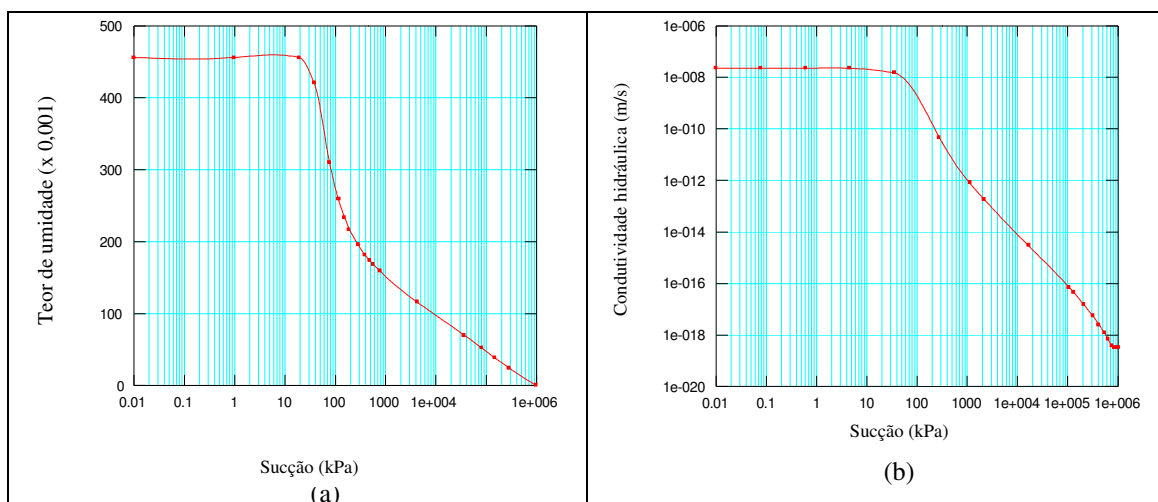


Figura 4.75: (a) curva de retenção calculada sem ajuste (E4) pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W.

Simulação numérica no VADOSE/W

Adotado a mesma condição da análise do item 4.4.1

Análise de estabilidade

Adotado o mesmo método de aplicação do item 4.4.1. A Tabela 4.38 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção calculada sem ajuste.

Tabela 4.38: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada sem ajuste do E4 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4

E4		E4	Curva de retenção calculada sem ajuste - Aubertin			tan ϕ' ($^{\circ}$)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' ($^{\circ}$)	Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
26.21	15.4	0	0.456	0.456	0.192	0.275	1.000	26.210
26.21	15.4	25	0.450	0.456	0.192	0.275	0.977	32.939
26.21	15.4	50	0.390	0.456	0.192	0.275	0.750	36.538
26.21	15.4	100	0.280	0.456	0.192	0.275	0.333	35.390
26.21	15.4	200	0.218	0.456	0.192	0.275	0.098	31.635

A Tabela 4.39 apresenta os valores calculados do fator de segurança para curva do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) que foi calculada em comparação com FS do modelo de resistência de Vilar (2006). A Figura 4.76 mostra a relação FS versus eixo X para melhor visualização da variação do fator de segurança. A Figura 4.77 mostra os FS calculados em função da sucção. Verificou-se que FS calculados referente a curva sem ajuste foram inferiores em relação aos FS do E4, embora tenha ocorrido boa aproximação dos FS até o nível de sucção de 50 kPa. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.39: Cálculo do fator de segurança da curva calculada sem ajuste do E4

Ref. Eixo x	Sucção (kPa)	E4	Aubertin
1	0	0.975	0.818
2	25	1.065	0.971
3	50	1.131	1.053
4	100	1.297	1.027
5	200	1.585	0.941

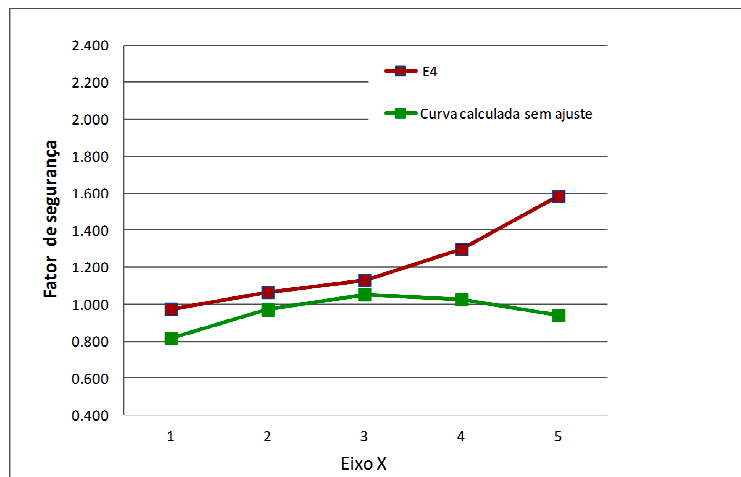


Figura 4.76: Variação do fator de segurança do E4 e da curva de retenção calculada sem ajuste versus eixo X

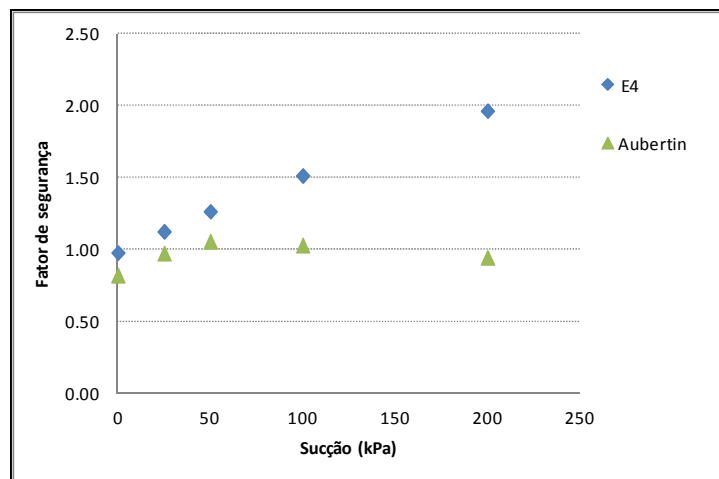


Figura 4.77: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente a curva calculada sem ajuste.

4.4.3 Análise A3 – Aplicação do modelo de Aubertin et al.(2003) para previsão da curva de retenção com ajuste seguindo os procedimentos das equações empíricas

O refinamento da curva calculada inicialmente foi realizado através do procedimento de ajustes dos parâmetros m (parâmetro de distribuição dos poros) e a_c (coeficiente de adesão), de modo que a curva de previsão calculada seja o mais próximo possível dos dados de medição. Para realização do refinamento da curva de retenção foi utilizado a ferramenta do Excel e os dados necessários para o cálculo foram: Limite de liquidez :37 %; Índice de vazios : 0,82; Porosidade: 45,6% - 0,456; Peso específico dos

grãos : $27,0 \text{ kN/m}^3 - 2700 \text{ kg/m}^3$; $\psi_0 : 1e7 \text{ cm}$ (fixado); $\psi_n : 1\text{cm}$ (fixado); a_c : (modificado); m : (modificado). Os valores dos parâmetros de ajustes para cada refinamento da curva de retenção é mostrado na Tabela 4.40:

Tabela 4. 40: Valores dos parâmetros de ajustes da curva de retenção calculada (E4)

Parâmetros de ajustes	Curva de retenção sem ajuste	Refinamentos		
		1°	2°	3°
m	3×10^{-5}	1×10^{-5}	$1,3 \times 10^{-5}$	1×10^{-5}
a_c	7×10^{-4}	5×10^{-4}	$6,5 \times 10^{-4}$	8×10^{-4}

Foram realizadas 3 tentativas de refinamento da curva de retenção para aproximar o máximo possível dos dados de medição. Com o resultado do refinamento apenas o valor de entrada de ar obteve um bom resultado e em relação ao valor de sucção residual não foi possível realizar o refinamento. O resultado do refinamento está apresentado na Figura 4.78.

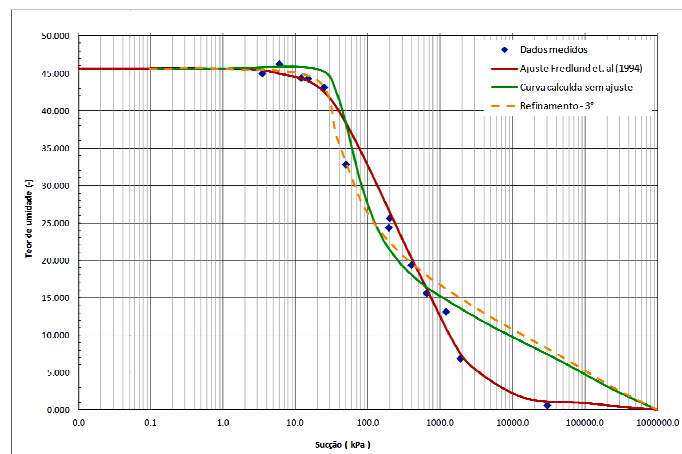


Figura 4.78: Curva de retenção com ajuste do E4 com os parâmetros do modelo de Aubertin et al.(2003)

Os dados da curva calculada com ajuste foram inseridos no programa VADOSE/W com os dados da Tabela 3.40. A Figura 4.79 mostra a curva de retenção ajustada inserida no programa VADOSE/W e a curva de condutividade hidráulica estimada pelo método de Green e Corey (1971).

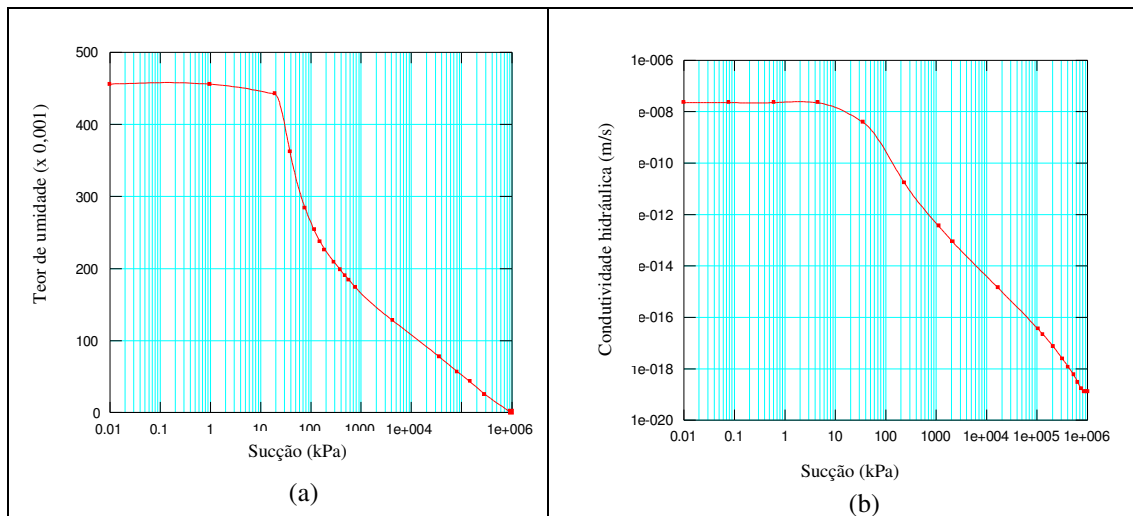


Figura 4.79: (a) curva de retenção calculada com ajuste E4 do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003); (b) curva de condutividade hidráulica gerada pelo programa VADOSE/W

Simulação numérica no VADOSE/W

Adotado a mesma condição da análise do item 4.4.1.

Análise de estabilidade

Adotado o mesmo método de aplicação do item 4.4.1. A Tabela 4.41 apresenta os valores de resistência calculados utilizando a curva de retenção com ajuste.

Tabela 4.41: Valores de resistência calculados da curva de retenção calculada com ajuste do E4 baseada no modelo de Aubertin et al.(2003)-E4

E4		E4	Curva de retenção calculada com ajuste - Aubertin			$\tan\phi'$ (°)	Teor de umidade normalizado (-)	Equação de Vanapalli (1996) (kPa)
c' (kPa)	ϕ' (°)	Sucção (kPa)	Teor de umidade volumétrica ref. a sucção (-)	Teor de umidade volumétrica saturado (-)	Teor de umidade volumétrica residual (-)			
26.21	15.4	0	0.456	0.456	0.220	0.275	1.000	26.210
26.21	15.4	25	0.440	0.456	0.220	0.275	0.932	32.628
26.21	15.4	50	0.340	0.456	0.220	0.275	0.508	33.212
26.21	15.4	100	0.265	0.456	0.220	0.275	0.191	31.461
26.21	15.4	200	0.228	0.456	0.220	0.275	0.034	28.077

A Tabela 4.42 apresenta os valores calculados do fator de segurança da curva com ajuste do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) em comparação com FS do modelo de Vilar (2006). A Figura 4.80 mostra a relação FS versus eixo X para melhor visualização da variação do fator de segurança. A Figura 4.81 mostra os FS calculados em função da sucção. Verificou-se que os FS calculados foram inferiores aos

FS do E4, embora tenha apresentado boa aproximação até o nível de sucção de 50 kPa. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.42: Cálculo do fator de segurança da curva com ajuste do E4

Ref. Eixo x	Sucção (kPa)	E4	Aubertin
1	0	0.975	0.965
2	25	1.065	1.109
3	50	1.131	1.122
4	100	1.297	1.083
5	200	1.585	1.007

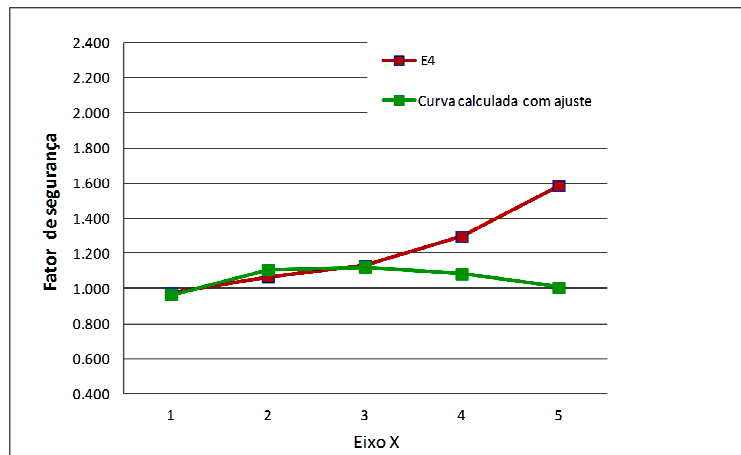


Figura 4. 80: Variação do fator de segurança do E4 e da curva de retenção com ajuste versus eixo X

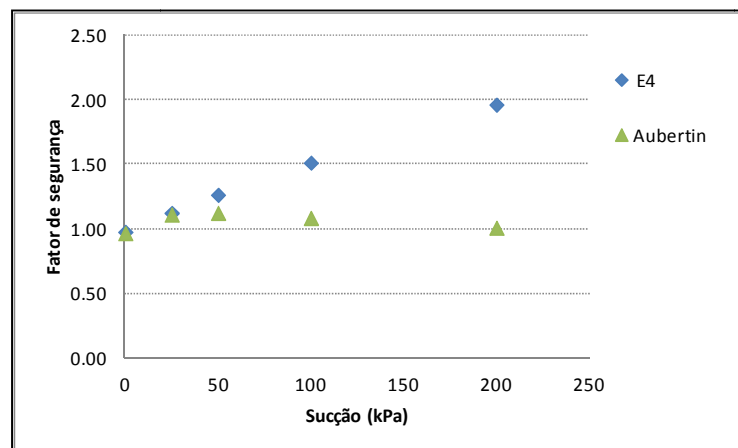


Figura 4. 81: Variação do fator de segurança do E4 em função da sucção referente a curva calculada com ajuste.

4.4.4 Análise A4 – Análises para verificação da influência das equações propostas por Van Genuchten (1980) ou de Fredlund e Xing (1994) nas análises de estabilidade.

Os dados experimentais de sucção da amostra SR3 da curva de retenção do estudo de caso 4 foram ajustados através da proposição apresentada por Fredlund e Xing (1994). Os parâmetros de ajustes da proposta de Fredlund e Xing (1994) estão relacionados na Tabela 3.36 e indicados na Figura 3.20(c). Os parâmetros de ajustes da proposta de Van Genuchten (1980) foram calculados através do software RETC e foram $a=87.5$, $m=0.38$, $n=1.565$.

A Figura 4.82 mostra o ajuste realizado com dados experimentais com as duas propostas de ajuste. Como pode ser visto através da Figura 4.82, a proposta de Van Genuchten (1980) possibilitou um bom ajuste em relação aos dados experimentais da amostra da SR3.

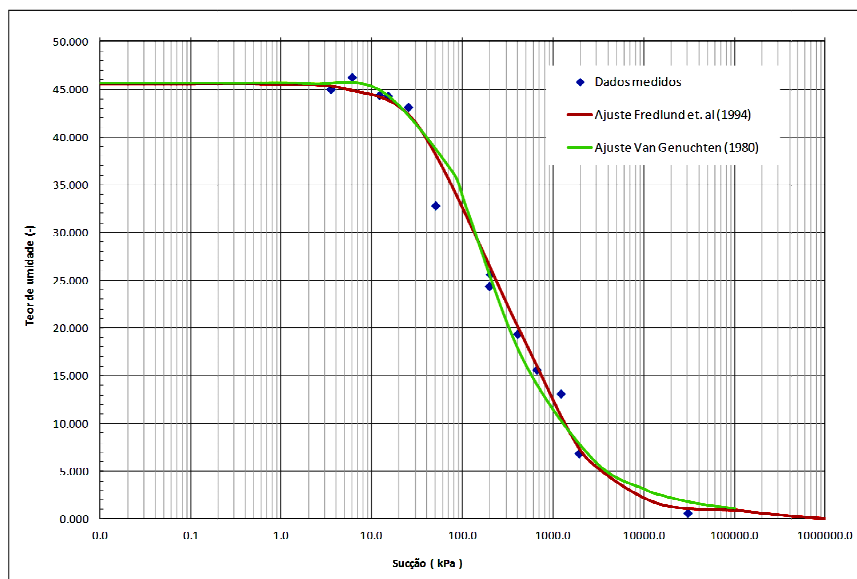


Figura 4.82: Dados experimentais da amostra SR3 ajustados pela proposta de Van Genuchten (1980) em comparação com ajuste de Fredlund e Xing (1994) do E4

Análises de estabilidade

As ferramentas de análise utilizadas foram SLOPE/W e VADOSE/W considerando análises estacionárias. Definiu-se o método de Morgenstern-Price para a determinação do fator de segurança. Os dados necessários para realizar as análises

constam também na Tabela 3.40. A Tabela 4.43 e a Figura 4.83 mostram o resultado do cálculo do fator de segurança e indicam que houve boa aproximação entre as duas propostas de ajuste. As análises se encontram em cd.

Tabela 4.43: Resultado do cálculo do fator de segurança para as duas propostas de ajuste de dados experimentais da amostra SR3 do E4.

Estudo 4 (2006) Análises convencionais				(Vadose –Slope)	
AMOSTRA	Sucção (kPa)	Coesão aparente (kPa)	FS	FS Análises com Ajuste Fredlund e Xing (1994)	FS Análises com Ajuste de Van Genuchten (1980)
SR3	0	26,64	0,986	0,904	0,943
	25	136,53	3,534	3,401	3,432
	50	158,26	4,218	3,847	3,923
	100	202,79	5,139	4,897	4,928
	200	226,06	5,961	5,423	5,452

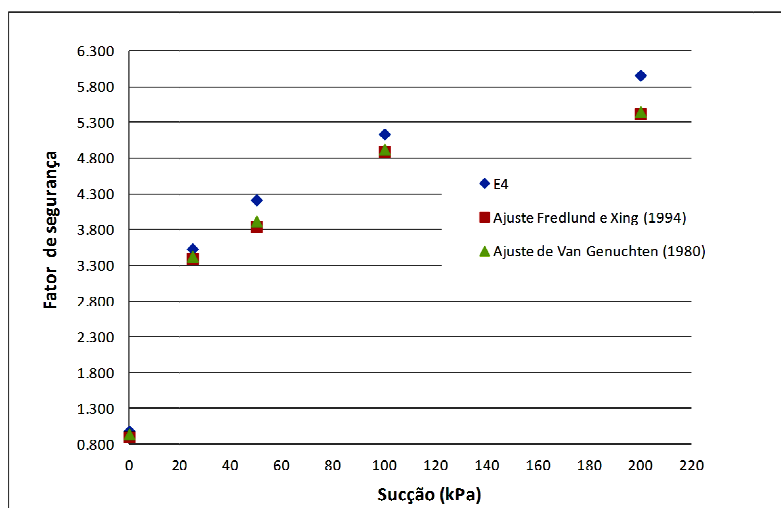


Figura 4.83: Fator de segurança referente às propostas de ajuste dos dados experimentais da amostra SR3 em comparação com análises convencionais do E4.

5 INTERPRETAÇÃO

5.1 Análise do resultado do estudo 1

Análise A1

A curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) gerada pelo o programa apresentou diferenças nos pontos notáveis da curva, ou seja, teor de umidade residual e valor de entrada de ar bem maiores, assim como a inclinação da curva foi mais íngreme em relação a curva de retenção do E1. O valor encontrado para o teor de umidade residual foi de 0,24 e para o valor de entrada de ar foi de 51 kPa em contrapartida com valor de entrada de ar de 10 kPa e teor de umidade residual de 0,15. O intervalo de sucção na faixa de dessaturação foi pequeno entre 90 a 95 kPa, mas foi possível verificar o comportamento do solo mediante ao aumento da sucção.

A inclinação da curva de retenção de Aubertin et al.(2003) na faixa de dessaturação apresentou-se mais íngreme em relação a mesma faixa da curva de retenção do E1. Os valores de resistência calculados pelo modelo de Vanapalli (1996) foram menores em relação ao E1 que utilizou o modelo de Vilar (2006). De certa forma, os fatores de segurança calculados foram menores variando apenas a segunda casa decimal. Essa pequena variação não foi muito perceptível porque o VADOSE, na sua formulação, considera perda de água para meio externo por meio de vapor de água, aumentando o fator de segurança. Em geral, quanto maior a inclinação da curva na faixa de dessaturação, menor o fator de segurança e vice-versa, quanto mais abatida a inclinação da curva maior o fator de segurança.

Isso foi observado com a curva de retenção do modelo de Arya e Paris (1981). Embora sua aplicação não seja indicada para solos coesivos, a curva de retenção apresentou-se na maior parte abatida. A dessaturação do solo se iniciou a partir de 1000 kPa, sendo que os valores de resistência e os fatores de segurança calculados foram bem maiores em relação ao E1. Também foi observado que a saída de dados da curva de retenção foi muito diferente do que se esperava, apresentando valor do teor de umidade residual bem menor do que o fixado na entrada dos dados no programa.

Análise A2

A curva de retenção calculada sem ajuste realizada pelo modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) mostrou variações nos pontos notáveis em relação a curva de retenção do E1. O valor de entrada de ar foi de 32 kPa e teor de umidade residual foi de 0,178 em contrapartida ao valor de entrada de ar de 10 kPa e ao teor de umidade residual de 0,15 do E1. Em relação a curva de retenção de Aubertin et al.(2003) gerada pelo programa houve uma melhora nos valores dos pontos notáveis, diminuindo o valor de entrada de ar de 51 para 32 kPa e o teor de umidade residual de 0,24 para 0,178. No entanto, a inclinação da curva foi maior e, dessa forma, os valores de resistência e os fatores de segurança calculados foram menores.

Análise A3

A curva de retenção com ajuste realizado pelos procedimentos do modelo de Aubertin et al.(2003) apresentou variações nos pontos notáveis em relação a curva de retenção do E1. O valor de entrada de ar foi de 22 kPa e teor de umidade residual foi de 0,26. Além disso, houve melhora no valor de entrada de ar da curva calculada, diminuindo de 32 para 22 kPa e o teor de umidade residual de 0,24 aumentou para 0,26. A inclinação da curva ajustada foi pouco menos íngreme, porém o que mais contribuiu para os valores de resistência e fatores de segurança calculados ficarem menores foi o aumento do teor de umidade residual, tornando as análises de estabilidade mais conservadoras.

Análise A4

A aplicação da equação de ajuste proposta por Fredlund e Xing (1994) possibilitou um ajuste adequado aos dados experimentais do E1. De acordo com o resultado da curva de retenção, esta apresentou um ponto de inflexão, indicando uma distribuição unimodal dos poros. Observou-se que curva de retenção ajustada pela proposta de Fredlund e Xing (1994) apresentou semelhança relacionada ao formato e pontos notáveis da curva de retenção ajustada pela proposta de Van Genuchten (1980) do E1. Os resultados do cálculo do fator de segurança obtidos através das duas propostas de ajuste com a utilização do programa VADOSE/W mostraram que houve

uma pequena diferença entre os FS. Em relação aos FS do E1, o resultado da análise A4 apresentou valores um pouco superiores como mostrado na Figura 4.17. A boa concordância proporcionada pela proposta de Fredlund e Xing (1994) com dos dados experimentais do E1 pode confirmar a proximidade nos cálculos dos FS.

5.2 Análise do resultado do estudo 2

Análise A1

As curvas de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) geradas pelo programa para 6 amostras de filito (CMT2A/CMT2C/CMT2D/PIC1A/PIC2A/PIC2B) apresentaram inclinação suave na faixa de dessaturação com valores de entrada de ar entre 45 a 55 kPa e teor de umidade residual entre 0,15 a 0,235, com exceção da amostra PIC4A que apresentou inclinação suave porém com valor de entrada de ar de 20 kPa e teor de umidade residual de 0,10. As curvas de retenção do modelo de Aubertin et al.(2003) referentes às 6 amostras não tiveram uma boa aproximação dos dados de sucção medidos em laboratório, uma vez que a maioria dos pontos de sucção medidos se encontra na faixa acima de 500 kPa . Para a amostra PIC4A, a curva de retenção do modelo de Aubertin et al.(2003) se aproximou dos dados medidos de sucção, mas não se mostrou adequada visto que os dados medidos de sucção apresentaram distribuição bimodal caracterizado pela existência de dois valores de entrada de ar e patamar intermediário. Para esse tipo de distribuição bimodal, o modelo de Aubertin et al.(2003) apresenta limitações, sendo apropriado somente para curvas de retenção típicas de distribuição unimodal.

Para as curvas de retenção das 7 amostras de filito do modelo de Aubertin et al.(2003), os valores de sucção de 1 e 10 estão dentro do intervalo anterior ao valor de entrada de ar. Valores de sucção de 100 kPa estão dentro da faixa de dessaturação, e acima de 100 kPa , o solo entra na zona residual. Portanto os níveis de sucção considerados para o cálculo de resistência foram de 1, 10 e 100 kPa. Para faixa de dessaturação que é a faixa de interesse, correspondente a 100 kPa de sucção, os valores de resistência calculados da amostra CMT2D e CMT2A foram menores em comparação aos valores de resistência do modelo de Vilar (2006). As demais amostras obtiveram

valores superiores. Os fatores de segurança calculados foram superiores ao do E2 conforme apresentado na Figura 4.21 demonstrando que quanto menos inclinada a curva na faixa de dessaturação maior o fator de segurança. Vale ressaltar que nos resultados das análises de estabilidade do E2 não foi identificada a influência da sucção na variação do fator de segurança calculado, portanto todas as análises de comparação ficaram prejudicadas.

De forma similar ao que foi observada no E1, a curva de retenção do modelo de Arya e Paris (1981) não foi bem sucedida para as amostras de filito e, dessa forma, sua aplicação não é indicada para solos coesivos. Também foi observado que os valores de resistência e os fatores de segurança foram maiores. Notou-se para amostras CMT2A / CMT2C / CMT2D / PIC2A / PIC2B, que a curva de retenção não foi visível ao ponto de se perceber a transição da curva, ao passo que para as amostras PIC1A e PIC4A foi possível identificar a transição da curva devido à maior quantidade de fração granular nessas amostras.

Análise A2

As amostras do solo de filito CMT2C, PIC4A e CMT2D passaram pelo cálculo da curva de retenção sem ajuste e com ajuste. Em relação a curva de retenção gerada pelo programa, as curvas calculadas das amostras CMT2C e CMT2D tiveram um aumento no valor de entrada de ar e também no teor de umidade residual com pouca diferença na inclinação da curva na faixa de dessaturação. Para amostra PIC4A, o valor de entrada de ar permaneceu igual com teor de umidade residual pouco elevado e com inclinação da curva mais íngreme mantendo a curva de retenção com tipo unimodal. Os valores calculados de resistência para amostra CMT2D apresentaram-se menores em relação as outras amostras analisadas uma vez que o parâmetros efetivos dessas amostras foram baixos, o que contribui para uma resistência menor e fatores de segurança mais baixos. As outras duas amostras tiveram seus valores de resistência maiores e crescentes em relação ao nível de sucção aplicado.

Análise A3

Para o refinamento das curvas de retenção das amostras CMT2C e CMT2D foi utilizada a curva de saturação por capilaridade devido à similaridade da forma do

contorno da curva do estudo 2 e a amostra PIC4A foi refinada com a curva calculada inicialmente. As curvas ajustadas das amostras CMT2C e CMT2D obtiveram bons resultados, aproximando-se o máximo dos dados medidos de sucção. Para a amostra PIC4A houve melhora em relação a curva calculada inicialmente, porém não de forma adequada devido a distribuição bimodal dos dados medidos. Para as curvas ajustadas das amostras CMT2C e CMT2D, o valor de sucção de 100 kPa não atingiu a faixa de dessaturação ficando no intervalo anterior ao valor de entrada de ar e, dessa forma o valor de resistência e o fator de segurança foram pouco maiores em relação a curva calculada inicialmente para o mesmo nível de sucção. Somente a amostra PIC 4A que teve sua faixa de dessaturação avaliada e obteve o fator de segurança um pouco menor.

Análise A4

A aplicação da equação de ajuste proposta por Fredlund e Xing (1994) possibilitou um melhor ajuste dos dados experimentais das amostras CMT2C, CMT2D e PIC1A em relação ao ajuste de Van Genuchten (1980). Os dados experimentais das amostras de filito indicaram uma distribuição unimodal dos poros, com exceção a amostra PIC4A, que apresentou uma distribuição bimodal dos poros. Entretanto, os dados experimentais ajustados pelas duas propostas resultaram em curvas de retenção com um ponto de inflexão baseado em distribuição unimodal de poros. Conforme a Figura 4.45, observou-se que os fatores de segurança calculados utilizando a proposta de Fredlund e Xing (1994) apresentaram-se um pouco inferiores em relação à de Van Genuchten (1980) para todas as amostras de filito.

5.3 Análise do resultado do estudo 3

Análise A2

As curvas de retenção calculadas sem ajuste e com ajuste por meio do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) não obtiveram bons resultados em relação aos dados medidos, apresentando o valor de entrada de ar de 20 kPa e teor de umidade residual de 0,13 e inclinação íngreme na faixa de dessaturação. Portanto, a curva de retenção calculada é distinta da curva de retenção do E3 ajustada pelo modelo de Van Genuchten (1980). Os valores dos fatores de segurança gerados pelo modelo de

Vanapalli para cálculo da resistência apresentaram-se pouco maiores para duas superfícies de rupturas estudadas, a de campo e a crítica, conforme mostrado nas Figuras 4.35 e 4.36. O modelo de resistência utilizado no E3 foi Fredlund et. al (1978), onde ϕ^b representa o aumento da resistência linearmente com o aumento da sucção. A utilização desse modelo de resistência tende a superestimar a resistência não saturada para valores altos de sucção.

Análise A3

O refinamento da curva de retenção se fez pela curva de saturação por adesão devido à proximidade dos dados medidos de sucção. A curva de retenção ajustada obteve bons resultados e aproximação da maioria dos dados medidos de sucção. Os fatores de segurança gerados pelo modelo de Vanapalli para cálculo da resistência apresentaram-se inferiores ao fator de segurança do E3 para ambas as superfícies de ruptura estudadas. Como citado anteriormente, o modelo de resistência de Fredlund et. al (1978) tende a superestimar a resistência e conseqüentemente aumenta o fator de segurança.

Análise A4

A aplicação da equação de ajuste proposta por Fredlund e Xing (1994) possibilitou um bom ajuste aos dados experimentais da amostra AL1. A curva de retenção por Fredlund e Xing (1994) apresentou um ponto de inflexão, indicando uma distribuição unimodal dos poros. Observou-se que curva de retenção de Fredlund e Xing (1994) apresentou discrepância na zona residual em comparação ao da curva de retenção ajustada pela proposta de Van Genuchten (1980). Os resultados do cálculo do fator de segurança obtidos através das duas propostas de ajuste com a utilização do programa VADOSE/W foram equivalentes. Em comparação aos FS do E3, os valores dos FS calculados mostraram-se próximos para ambas às superfícies de ruptura, com exceção dos FS próximos de zero que indicaram rupturas locais e superficiais devido ao avanço da frente de umedecimento.

5.4 Análise do resultado do estudo 4

Análise A1

A curva de retenção de umidade do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) gerada pelo o programa apresentou teor de umidade residual de 0,168, valor de entrada de ar de 12 kPa e inclinação da curva similar à curva de retenção do E4. Neste estudo de caso foram realizadas as análises de estabilidade convencionais utilizando os parâmetros de resistência obtidos no ensaio de cisalhamento direto da amostra submersa. Os fatores de segurança gerados pelo modelo de Vanapalli (1996) foram menores quando comparados com os FS obtidos pelos dados experimentais do ensaio, o que implica em análises muito conservadoras. Também foi aplicado o modelo de resistência de Vilar (2006) usando os resultados do ensaio de cisalhamento direto da amostra submersa. Os valores calculados do FS aumentaram de forma crescente com o aumento da sucção. Observou-se que para valores baixos de sucção houve aproximação dos FS calculados quando se utilizou o modelo de resistência de Vilar (2006).

A aplicação do modelo de Arya e Paris (1981) não obteve bons resultados, sendo indicado somente para solos arenosos. A curva de retenção foi visível devido à presença de areia na sua granulometria e a faixa dessaturação iniciou em torno de 300 kPa. Portanto não foi avaliada a faixa de dessaturação dessa curva. Os valores de resistência e os fatores de segurança calculados foram um pouco maiores em relação ao FS da curva de retenção do modelo de Aubertin et al.(2003).

Análise A2

As curvas de retenção calculadas sem ajuste e com ajuste por meio do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) mostraram-se próximas dos dados medidos, porém com diferenças nos pontos notáveis em relação a curva de retenção do E4. O valor de entrada de ar foi de 30 kPa e teor de umidade residual foi de 0,192 em contrapartida de 27 kPa de valor de entrada de ar e teor de umidade residual de 0,05 do E4. Os fatores de segurança gerados pelo modelo de Vanapalli (1996) para cálculo da resistência apresentaram-se inferiores ao fator de segurança do E4 do modelo de Vilar (2006). No modelo de Vanapalli (1996) foi observado que os valores aumentaram de

forma linear no intervalo de sucção de até 50 kPa, e de forma não linear acima de 50 kPa.

Análise A3

A curva de retenção com ajuste obtida pelos procedimentos do modelo de Aubertin et al.(2003) apresentou bons resultados na faixa do valor de entrada de ar e não foi possível o refinamento na zona residual da curva. O valor de entrada de ar foi de 20 kPa e teor de umidade residual foi de 0,22. Houve melhora no valor de entrada de ar da curva calculada que reduziu de 30 para 20 kPa e o teor de umidade residual aumentou de 0,192 para 0,22. Os FS gerados pelo modelo de Vanapalli para cálculo da resistência apresentaram similaridade aos FS do E4 referente ao modelo de Vilar (2006) até o nível de sucção de 50 kPa. Notou-se os FS da curva calculada sem ajuste na faixa de sucção até 25 kPa foram um pouco menores em relação a curva ajustada na mesma faixa de sucção. Isso se deve ao fato que esse nível de sucção da curva com ajuste está dentro do intervalo anterior ao valor de entrada de ar e, por isso, o FS ficou maior ao passo que na curva calculada sem ajuste esse nível de sucção já atingiu a faixa de dessaturação. Também foi observado o comportamento linear do FS anterior ao valor de sucção de 50 kPa e não linear após o valor de 50 kPa de sucção.

Análise A4

A aplicação da equação de ajuste proposta por Van Genuchten (1980) possibilitou um ajuste adequado aos dados experimentais da amostra SR3. A curva de retenção obtida pelas duas propostas de ajuste apresentou um ponto de inflexão, indicando uma distribuição unimodal dos poros. Os resultados do cálculo valores dos fatores de segurança obtidos através das duas propostas de ajuste com a utilização do programa VADOSE/W foram um pouco superiores quando calculados proposta de Van Genuchten (1980) em relação à proposta de Fredlund e Xing (1994). Em comparação aos FS das análises convencionais do E4, os valores dos FS mostraram-se próximos, porém maiores para ambas as propostas de ajustes.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA ESTUDOS FUTUROS

A principal vantagem do VADOSE/W em relação ao SEEP/W é que o último é formulado somente para o fluxo saturado e não saturado e segue a lei de Darcy. O VADOSE/W na sua formulação considera a perda de água para meio externo na forma de vapor de água e, por isso, aumenta o fator de segurança.

O modelo de Vanapalli (1996) conceitualmente usa os parâmetros da curva de retenção para estimar a resistência não saturada do solo. Observou-se que a inclinação da curva na faixa de dessaturação é um elemento importante para o cálculo de resistência onde foi identificada a tendência de que quanto maior a inclinação da curva na faixa de dessaturação menor o fator de segurança e vice-versa, ou seja, quanto mais abatida a inclinação da curva maior fator de segurança. Os solos avaliados neste estudo foram classificados como solos siltosos, silte argilosos e alguns siltes pouco arenosos. As curvas de retenção geradas pela ferramenta do programa do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) apresentaram diferenças nos pontos notáveis da curva. Geralmente valores de entrada de ar bem superiores nos solos apresentaram limite de liquidez alto. Para os solos com baixo limite de liquidez, os valores de entrada de ar foram menores em relação aos valores obtidos pelas curvas de retenção dos estudos de casos. O teor de umidade residual na sua totalidade apresentou-se maior para todos os solos estudados. Os valores de resistência calculados pelo modelo de Vanapalli (1996) foram inferiores quando comparados aos valores de resistência obtidos pelos ensaios de resistência ajustados como uma função hiperbólica. Esse comportamento foi o mesmo para os valores dos FS. Outros modelos de resistência, como por exemplo, o de Vilar (2006), que considera o parâmetro ϕ^b sendo igual ou menor que ϕ' , apresentaram valores de resistência e FS menos discrepantes em relação aos resultados do modelo de resistência de Vanapalli (1996).

Neste trabalho usou-se o modelo de resistência de Vanapalli (1996) para curvas de retenção geradas pela ferramenta do programa. Concluiu-se que o mesmo obteve FS menores em relação aos FS dos estudos de casos que utilizam outros modelos de resistência. O usuário que optar em utilizar a ferramenta do programa para estimar a curva de retenção usando o modelo de Aubertin et al.(2003) e juntamente com o modelo de resistência de Vanapalli (1996) obterá FS menores se comparados a outros modelos

de resistência. Portanto recomenda-se a aplicação desses modelos em projetos básicos de cunho preliminar para se ter conhecimento prévio da retenção do solo e sua variação da resistência com o aumento da sucção. O modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) apresentou restrições quanto a solos que apresentaram características de distribuição bimodal, não sendo possível sua aplicação e sendo indicado somente para curvas de retenção típicas unimodais.

O modelo de previsão de Arya e Paris não é recomendado para solos siltosos e argilosos, conforme comprovado nos resultados. A ferramenta do programa VADOSE/W para o modelo de Arya e Paris (1981) é indicada somente para solos arenosos.

As curvas de retenção calculadas sem ajuste e com ajuste por meio dos procedimentos do modelo de previsão de Aubertin et al.(2003) apresentaram diferenças nos pontos notáveis, sendo estes superiores em comparação com as curvas de retenção dos estudos de casos. Os solos considerados siltosos tiveram suas curvas calculadas próximas dos dados medidos, porém não alinhadas aos mesmos. A exceção foi o solo do E3 que foi caracterizado como areia argilosa, mas a curva foi calculada como material coeso devido ao somatório das frações finas serem maiores que a fração granular, portanto a curva de retenção desse solo foi completamente distinta, não sendo alvo de comparação. Assim, para curva calculada sem ajuste obteve-se FS menores quando comparados aos FS dos estudos de casos. A curva ajustada pelos procedimentos do modelo de Aubertin et al.(2003) deram bons resultados aproximando-se na maior parte dos dados medidos e também obtiveram FS menores quando comparados aos FS dos estudos de casos. O usuário que não dispõe do programa do pacote GEOSTUDIO e queira calcular a curva de retenção por meio das equações empíricas do modelo de Aubertin et al.(2003) deve considerar que os valores de resistência calculados pelo modelo de Vanapalli (1996) irão fornecer análises de estabilidade mais conservadoras, principalmente quando a curva tiver uma inclinação íngreme na faixa de dessaturação do solo.

Referente às aplicações das análises A1 e A2, as curvas de retenção geradas pelo programa VADOSE/W e as curvas calculadas do modelo de previsão de Aubertin (2003) apresentaram diferentes conclusões em relação a faixa de dessaturação para cada

tipo de solo analisado. Para os solos residuais de gnaiss do E1, a curva no intervalo de sucção na faixa de dessaturação apresentou-se íngreme com fatores de segurança baixos, em contrapartida, as 6 amostras de solo residual de filito do E2 apresentaram inclinação suave na faixa de dessaturação e do mesmo modo, observou-se também para os solos residuais jovem de filito do E4. Para o solo residual de basalto do E3, as curvas no intervalo de sucção na faixa de dessaturação apresentaram-se bastante íngreme e os resultados não foram satisfatórios quando comparados à curva de retenção do E3. Quanto a aplicação da análise A3, para o refinamento foi determinante o formato da curva original, para alguns solos como, por exemplo, os solos residuais de basalto foi utilizado a curva de saturação por adesão e para alguns solos de filito foram utilizados a curva de saturação por capilaridade. De modo geral, os ajustes realizados nas curvas foram considerados satisfatórios, aproximando-se o máximo dos dados medidos de sucção em laboratório dos estudos de casos. Porém, os solos que apresentaram dados de sucção de forma bimodal não foram ajustados adequadamente.

Em relação aos resultados das análises A4 foram investigadas as influências das duas propostas de ajuste de dados experimentais sob o enfoque do cálculo do fator de segurança. As análises A4 do E1 indicaram que não houve discrepâncias entre os valores calculados dos fatores de segurança referentes às duas propostas de ajuste (Van Genuchten, 1980 e Fredlund e Xing, 1994). Assim obteve-se boa proximidade dos FS. Além disso, com a proposta de Fredlund e Xing (1994) obteve-se uma boa concordância com dados experimentais do E1, o que contribuiu para se obter cálculos dos FS bem aproximados. As análises A4 do E2 indicaram que dados experimentais ajustados pela proposta de Fredlund e Xing (1994) apresentaram fatores de segurança um pouco inferiores aos resultados referentes à proposta de Van Genuchten (1980). Pela proposta de Fredlund e Xing (1994) obteve-se um ajuste adequado dos dados medidos referentes às amostras CMT2C, CMT2D e PIC1A. Para as demais amostras de filito os resultados não foram satisfatórios. As análises A4 do E3 indicaram que os valores dos fatores de segurança calculados com aplicação do programa VADOSE/W foram iguais referentes às duas propostas de ajuste (Van Genuchten, 1980 e Fredlund e Xing, 1994). Além disso, a proposta de Fredlund e Xing (1994) obteve boa concordância com dados experimentais da amostra AL1. As análises A4 do E4 indicaram que os valores dos fatores de segurança calculados através da aplicação do programa VADOSE/W foram

próximos respectivamente às duas propostas de ajuste (Van Genuchten, 1980 e Fredlund e Xing, 1994). Foi verificado que com a proposta de Van Genuchten (1980) obteve-se um ajuste adequado dos dados medidos da amostra SR3.

SUGESTÕES PARA ESTUDOS FUTUROS

- Criar um banco de dados para solos residuais típicos brasileiros contendo dados de medição de sucção matricial em laboratório e de medições de sucção in situ, bem como índices físicos e dados de propriedades geotécnicas básicos. Com a finalidade de facilitar uma projeção dessas curvas de retenção dos solos brasileiros e identificar ajustes mais confiáveis.
- A partir desse banco de dados, analisar estatisticamente os valores de sucção para cada tipo de solo brasileiro, apresentando tendências, desvios padrões, etc.
- Desenvolver empiricamente equações de ajustes para cada tipo de solo onde foram detectados erros de aplicação do modelo de previsão de Aubertin via programa VADOSE/W e curvas calculadas através da base teórica.
- Para solos brasileiros com distribuição bimodal dos dados de sucção, o modelo de Aubertin et al.(2003) deverá ser readequado para essa necessidade. Recomenda-se desenvolver analiticamente as curvas e ajustar em duas funções unimodais.
- Nas análises de estabilidade, recomenda-se aplicar outros modelos de previsão de resistência não saturada que tenham base teórica desenvolvida na relação entre o teor de umidade e sucção e verificar qual sua influência no cálculo do fator de segurança.
- Aprofundar os conhecimentos sobre a distribuição dos tamanhos dos poros, sendo que é a base teórica da maioria dos modelos de previsão de curva de retenção do solo.
- Realizar ensaios específicos para definição dos parâmetros térmicos dos solos residuais a fim de se verificar a influência na distribuição da poropressão.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Arya, L.M. and J.F. Paris (1981). A physicoempirical model to predict soil moisture characteristics from particle-size distribution and bulk density data. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 45; pp.:1023–1030.

Aubertin, M., Mbonimpa, M., Bussière, B., and Chapuis, R.P. (2003). A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties. *Canadian Geotechnical Journal*; Vol.40(6), pp. 1104–1122.

Calle, J.A.C. (2000). Análise de ruptura de talude em solo não saturado. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

Cardoso Júnior, C.R.C. (2006). Estudo do comportamento de um solo residual de gnaiss saturado para avaliar a influência da infiltração na estabilidade de taludes. Dissertação. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Cichota, R., de Jong van Lier, Q. (2004). Análise da variabilidade espacial de pontos amostrais da curva de retenção da água no solo. *Revista Brasileira de Ciência do Solo*.

Charles, W.W. and Menzies, B. (2007). *Advanced unsaturated soil mechanics and engineering*. Taylor e Francis group, London and New York.

Childs, E.C. (1940). The use of soil moisture characteristics in soil studies. *Soil Science*. Baltimore; Vol.50, pp.: 239-252.

CPRM (Companhia de Pesquisa em Recursos Minerais). 2010. O Ciclo Hidrológico. <http://www.cprm.gov.br/publique/cgi/cgilua.exe/sys/start.htm?inford=1376&sid=129> (acessado em Outubro de 2012).

Duarte, L.B. (2012). Avaliação numérica do dimensionamento de sistemas de cobertura para reservatórios de disposição de resíduos de mineração. Dissertação de mestrado. Departamento de geotecnia e transporte da Universidade Federal de Minas Gerais.

Feuerharmel, C. (2007). Estudo da resistência ao cisalhamento e da condutividade hidráulica de solos coluvionares não saturados da formação Serra Geral. Tese de doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Fredlund et al. (2011). Estimation of soil suction from the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotech. J.*, Vol: 48; pp.: 186–198.

Fredlund, D. G. (2006). Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental engineering*, ASCE; Vol.132(3), pp.286-321.

Fredlund, D.G. and Rahardjo, H. (1993). *Soil mechanics for unsaturated soils*. A Wiley-Interscience Publication. John Wiley & Sons, INC. New York.

Fredlund, M. D., Wilson, G.M., and Fredlund, D.G. (2002). Use of the grain-size distribution for estimation of the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*; Vol. 39, pp.1103–1117.

Fredlund, M.D., Wilson, G.W. and Fredlund, D.G. (2002). Use of the grain-size distribution for estimation of the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotech. J.* Vol: 39; pp.:1103–1117.

GEO-SLOPE International Ltd. *SLOPE/W. User's Guide*. Calgary, Alberta, Canadá, 1998.

GEO-SLOPE International Ltd. *Vadose Zone Modeling with VADOSE/W. User's Guide*. Calgary, Alberta, Canadá, 2004.

Huang, M., Fredlund, D.G., Fredlund, M.D.(2009). Comparison of Measured and PTF Predictions of SWCCs for Loess Soils in China. *Geotech. Geol. Eng.* DOI 10.1007/s10706-009-9284-x.

Jesus, A.C.(2008). Retroanálise de escorregamentos em solos residuais não saturados. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

Kayadelen, C., Tekinsoy, M. A., Taskiran,T. (2007). Influence of matric suction on shear strength behavior of a residual clayey soil. *Environ Geol* ; Vol: 53, pp:891–901.

Krishnapillai,S. H.,and Ravichandran, N. (2012). New Soil-Water Characteristic Curve and its Performance in the Finite-Element Simulation of Unsaturated Soils. *International Journal of Geomechanics*;Vol:12, n° 3,pp.: 209–219.

Lopes, M.B.L.(2006). Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de um solo residual de filito de Belo Horizonte, MG. Dissertação de mestrado. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil.

Maqsood, A., Bussière, B., and Mbonimpa, M., (2007). Conversion of the Modified Kovács Model parameters to the Brooks & Corey and Van Genuchten Model parameters for granular soils.*OttawaGeo2007*,pp.:1053-1060.

MathWorks, Inc. R2011a. MATLAB® 7. MathWorks.

Mbonimpa, M., Aubertin, M.and Bussière, B.(2006). Predicting the unsaturated hydraulic conductivity of granular soils from basic geotechnical properties using the modified Kovács (MK) model and statistical models. *Canadian Geotechnical Journal*;Vol. 43, pp. 773–787.

Mendes, R.M. (2008). Estudo das propriedades geotécnicas de solos residuais não saturados de Ubatuba, São Paulo.Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Moreira, T.B.G. (2011). Avaliação de sistemas de drenagem com geossintéticos para diminuição da umidade no minério de ferro da serra de Carajás. Dissertação de

mestrado. Departamento de geotecnia e transporte da Universidade Federal de Minas Gerais.

Nimmo, J.R., Herkelrath, W.N., and Luna, M.L. (2007). Physically Based Estimation of Soil Water Retention from Textural Data: General Framework, New Models, and Streamlined Existing Models. Soil Science Society of America. Vadose Zone J.; Vol.:6, pp.:766–773.

Oliveira, O.M. (2004). Estudo sobre a resistência ao cisalhamento de um solo residual compactado não saturado. Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Pham, H.Q. and Fredlund, D.G. (2008). Equations for the entire soil-water characteristic curve of a volume change soil. Canadian Geotech. J., Vol:45, pp.: 443–453.

Pham, Q.H., and Fredlund, D.G. (2008). Equations for the entire soil-water characteristic curve of a volume change soil. Canadian Geotechnical Journal; Vol. 45, pp.443–453.

Rezaee, L.; Shabanpour, M.; Davatgar, N. (2010). Estimating the soil water retention curve from soil particle size distribution using the Arya and Paris model for Iranian soils. Department of Soil Science, Faculty of Agriculture, University of Guilan, Rasht – IRAN. Turk J Agric For TUBİTAK.

Ridley, A. M., Dineen, K., Burland, J.B. & Vaughan, P.R. (2003). Soil matrix suction: Some examples of its measurement and application in geotechnical engineering. Géotechnique; Vol.53(2), pp.241-253.

Santos, C.R. (2004). Análise paramétrica da infiltração e sua influência na estabilidade de taludes em solo não saturado. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos de São Paulo.

Sheng,D.;Zhou,A.N.(2011).Coupling hydraulic with mechanical models for unsaturated soils. *Canadian Geotech.J.*,Vol.:48,pp.:826-840.

Silva Jr., A. C.(2011). Avaliação das flutuações sazonais de umidade e sucção em um perfil de solo tropical. Dissertação de mestrado. Programa de Pós-Graduação em geotecnia da Universidade Federal de Goiás.

Soares, E.P.(2008).Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vistas ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção. Tese de doutorado. Universidade Federal de Viçosa/MG.

Sousa, P.S (2006). Comportamento mecânico e hidráulico de um solo residual do granulito-gnaiss de Salvador e sua aplicação no estudo de mecanismo de instabilização de taludes. Dissertação de mestrado. Escola Politécnica da Universidade Federal da Bahia.

Triane, B.P.(2010).Avaliação geotécnica do desempenho de cobertura seca em barreira capilar dupla em rejeito de mineração. Dissertação de mestrado. Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Van Genuchten, M.T.(1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science of American Journal*; Volume:44, n°:5, September-October.

Vanapalli, S.K., and D.G. Fredlund (2000). Comparison of different procedures to predict unsaturated soil shear strength. *Proceedings of the GeoDenver Conference*, Denver, Colorado, pp.: 195-209.

Vaz et al. (2005).Validation of the Arya and Paris Water Retention Model for Brazilian Soils. *Soil Science Society of America J.*, Vol.:69; pp.:577–583.

Vilar, O.M. (2006). A simplified procedure to estimate the shear strength envelope of unsaturated soils. *Canadian Geotechnical Journal*;Vol. 43(4), pp.1088–1095.

Wolle, C. & Hachich, W. (1989). Rain-induced landslides in southeastern Brasil. Proceedings 12th International Conference Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rio de Janeiro. Vol. 3, pp.:1639-1642.

ANEXOS

ANEXO 1

Fig.1 - Resultado da curva de retenção calculada para silte de alta plasticidade (E1)

Sucção (cm)	Sc (eq. 2.18) (-)	Cψ (eq. 2.20) (-)	Sa (eq. 2.19) (-)	Sa* (eq. 2.17) (-)	Sr (eq. 2.16) (-)	θ previsto (-)
1.00	1.000	1.000	1.415	1.000	1.000	0.488
9.80	1.000	1.000	0.960	0.960	1.000	0.488
196.00	1.000	1.000	0.577	0.577	1.000	0.488
392.00	0.881	1.000	0.513	0.513	0.942	0.460
784.00	0.412	1.000	0.456	0.456	0.680	0.332
1176.00	0.210	1.000	0.425	0.425	0.546	0.266
1568.00	0.124	0.999	0.405	0.405	0.479	0.234
1960.00	0.081	0.999	0.390	0.390	0.439	0.214
2940.00	0.037	0.999	0.364	0.364	0.387	0.189
3920.00	0.021	0.998	0.346	0.346	0.360	0.176
4900.00	0.013	0.998	0.333	0.333	0.342	0.167
5880.00	0.009	0.997	0.323	0.323	0.329	0.161
7840.00	0.005	0.997	0.307	0.307	0.311	0.152
43120.00	0.000	0.981	0.226	0.226	0.226	0.110
372400.00	0.000	0.862	0.138	0.138	0.138	0.067
838880.00	0.000	0.737	0.103	0.103	0.103	0.050
1486660.00	0.000	0.610	0.077	0.077	0.077	0.038
2916480.00	0.000	0.421	0.047	0.047	0.047	0.023
10000000.00	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$$h_{cop} = 1,044 \times 10^5 \text{ cm}; \xi = 439,50 \text{ cm}; \psi_r = 9,056 \times 10^5 \text{ cm}$$

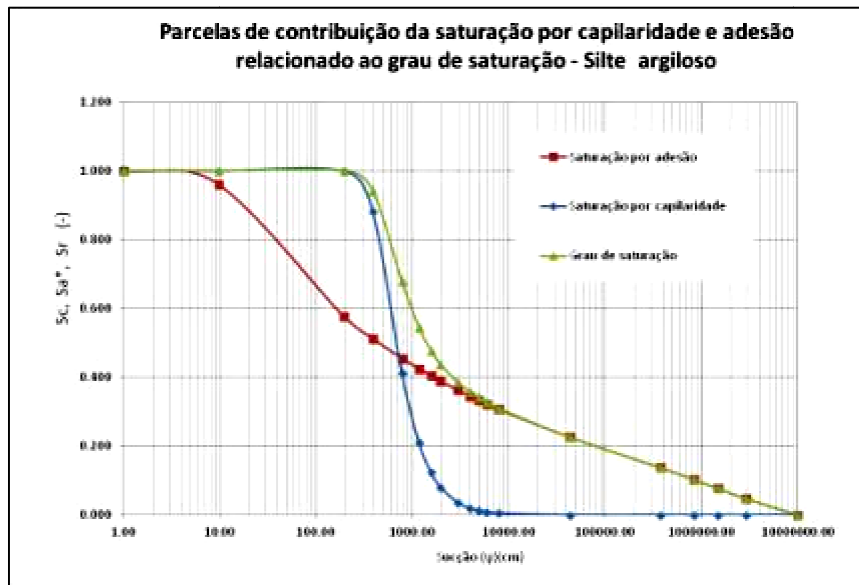


Fig.2 - Resultado da formação da curva de retenção para silte de alta plasticidade (E1)

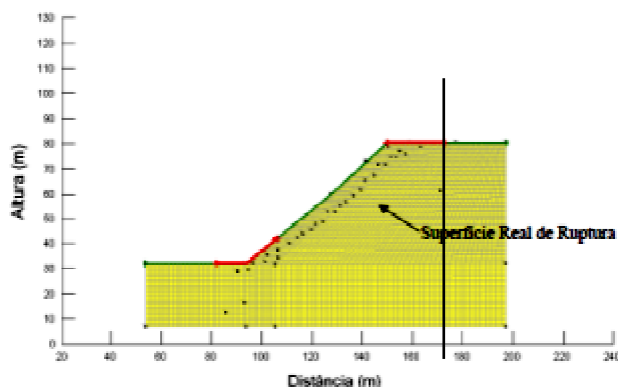


Fig.3 - Geometria adotada (E1)

Fig. 4 - Resultado da curva de retenção calculada para amostra CMT2C(E2)

Sucção (cm)	Sc (eq. 2.18) (-)	C _r (eq. 2.20) (-)	Sa (eq. 2.19) (-)	Sa* (eq. 2.17) (-)	Sr (eq. 2.16) (-)	θ previsto (-)
1.00	1.000	1.000	2.203	1.000	1.000	0.460
9.80	1.000	1.000	1.495	1.000	1.000	0.460
196.00	1.000	1.000	0.898	0.898	1.000	0.460
392.00	0.990	1.000	0.798	0.798	1.000	0.460
784.00	0.683	1.000	0.709	0.709	0.908	0.460
1176.00	0.400	1.000	0.662	0.662	0.797	0.367
1568.00	0.250	1.000	0.630	0.630	0.723	0.332
1960.00	0.168	0.999	0.607	0.607	0.673	0.310
2940.00	0.078	0.999	0.566	0.566	0.600	0.276
3920.00	0.045	0.999	0.539	0.539	0.560	0.258
4900.00	0.029	0.998	0.519	0.519	0.533	0.245
5880.00	0.020	0.998	0.503	0.503	0.513	0.236
7840.00	0.011	0.997	0.479	0.479	0.484	0.223
43120.00	0.000	0.986	0.354	0.354	0.354	0.163
372400.00	0.000	0.889	0.221	0.221	0.221	0.102
838880.00	0.000	0.778	0.169	0.169	0.169	0.078
1486660.00	0.000	0.658	0.129	0.129	0.129	0.060
2916480.00	0.000	0.466	0.082	0.082	0.082	0.038
10000000.00	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$h_{cop} = 1,5352 \times 10^5 \text{ cm}; \xi = 423,60 \text{ cm}; \psi_r = 1,4385 \times 10^6 \text{ cm}$

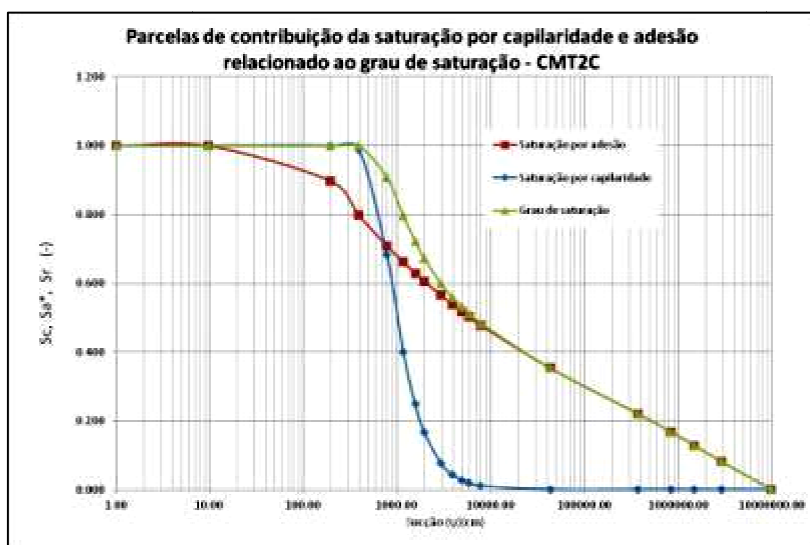


Fig.5 - Resultado da formação da curva de retenção para amostra CMT2C (E2)

Fig. 6 - Resultado da curva de retenção calculada para amostra PIC4A(E2)

Sucção (cm)	Sc (eq. 2.18) (-)	Cψ (eq. 2.20) (-)	Sa (eq. 2.19) (-)	Sa* (eq. 2.17) (-)	Sr (eq. 2.16) (-)	θ previsto (-)
1.00	1.000	1.000	1.059	1.000	1.000	0.394
9.80	1.000	1.000	0.718	0.718	1.000	0.394
196.00	0.784	1.000	0.432	0.432	0.877	0.346
392.00	0.318	1.000	0.384	0.384	0.580	0.228
784.00	0.091	0.999	0.341	0.341	0.401	0.158
1176.00	0.042	0.999	0.318	0.318	0.346	0.136
1568.00	0.024	0.999	0.303	0.303	0.319	0.126
1960.00	0.015	0.998	0.291	0.291	0.302	0.119
2940.00	0.007	0.997	0.272	0.272	0.277	0.109
3920.00	0.004	0.997	0.259	0.259	0.261	0.103
4900.00	0.002	0.996	0.249	0.249	0.250	0.099
5880.00	0.002	0.995	0.241	0.241	0.242	0.095
7840.00	0.001	0.993	0.229	0.229	0.230	0.091
43120.00	0.000	0.964	0.166	0.166	0.166	0.066
372400.00	0.000	0.779	0.093	0.093	0.093	0.037
838880.00	0.000	0.631	0.066	0.066	0.066	0.026
1486660.00	0.000	0.503	0.048	0.048	0.048	0.019
2916480.00	0.000	0.335	0.028	0.028	0.028	0.011
10000000.00	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$$h_{cop} = 4,4312 \times 10^4 \text{ cm}; \xi = 401,55 \text{ cm}; \psi_r = 3,2383 \times 10^5 \text{ cm}$$

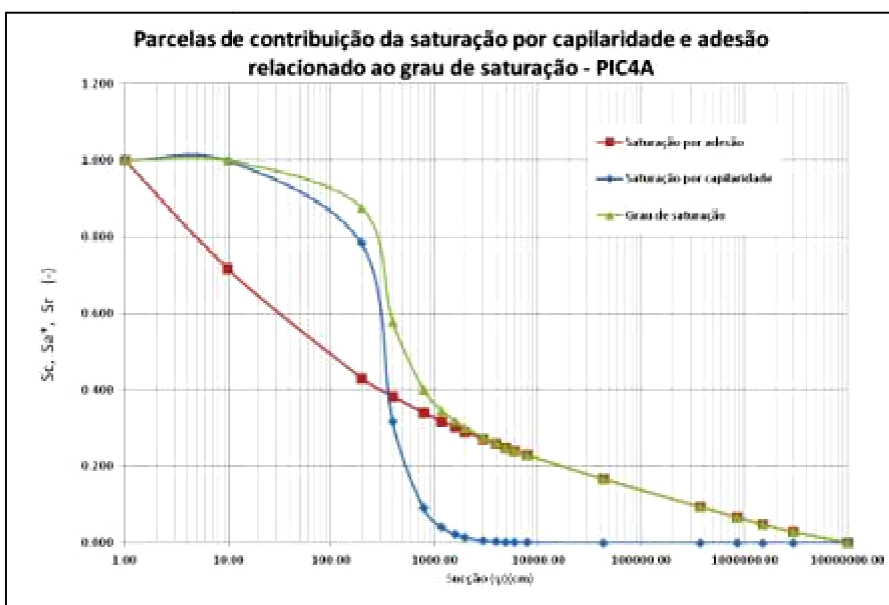


Fig.7 - Resultado da formação da curva de retenção para amostra PIC4A (E2)

Fig. 8 - Resultado da curva de retenção calculada para amostra CMT2D(E2)

Sucção (cm)	Sc (eq. 2.18) (-)	Cψ (eq. 2.20) (-)	Sa (eq. 2.19) (-)	Sa* (eq. 2.17) (-)	Sr (eq. 2.16) (-)	θ previsto (-)
1.00	1.000	1.000	2.460	1.000	1.000	0.430
9.80	1.000	1.000	1.669	1.000	1.000	0.430
196.00	1.000	1.000	1.003	1.000	1.000	0.430
392.00	0.990	1.000	0.891	0.891	0.999	0.430
784.00	0.682	1.000	0.792	0.792	0.934	0.402
1176.00	0.399	1.000	0.739	0.739	0.843	0.363
1568.00	0.249	1.000	0.704	0.704	0.778	0.334
1960.00	0.167	0.999	0.677	0.677	0.731	0.315
2940.00	0.078	0.999	0.632	0.632	0.661	0.284
3920.00	0.045	0.999	0.602	0.602	0.620	0.266
4900.00	0.029	0.998	0.579	0.579	0.591	0.254
5880.00	0.020	0.998	0.561	0.561	0.570	0.245
7840.00	0.011	0.997	0.534	0.534	0.539	0.232
43120.00	0.000	0.986	0.395	0.395	0.395	0.170
372400.00	0.000	0.889	0.247	0.247	0.247	0.106
838880.00	0.000	0.778	0.188	0.188	0.188	0.081
1486660.00	0.000	0.657	0.144	0.144	0.144	0.062
2916480.00	0.000	0.466	0.091	0.091	0.091	0.039
10000000.00	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$$h_{cop} = 1,5316 \times 10^5 \text{ cm}; \quad \xi = 379,50 \text{ cm}; \quad \psi_r = 1,4344 \times 10^6 \text{ cm}$$

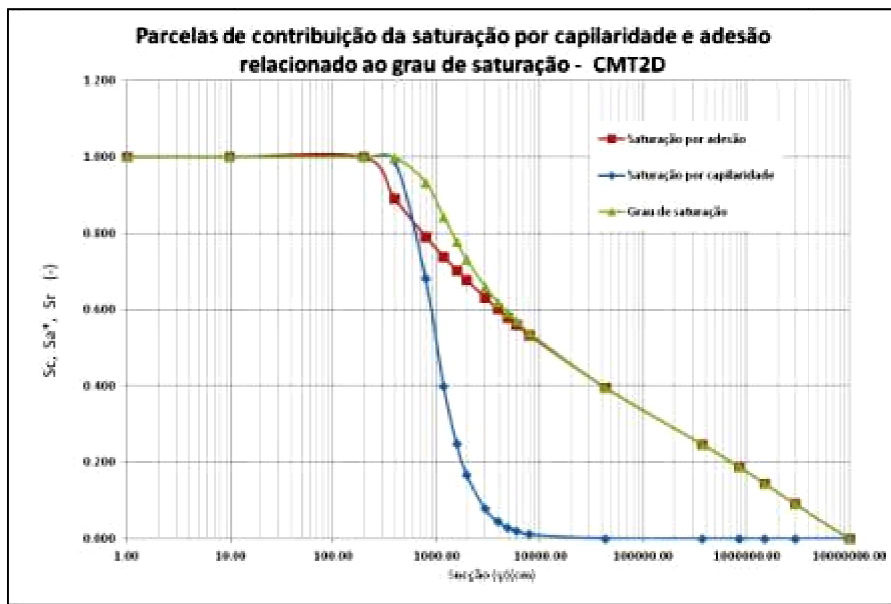


Fig.9 - Resultado da formação da curva de retenção para amostra CMT2D (E2)

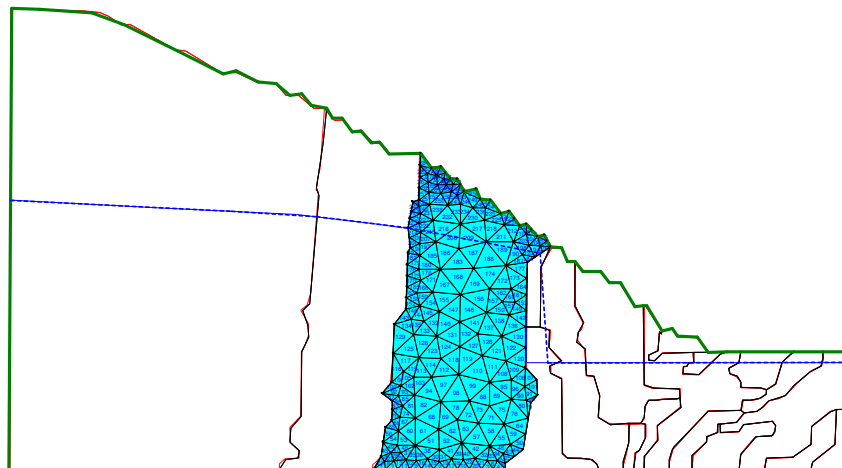


Fig.10 - Geometria adotada (E2)

Fig.11- Resultado do cálculo da curva de retenção calculada manualmente para areia argilosa de baixa compactidade (E3)

Sucção (cm)	Sc (eq.2.18) (-)	Cψ (eq.2.20) (-)	Sa (eq.2.19) (-)	Sa* (eq.2.17) (-)	Sr (eq.2.16) (-)	θ previsto (-)
1.00	1.000	1.000	1.140	1.000	1.000	0.400
9.80	1.000	1.000	0.773	0.773	1.000	0.400
196.00	0.973	1.000	0.465	0.465	0.986	0.394
392.00	0.596	1.000	0.413	0.413	0.763	0.305
784.00	0.202	1.000	0.367	0.367	0.495	0.198
1176.00	0.096	0.999	0.343	0.343	0.405	0.162
1568.00	0.055	0.999	0.326	0.326	0.363	0.145
1960.00	0.035	0.999	0.314	0.314	0.338	0.135
2940.00	0.016	0.998	0.293	0.293	0.304	0.122
3920.00	0.009	0.998	0.279	0.279	0.285	0.114
4900.00	0.006	0.997	0.268	0.268	0.272	0.109
5880.00	0.004	0.996	0.260	0.260	0.283	0.113
7840.00	0.002	0.995	0.247	0.247	0.249	0.099
43120.00	0.000	0.974	0.181	0.181	0.181	0.072
372400.00	0.000	0.824	0.106	0.106	0.106	0.042
838880.00	0.000	0.685	0.077	0.077	0.077	0.031
1486660.00	0.000	0.555	0.057	0.057	0.057	0.023
2916480.00	0.000	0.376	0.034	0.034	0.034	0.014
10000000.00	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$$h_{cop} = 6,8108 \times 10^4 \text{ cm}; \xi = 435,00 \text{ cm}; \psi_r = 5,4242 \times 10^5 \text{ cm}$$

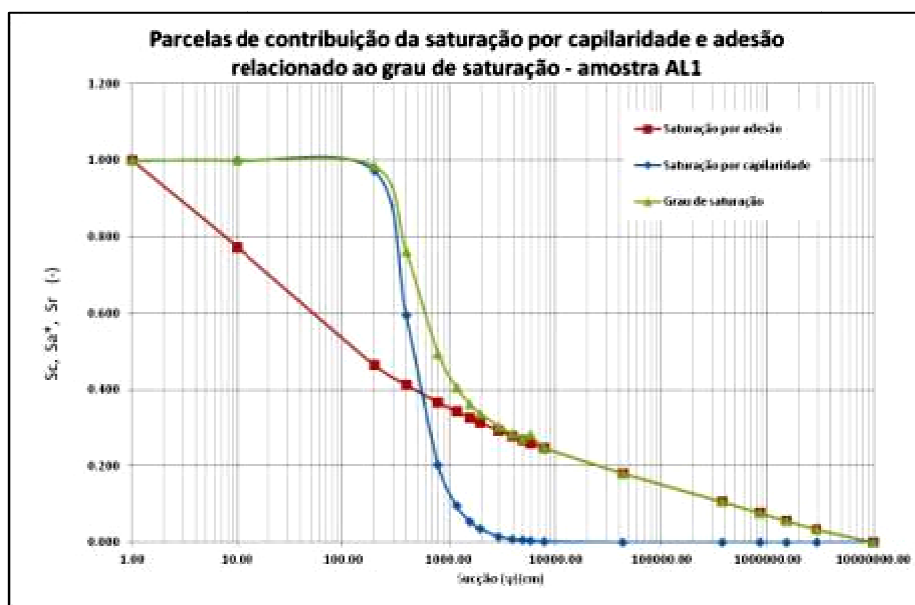


Fig.12 - Resultado da formação da curva de retenção para amostra AL1 (E3)

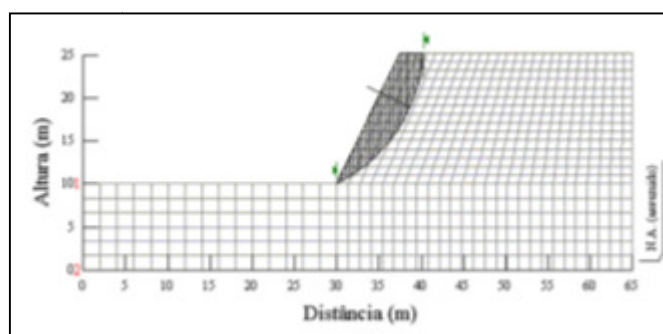


Fig.13 - Geometria adotada (E3)

Fig.14 - Resultado da curva de retenção calculada para silte de baixa plasticidade (E4)

Sucção (cm)	Sc (eq. 2.18) (-)	C ψ (eq. 2.20) (-)	Sa (eq. 2.19) (-)	Sa* (eq. 2.17) (-)	Sr (eq. 2.16) (-)	θ previsto (-)
1	1.000	1.000	1.593	1.000	1.000	0.456
9.8	1.000	1.000	1.081	1.000	1.000	0.456
196	0.999	1.000	0.649	0.649	1.000	0.456
392	0.814	1.000	0.577	0.577	0.921	0.420
784	0.343	1.000	0.513	0.513	0.680	0.310
1176	0.170	0.999	0.479	0.479	0.567	0.259
1568	0.100	0.999	0.456	0.456	0.510	0.233
1960	0.065	0.999	0.439	0.439	0.475	0.217
2940	0.029	0.999	0.409	0.409	0.427	0.195
3920	0.017	0.998	0.389	0.389	0.400	0.182
4900	0.011	0.998	0.375	0.375	0.381	0.174
5880	0.007	0.997	0.363	0.363	0.368	0.168
7840	0.004	0.996	0.346	0.346	0.348	0.159
43120	0.000	0.980	0.254	0.254	0.254	0.116
372400	0.000	0.852	0.153	0.153	0.153	0.070
838880	0.000	0.723	0.113	0.113	0.113	0.052
1486660	0.000	0.595	0.085	0.085	0.085	0.039
2916480	0.000	0.408	0.052	0.052	0.052	0.024
10000000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

$$h_{cop} = 9,279 \times 10^4 \text{ cm}; \xi = 405,00 \text{ cm}; \psi_r = 7,862 \times 10^5 \text{ cm}$$

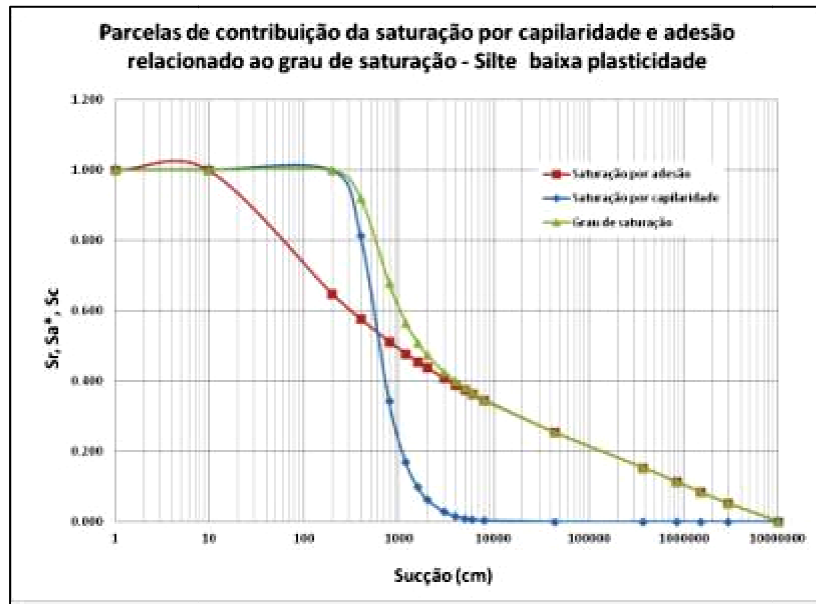


Fig.15 - Resultado da formação da curva de retenção para amostra SR3 (E4)

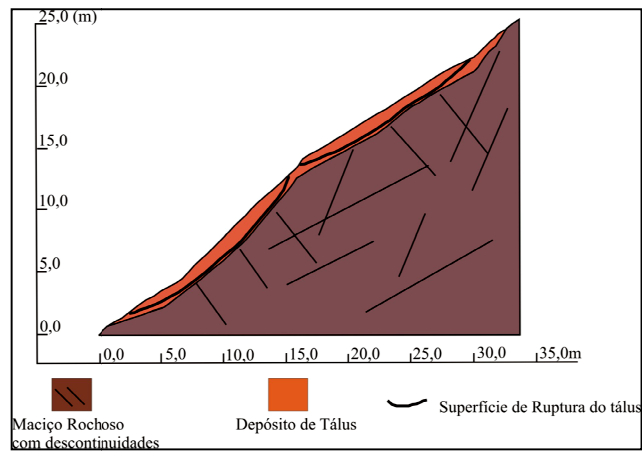


Fig. 16 - Geometria adotada (E4)