

# **ESTUDO GEOTÉCNICO SOBRE A ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS**

**CEZAR AUGUSTO BURKERT BASTOS**

Tese apresentada ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA**

Porto Alegre

Setembro de 1999

Versão digital: Rio Grande, Setembro de 2004

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA** e aprovada em sua forma final pelos orientadores e pelo Programa de Pós-Graduação.

---

Prof. Jarbas Milititsky  
Orientador

---

Prof<sup>a</sup>. Wai Y. Y. Gehling  
Orientadora

---

Prof. Francisco de Paula Simões Lopes Gastal  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

#### **BANCA EXAMINADORA**

Prof. Orêncio Monje Vilar  
Dr. pela EESC/USP

Prof<sup>a</sup>. Ana Luiza de Oliveira Borges  
Dr<sup>a</sup>. pela Université Joseph Fourier – Grenoble I / França

Prof. Carlos Leite Maciel Filho  
Dr. pelo IG/USP

Prof. Adriano Virgílio Damiani Bica  
PhD pela University of Surrey/UK

## AGRADECIMENTOS

O autor vem externar os mais sinceros agradecimentos a todos aqueles que de alguma forma auxiliaram na realização desta tese. Seja através da orientação técnica e científica, seja através do apoio, do incentivo e da amizade, muitas pessoas tiveram importante papel neste trabalho de doutoramento.

Mesmo correndo o risco de um indesculpável esquecimento, julgou-se importante particularizar alguns sinceros agradecimentos:

Ao professor Jarbas Milititsky, pelo incentivo e confiança conferida na idealização e realização desta pesquisa;

À professora Wai Gehling, pelo apoio e incentivo. Sua certeza de que este trabalho seria possível, foi uma grande motivação a sua realização;

À professora Regina Davison Dias, pelo incentivo e orientação na definição do tema de pesquisa;

Ao professor Adriano Bica, pelo apoio técnico no projeto e construção dos equipamentos de cisalhamento direto com controle de sucção e de Inderbitzen. Ao projeto Taludes (PADCT-FINEP/UFRGS), na pessoa do seu coordenador professor Luiz Antônio Bressani, pelo apoio financeiro a construção dos equipamentos e pela disponibilidade do veículo às atividades de campo;

Ao técnico Jair Floriano, pelo auxílio na implementação dos ensaios, em particular na solução dos aparentemente “insolúveis” problemas experimentais;

Aos bolsistas de iniciação científica Luis Fernando Finamor, Luis Cláudio Ribeiro, Anderson Marques e Caroline De Angelis, pelo inestimável auxílio nas atividades de campo e laboratório. Espero que, além da construção de sólidos laços de amizade, tenha contribuído na suas formações acadêmicas e profissionais;

Ao professor Nestor Kämpf, pela realização de ensaios de difratometria de raios X junto ao Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS;

Ao geólogo Ednei Koester, pelo auxílio na caracterização do substrato geológico do Loteamento Algarve;

Ao professor Mário Sérgio Vaz Cabeda, do Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS, pelo empréstimo do equipamento para realização de ensaios de estabilidade de agregados por peneiramento múltiplo;

À professora Ana Luiza de Oliveira Borges, pela oportunidade da realização dos ensaios de erosão no canal do IPH/UFRGS, e ao engenheiro agrônomo Carlos Rockenbach, pelo treinamento e auxílio nos ensaios;

Ao DEMIN/CIENTEC, por propiciar a realização em seu Laboratório de Solos dos ensaios de classificação MCT. Em especial aos técnicos Amaral e Pedro, pelo apoio na execução dos experimentos;

Ao Laboratório de Microscopia Eletrônica do Departamento de Metalurgia da EE/UFRGS, pela obtenção das imagens em microscópio eletrônico;

À Universidade Federal do Rio Grande e ao PICD/CAPES, pela oportunidade e financiamento à realização deste doutoramento. Ao Departamento de Materiais e Construção, pelo apoio e auxílio a participação em eventos para divulgação da pesquisa. Aos colegas da área geotécnica, professores Cláudio Dias e Waldir Terra Pinto, pela substituição nas atividades acadêmicas;

Aos amigos e colegas Gilnei Arnold, Rinaldo Pinheiro, Washington Núñez, Pedro Ferreira e Sérgio Azevedo, pelo companheirismo;

A todos os demais colegas e professores da área de geotecnia do PPGEC/UFRGS, pelo convívio ao longo desta árdua mas gratificante jornada.

Dedico este trabalho a minha tão querida família

À minha esposa, Jacqueline, e aos meus filhos, Augusto e Juliana

As verdadeiras razões do meu viver

Pela partilha dos momentos de felicidade, pela compreensão aos momentos renúncia e ausência e pelo apoio afetuoso nos momentos difíceis

Tenham certeza que esta tese é também de vocês.

## SUMÁRIO

LISTA DE QUADROS .....	xii
LISTA DE TABELAS .....	xiii
LISTA DE FIGURAS .....	xv
LISTA DE FOTOGRAFIAS .....	xix
LISTA DE SIGLAS .....	xxi
LISTA DE SÍMBOLOS .....	xxii
RESUMO .....	xxv
ABSTRACT .....	xxvi
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1 O FENÔMENO DE EROSIÃO DOS SOLOS .....	1
1.2 A ERODIBILIDADE DOS SOLOS .....	2
1.3 O PROBLEMA DE PESQUISA .....	3
1.4 A PROPOSTA DE PESQUISA .....	6
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA – ERODIBILIDADE DOS SOLOS .....</b>	<b>9</b>
2.1 O ENFOQUE AGRONÔMICO – ÍNDICES E MODELOS DE EROSIÃO .....	10
<b>2.1.1 Indexadores para a erodibilidade dos solos .....</b>	<b>10</b>
<b>2.1.2 A erodibilidade em modelos de previsão de erosão .....</b>	<b>13</b>
2.1.2.1 Os modelos empíricos – a USLE .....	13
2.1.2.2 Os modelos baseados em processos – o WEEP .....	16
2.1.2.3 Outros modelos de erosão .....	20
2.1.2.4 Conceitos e propriedades geomecânicas em modelos de erosão .....	21
2.2 O ENFOQUE DA HIDRÁULICA DE CANAIS .....	24
<b>2.2.1 Parâmetros hidráulicos de erodibilidade .....</b>	<b>24</b>
<b>2.2.2 Ensaio hidráulico no estudo da resistência à erosão .....</b>	<b>26</b>
2.2.2.1 Ensaio em canais hidráulicos .....	27
2.2.2.2 Ensaio de jato submerso .....	28
2.2.2.3 Ensaio de cilindro rotatório .....	29
<b>2.2.3 Critérios de erodibilidade na prática de projetos de obras hidráulicas .....</b>	<b>31</b>
<b>2.2.4 A dispersibilidade de solos argilosos .....</b>	<b>32</b>
2.3 O ENFOQUE DA GEOLOGIA DE ENGENHARIA .....	36
<b>2.3.1 A previsão da erodibilidade direcionada ao mapeamento geotécnico .....</b>	<b>37</b>
<b>2.3.2 Estudos sobre boçorocas .....</b>	<b>38</b>
2.4 O ENFOQUE GEOTÉCNICO – APLICAÇÃO DE CONCEITOS DA MECÂNICA DOS SOLOS .....	41
<b>2.4.1 Estudos em erodibilidade realizados pelo LNEC .....</b>	<b>41</b>
<b>2.4.2 O emprego de ensaios de erosão no meio geotécnico .....</b>	<b>44</b>

2.4.2.1	Ensaio de Inderbitzen .....	44
2.4.2.2	Ensaio de desagregação .....	47
2.4.2.3	Ensaio de Philipponat .....	48
<b>2.4.3</b>	<b>Critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT .....</b>	<b>48</b>
2.4.3.1	Estimativa da erodibilidade de solos tropicais com base na classificação MCT .....	48
2.4.3.2	Critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979) .....	50
2.4.3.3	Critério de erodibilidade baseado no Metodologia MCT–M e curvas de sucção – Ábaco de erodibilidade para solos tropicais (Vertamatti e Araújo, 1990 e 1998) .....	52
<b>2.4.4</b>	<b>Critérios de erodibilidade baseados em ensaios de cone de laboratório, resistência à compressão simples e estabilidade de agregados propostos por Alcântara (1997) .....</b>	<b>54</b>
<b>2.4.5</b>	<b>Peculiaridades sobre a erosão de solos tropicais e subtropicais em taludes de corte em obras viárias .....</b>	<b>57</b>
<b>2.4.6</b>	<b>A relação entre a erodibilidade e o comportamento geomecânico dos solos discutida em estudos geotécnicos .....</b>	<b>61</b>
<b>3</b>	<b>SOLOS ESTUDADOS .....</b>	<b>65</b>
3.1	PANORAMA DA EROSIÃO NA REGIÃO METROPOLITANA DE PORTO ALEGRE – A ESCOLHA DOS SOLOS ESTUDADOS .....	65
3.2	LOTEAMENTO ALGARVE – ALG .....	71
<b>3.2.1</b>	<b>Processos erosivos no Loteamento Algarve .....</b>	<b>71</b>
<b>3.2.2</b>	<b>Perfil estudado .....</b>	<b>72</b>
3.3	ÁREA DE EMPRÉSTIMO DA RS239 – RS239 .....	77
<b>3.3.1</b>	<b>Processos erosivos na RS239 .....</b>	<b>77</b>
<b>3.3.2</b>	<b>Perfil estudado .....</b>	<b>80</b>
3.4	LOTEAMENTO PARQUE DO TRABALHADOR – PT .....	83
<b>3.4.1</b>	<b>Processos erosivos no Loteamento Parque do Trabalhador .....</b>	<b>83</b>
<b>3.4.2</b>	<b>Perfil estudado .....</b>	<b>83</b>
3.5	MORRO DO OSSO / CIDADE DE DEUS – CD .....	86
<b>3.5.1</b>	<b>Processos erosivos no Morro do Osso junto à Vila Cidade de Deus .....</b>	<b>86</b>
<b>3.5.2</b>	<b>Perfil estudado .....</b>	<b>86</b>
3.6	AMOSTRAGEM .....	89
<b>4</b>	<b>MÉTODOS DE ENSAIOS .....</b>	<b>91</b>
4.1	ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO .....	91
<b>4.1.1</b>	<b>Ensaios de caracterização geotécnica .....</b>	<b>91</b>
<b>4.1.2</b>	<b>Ensaios de caracterização química .....</b>	<b>91</b>
<b>4.1.3</b>	<b>Ensaios de caracterização mineralógica e microestrutural .....</b>	<b>92</b>
<b>4.1.4</b>	<b>Técnica do papel filtro para levantamento das relações sucção x teor de umidade .....</b>	<b>92</b>
<b>4.1.5</b>	<b>Ensaios de caracterização pela Metodologia MCT .....</b>	<b>93</b>
4.2	ENSAIOS GEOMECÂNICOS .....	94

<b>4.2.1</b>	<b>Ensaio de resistência ao cisalhamento</b> .....	94
4.2.1.1	Ensaio de cisalhamento direto convencionais .....	95
4.2.1.2	Ensaio de cisalhamento direto com controle de sucção .....	95
<b>4.2.2</b>	<b>Ensaio de colapsibilidade em oedômetros</b> .....	97
4.3	ENSAIOS PARA AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE .....	97
<b>4.3.1</b>	<b>Ensaio de Inderbitzen</b> .....	98
<b>4.3.2</b>	<b>Ensaio pelo critério de erodibilidade MCT</b> .....	102
4.3.2.1	Ensaio de infiltrabilidade .....	103
4.3.2.2	Ensaio de erodibilidade específica .....	103
<b>4.3.3</b>	<b>Ensaio pelo critério de erodibilidade do LNEC</b> .....	104
4.3.3.1	Ensaio de expansibilidade LNEC .....	104
4.3.3.2	Ensaio de determinação do limite de absorção .....	106
<b>4.3.4</b>	<b>Ensaio de dispersão SCS</b> .....	108
<b>4.3.5</b>	<b>Ensaio de desagregação</b> .....	108
<b>4.3.6</b>	<b>Ensaio de cone de laboratório</b> .....	109
<b>4.3.7</b>	<b>Ensaio de estabilidade de agregados pelo método de peneiramento múltiplo</b> .....	111
<b>5</b>	<b>RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DOS SOLOS</b> .....	<b>114</b>
5.1	CARACTERIZAÇÃO FÍSICA .....	114
<b>5.1.1</b>	<b>Granulometria, limites de Atterberg e classificação SUCS</b> .....	114
<b>5.1.2</b>	<b>Índices físicos</b> .....	114
5.2	CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA .....	116
<b>5.2.1</b>	<b>Análise química da fração terra fina e da água intersticial</b> .....	116
<b>5.2.2</b>	<b>Análise dos elementos químicos maiores por fluorescência de raios X</b> .....	117
5.3	CARACTERIZAÇÃO MINERALÓGICA E MICROESTRUTURAL .....	118
<b>5.3.1</b>	<b>Mineralogia da fração fina</b> .....	118
<b>5.3.2</b>	<b>Análise microestrutural dos solos do perfil ALG</b> .....	119
5.4	RELAÇÕES SUÇÃO x UMIDADE E SUÇÃO x GRAU DE SATURAÇÃO .....	121
5.5	CLASSIFICAÇÃO DOS SOLOS PELA METODOLOGIA MCT .....	131
<b>6</b>	<b>PROPRIEDADES GEOMECÂNICAS DOS SOLOS ESTUDADOS – RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO E COLAPSIBILIDADE</b> .....	<b>133</b>
6.1	RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO .....	133
<b>6.1.1</b>	<b>Resistência ao cisalhamento sob condições de sucção controlada para os solos ALGB e ALGC</b> .....	133
6.1.1.1	Análise da variação da resistência ao cisalhamento com relação a sucção matricial dos solos ALGB e ALGC .....	138
6.1.1.2	Previsão da variação da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial baseada na curva característica .....	142
6.1.1.3	Estimativa da resistência ao cisalhamento na superfície do terreno para os solos ALGB e ALGC nas condições de umidade verificadas em campo e para a condição de saturação .....	151

6.1.2	<b>Resistência ao cisalhamento a partir de ensaios na condição de umidade natural e inundados para os solos dos perfis RS239, PT e CD</b> .....	153
6.1.3	<b>Resistência ao cisalhamento dos solos estudados em função das variações de sucção em campo e sujeitos a saturação</b> .....	156
6.2	<b>COLAPSIBILIDADE</b> .....	158
6.2.1	<b>Colapso estrutural na condição de umidade de campo sob variável carregamento</b> .....	159
6.2.2	<b>Colapso estrutural para o mínimo carregamento normal em amostras sob variável condição de umidade inicial</b> .....	160
<b>7</b>	<b>AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS</b> .....	<b>163</b>
7.1	<b>O COMPORTAMENTO DOS SOLOS EM CAMPO FRENTE A EROSÃO</b> .....	163
7.2	<b>AVALIAÇÃO INDIRETA DA ERODIBILIDADE</b> .....	163
7.2.1	<b>Estimativa do fator erodibilidade K da Equação Universal de Perda de Solo (<math>K_{USLE}</math>)</b> .....	165
7.2.2	<b>CrITÉRIOS na prática de projetos de obras hidráulicas</b> .....	166
7.2.3	<b>Avaliação da dispersibilidade dos solos estudados</b> .....	168
7.2.3.1	Dispersibilidade dos solos com base nos ensaios químicos da água intersticial – aplicação do critério de Sherard et al. (1976) .....	168
7.2.3.2	Dispersibilidade dos solos com base nos ensaios de dispersão SCS .....	169
7.2.4	<b>Avaliação do potencial de desagregação dos solos estudados</b> .....	170
7.2.5	<b>CrITÉRIOS de erodibilidade estabelecidos pelo LNEC</b> .....	173
7.2.6	<b>CrITÉRIOS de erodibilidade baseados na Metodologia MCT</b> .....	177
7.2.6.1	Características de erodibilidade a partir da classificação MCT do solos estudados .	177
7.2.6.2	CrITÉRIO de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979) .....	177
7.2.6.3	CrITÉRIO de erodibilidade de Vertamatti e Araújo (1990) .....	180
7.2.7	<b>Aplicação de critérios de erodibilidade propostos por Alcântara (1997)</b> .....	181
7.2.7.1	CrITÉRIO baseado no ensaio de cone de laboratório .....	182
7.2.7.2	CrITÉRIO baseado na estabilidade de agregados .....	185
7.3	<b>AVALIAÇÃO DIRETA DA ERODIBILIDADE – ENSAIOS DE INDERBITZEN</b> .....	188
7.3.1	<b>Resultados obtidos</b> .....	188
7.3.2	<b>CrITÉRIO de erodibilidade a partir do ensaio de Inderbitzen</b> .....	194
<b>8</b>	<b>ANÁLISE GLOBAL DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS</b> .....	<b>198</b>
8.1	<b>RESUMO DA AVALIAÇÃO QUALITATIVA DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS COM BASE NOS CRITÉRIOS ABORDADOS</b> .....	198
8.2	<b>RESUMO DOS PARÂMETROS DE ERODIBILIDADE E PARÂMETROS FÍSICOS ENVOLVIDOS NA AVALIAÇÃO INDIRETA DA ERODIBILIDADE</b> .....	200
8.3	<b>ANÁLISE DOS PARÂMETROS FÍSICOS E GEOMECÂNICOS FRENTE À ERODIBILIDADE RELATIVA OBSERVADA EM CAMPO E À TAXA DE ERODIBILIDADE MEDIDA EM LABORATÓRIO</b> .....	201
8.3.1	<b>Análise da erodibilidade pelo teor de finos, plasticidade, <math>K_{USLE}</math> e Razão de Dispersão</b> .....	203
8.3.2	<b>Análise da erodibilidade pelo critério de erodibilidade MCT</b> .....	205

8.3.3	<b>Análise da erodibilidade pela variação da resistência à penetração do cone de laboratório e estabilidade de agregados</b> .....	208
8.3.4	<b>Análise da erodibilidade pela coesão e potencial de colapso</b> .....	208
8.4	<b>DISCUSSÃO SOBRE O PAPEL DA COESÃO NA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS</b> .....	212
<b>9</b>	<b>PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS</b> .....	<b>214</b>
9.1	DADOS PRELIMINARES .....	214
9.2	INVESTIGAÇÃO IN SITU DO COMPORTAMENTO DOS SOLOS FRENTE À EROSIÃO .....	215
9.3	A AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE .....	216
9.3.1	<b>A avaliação direta da erodibilidade</b> .....	216
9.3.2	<b>A avaliação indireta da erodibilidade</b> .....	217
9.3.2.1	1º nível – Avaliação da erodibilidade a partir de dados da caracterização geotécnica .....	218
9.3.2.2	2º nível – Avaliação da erodibilidade a partir de ensaios da Metodologia MCT .....	218
9.3.2.3	3º nível – Avaliação da erodibilidade a partir da resistência ao cisalhamento .....	219
9.3.3	<b>Resumo dos critérios na avaliação da erodibilidade</b> .....	219
9.3.4	<b>Medidas preventivas a partir da avaliação da erodibilidade</b> .....	220
9.4	PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS – ROTEIRO E FLUXOGRAMA .....	221
<b>10</b>	<b>CONCLUSÕES</b> .....	<b>224</b>
10.1	A ERODIBILIDADE DOS SOLOS .....	224
10.2	OS SOLOS ESTUDADOS – ESCOLHA DOS PERFIS E CARACTERIZAÇÃO DOS SOLOS .....	225
10.3	PROPRIEDADES GEOMECÂNICAS DOS SOLOS ESTUDADOS .....	227
10.4	AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS .....	229
10.5	PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS .....	234
<b>11</b>	<b>SUGESTÕES À CONTINUIDADE DA PESQUISA</b> .....	<b>237</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	<b>239</b>
	<b>APÊNDICE A – INVESTIGAÇÃO DE CAMPO NO LOTEAMENTO ALGARVE</b>	
	<b>APÊNDICE B – ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO COM CONTROLE DE SUÇÃO (CDCS)</b>	
	<b>APÊNDICE C – RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO DO SOLO ALGC POR MEIO DE ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO CONVENCIONAIS COM</b>	

**CONTROLE PRÉVIO DO TEOR DE UMIDADE DAS AMOSTRAS (CDCW)**

**APÊNDICE D – ENSAIOS REALIZADOS NO CANAL DO IPH/UFRGS**

## LISTA DE QUADROS

### CAPÍTULO 1

Quadro 1 – Fatores da erodibilidade dos solos (adaptado de Lal, 1990 apud Alcântara, 1997) ..	4
---	---

### CAPÍTULO 2

Quadro 1 – Enfoque de estudos sobre erosão por diferentes áreas do conhecimento .....	9
Quadro 2 – Principais pesquisas na área agrônômica realizadas entre as décadas de 20 e 60 voltadas a busca de índices de erosão .....	12
Quadro 3 – Considerações sobre as limitações dos principais índices de erosão propostos até a década de 60 (segundo Bryan, 1968) .....	13
Quadro 4 – Características dos grupos MCT quanto à erosão em cortes (modificado de Nogami e Villibor, 1995) .....	49

### CAPÍTULO 3

Quadro 1 – Resumo das amostras coletadas .....	90
--	----

### CAPÍTULO 5

Quadro 1 – Minerais identificados na fração < 0,074 mm (pó) e argila coloidal (arg) em ensaios de difratometria de raios X .....	119
Quadro 2 – Expressões das curvas ajuste para relações $(u_a - u_w) \times w$ e $(u_a - u_w) \times S$ (válidas para $(u_a - u_w) < 1000$ kPa) e estimativa da variação da sucção matricial em campo .....	125

### CAPÍTULO 7

Quadro 1 – Erodibilidade relativa dos solos estudados com base no comportamento verificado em campo .....	164
Quadro 2 – Critérios na prática de projetos de obras hidráulicas (segundo Hénensal, 1987 e Hanson, 1991) .....	166
Quadro 3 – Enquadramento dos solos estudados segundo critérios empregados na prática de projetos de obras hidráulicas .....	167
Quadro 4 – Descrição do comportamento dos solos estudados nos ensaios de desagregação ..	171
Quadro 5 – Aplicação do critério de escolha de solos resistentes à erosão de Nascimento e Castro (1976) .....	176
Quadro 6 – Características das classes LG', NA' e NS' da Metodologia MCT relacionadas à erodibilidade (Villibor et al., 1986) .....	177

### CAPÍTULO 8

Quadro 1 – Resumo da avaliação qualitativa da erodibilidade e propriedades correlatas dos solos estudados segundo os principais critérios abordados no Capítulo 7 .....	199
---	-----

### CAPÍTULO 9

Quadro 1 – Resumo do critério proposto na avaliação direta da erodibilidade .....	220
Quadro 2 – Resumo dos critérios propostos na avaliação indireta da erodibilidade .....	220

## LISTA DE TABELAS

### CAPÍTULO 3

Tabela 1 – Dados obtidos por Ferreira (1997) .....	81
Tabela 2 – Dados obtidos por Orlandini (1991) para solo saprolítico do Loteamento Parque do Trabalhador .....	86
Tabela 3 – Dados obtidos por Bastos (1991) para o perfil CD .....	89

### CAPÍTULO 5

Tabela 1 – Granulometria, limites de Atterberg e classificação SUCS dos solos estudados .....	114
Tabela 2 – Índices físicos dos solos estudados .....	115
Tabela 3 – Valores de CTC, teores de cátions Ca, Mg, Na e K no extrato de saturação e os parâmetros TSD, %Na e índice RAS .....	117
Tabela 4 – Teores de elementos maiores determinados por fluorescência de raios X para a fração de solo < 0,42 mm e parâmetros $K_i^*$ e $K_r^*$ calculados .....	118
Tabela 5 – Parâmetros de ajuste para a relação $(u_a - u_w) \times S$ segundo Fredlund e Xing (1994) e estimativa da variação da sucção matricial no campo para os solos estudados ...	127
Tabela 6 – Coeficientes $c'$ e $d'$ , índice $e'$ e perda por imersão $P_i$ da Metodologia MCT para os solos estudados .....	131

### CAPÍTULO 6

Tabela 1 – Ensaio CDCS e CD inundados para os solos ALGB e ALGC – teor de umidade inicial ( $w_{inicial}$ ) e final ( $w_{final}$ ) e tensão cisalhante de ruptura ( $\tau_r$ ) .....	134
Tabela 2 – Parâmetros de resistência: coesão ( $c$ ) e ângulo de atrito ( $\phi$ ) obtidos para os solos ALGB e ALGC nos ensaios CDCS e CD inundado .....	137
Tabela 3 – Valores dos coeficientes das funções hiperbólicas ajustadas a variação da coesão com a sucção matricial e coeficientes de determinação dos ajustes .....	138
Tabela 4 – Valores de $\phi^b$ ( $\phi_{1}^b$ e $\phi_{2}^b$ ) pela aproximação bilinear às envoltórias $\tau_r \times (u_a - u_w)$ .....	139
Tabela 5 – Valores de resistência ao cisalhamento na condição $\sigma =$ zero – $\tau_{r(\sigma=0)}$ – para os solos ALGB e ALGC face à variação do grau de saturação e da sucção matricial em campo, segundo os diferentes ajustes e previsões (aproximações A a E) .....	153
Tabela 6 – Parâmetros de resistência obtidos nos ensaios de cisalhamento direto realizados em amostras na condição de umidade natural de campo ( $c_{nat}$ e $\phi_{nat}$ ) e em amostras inundadas ( $c_{inu}$ e $\phi_{inu}$ ) para os solos dos perfis RS239, PT e CD .....	154
Tabela 7 – Comparação entre a coesão obtida de ensaios de cisalhamento direto na umidade natural ( $c_{nat}$ ) e a previsão de $\tau_{r(\sigma=0)}$ com base nos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995) .....	155
Tabela 8 – Valores de coesão e da variação de coesão ( $\Delta c$ ) para os solos estudados .....	158
Tabela 9 – Coeficiente de colapso ( $i_c$ ) obtido em ensaios com amostras na condição de umidade natural sob variado carregamento normal ( $\sigma = 6,25$ a 100 kPa) .....	159
Tabela 10 – Estimativa dos coeficientes de colapso mínimo, máximo e médio na faixa de variação de umidade (e do grau de saturação) no campo para os solos estudados .....	

estudados .....	161
<b>CAPÍTULO 7</b>	
Tabela 1 – Estimativa do parâmetro $K_{USLE}$ para os solos estudados segundo o nomograma de Wischmeier et al.(1971) .....	165
Tabela 2 – Resultados dos ensaios de dispersão SCS em termos da % dispersão (NBR 13602/96) e da Razão de Dispersão (RD) (Middleton, 1930) .....	170
Tabela 3 – Aplicação dos critérios de Santos e Castro (1965) e Meireles (1967) aos solos estudados .....	174
Tabela 4 – Critério de erodibilidade pela Metodologia MCT – valores do coeficiente de sorção (s) e perda por imersão (pi) para diferentes condições de umidade das amostras ..	178
Tabela 5 – Valores de penetração e parâmetros de variação de penetração obtidos em ensaios de cone de laboratório com os solos estudados .....	182
Tabela 6 – Diâmetros médios ponderados (DMP e DMPnat) para os agregados estáveis em água dos solos estudados .....	187
Tabela 7 – Resultados dos ensaios de Inderbitzen – Perda de Solo (em $10^{-3}$ g/cm <sup>2</sup> /min), para diferentes condições de fluxo (Q– vazão e i– inclinação da rampa) e teor de umidade das amostras, e parâmetros $\tau_{\text{crit}}$ (em Pa) e K (em $10^{-2}$ g/cm <sup>2</sup> /min/Pa) .....	190
<b>CAPÍTULO 8</b>	
Tabela 1 – Fator erodibilidade da USLE, parâmetros físicos envolvidos na avaliação indireta da erodibilidade, valores da taxa de erodibilidade medidos nos ensaios de Inderbitzen e parâmetros geomecânicos referentes à resistência ao cisalhamento e à colapsibilidade para os solos estudados .....	202

## LISTA DE FIGURAS

### CAPÍTULO 2

Figura 1 – Nomograma de Wischmeier et al.(1971) .....	16
Figura 2 – Ilustração do conceito de erosão em sulcos e entressulcos .....	18
Figura 3 – Representação gráfica da equação de Du Boys .....	19
Figura 4 – Superfície de máxima erosão segundo o modelo de Rowlison e Martin (1971) .....	21
Figura 5 – Modelo de Chaves (1994) para incisão do canal devido à erosão hídrica, seguido de desmoronamento da parede lateral .....	23
Figura 6 – Exemplo de um canal hidráulico .....	27
Figura 7 – Arranjo para ensaio de jato vertical submerso .....	28
Figura 8 – Seção transversal de um equipamento para ensaio de cilindro rotatório .....	30
Figura 9 – Ensaio de “pinhole” .....	33
Figura 10 – Comportamento de uma amostra erodível e não erodível no ensaio de “pinhole” .....	34
Figura 11 – Critério de dispersibilidade baseado na relação TDS x %Na .....	35
Figura 12 – Abordagem da erosão em encostas e taludes pela análise do escoamento superficial uniforme em talude infinito .....	43
Figura 13 – Critério para a escolha de solos resistentes à erosão, segundo Nascimento e Castro (1976) .....	44
Figura 14 – Equipamento do ensaio de Inderbitzen – concepção original .....	45
Figura 15 – Equipamento de Inderbitzen empregado na pesquisa Estabilidade de Taludes – IPR/COPPE/TRAFECON (1975–1978) .....	46
Figura 16 – Faixas de erodibilidade definidas sobre o ábaco classificatório MCT modificado ....	50
Figura 17 – Ensaio de (a) infiltrabilidade e (b) erodibilidade específica (perda por imersão modificado) da Metodologia MCT .....	51
Figura 18 – Critério de erodibilidade MCT .....	52
Figura 19 – Ábaco de erodibilidade para solos tropicais .....	54
Figura 20 – Equipamento para ensaio de cone de laboratório .....	55

### CAPÍTULO 3

Figura 1 – Região Metropolitana de Porto Alegre e localização dos perfis estudados .....	65
Figura 2 – Geologia da RMPA .....	67
Figura 3 – Solos da RMPA .....	68
Figura 4 – Carta de erosão laminar de Porto Alegre .....	69
Figura 5 – Perfil típico do Loteamento Algarve (ALG) .....	76
Figura 6 – Resultados de condutividade hidráulica a partir de ensaios com o permeâmetro de Guelph na área teste. (a) perfil geotécnico; (b) condutividade hidráulica saturada ( $k_{fs}$ ) e (c) parâmetro de condutividade hidráulica não saturada ( $\alpha$ ) .....	79
Figura 7 – Perfil típico da área teste do RS239 .....	80
Figura 8 – Perfil típico PT .....	84
Figura 9 – Perfil típico CD .....	88

**CAPÍTULO 4**

Figura 1 – Esquema do equipamento de Inderbitzen do LMS/UFRGS .....	98
Figura 2 – Curva típica perda de solo acumulada por unidade de área x tempo de ensaio para o ensaio de Inderbitzen .....	101
Figura 3 – Definição dos parâmetros K e $\tau_{\text{crit}}$ a partir dos resultados do ensaio de Inderbitzen ..	102
Figura 4 – Curva típica $L \times t^{1/2}$ e elementos para estimativa do coeficiente de sorção (s) no ensaio de infiltrabilidade da Metodologia MCT .....	104

**CAPÍTULO 5**

Figura 1 – Valores de umidade de campo medidos ao longo do programa experimental (de maio/96 a janeiro/99) .....	116
Figura 2 – Dados sucção matricial x umidade (( $u_a - u_w$ ) x w) obtidos em trajetórias de umedecimento (umd) e secagem (sec) pela técnica do papel filtro (pf) e pelo transdutor de alta capacidade (tr) para os solos ALGB (B) e ALGC (C) .....	122
Figura 3 – Dados sucção matricial x grau de saturação (( $u_a - u_w$ ) x S) obtidos em trajetórias de umedecimento (umd) e secagem (sec) pela técnica do papel filtro (pf) e pelo transdutor de alta capacidade (tr) para os solos ALGB (B) e ALGC (C) .....	122
Figura 4 – Dados sucção matricial x umidade (( $u_a - u_w$ ) x w) para os solos estudados .....	123
Figura 5 – Dados sucção matricial x grau de saturação (( $u_a - u_w$ ) x S) para os solos estudados .	123
Figura 6 – Curvas de ajuste às relações ( $u_a - u_w$ ) x w e ( $u_a - u_w$ ) x S para o solo ALGC, válida para valores de ( $u_a - u_w$ ) < 1000 kPa .....	124
Figura 7 – Dados experimentais e curvas de ajuste ( $u_a - u_w$ ) x S para ( $u_a - u_w$ ) < 1000 kPa .....	126
Figura 8 – Relação entre os coeficientes exponenciais das expressões para as curvas de ajuste ( $u_a - u_w$ ) x w e ( $u_a - u_w$ ) x S para ( $u_a - u_w$ ) < 1000 kPa e o teor de argila (< 0,005 mm) dos solos estudados .....	126
Figura 9 – Ajuste dos dados ( $u_a - u_w$ ) x S por Fredlund e Xing (1994) para o solo ALGC .....	128
Figura 10 – Ajuste aos dados ( $u_a - u_w$ ) x S pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) e pela expressão de ajuste estatístico para o solo ALGC. Detalhe para ( $u_a - u_w$ ) < 1000 kPa .....	128
Figura 11 – Ajuste aos dados ( $u_a - u_w$ ) x S por Fredlund e Xing (1994) para o solo ALGB .....	129
Figura 12 – Ajuste aos dados ( $u_a - u_w$ ) x S por Fredlund e Xing (1994) e pela expressão de ajuste estatístico para o solo ALGB. Detalhe para ( $u_a - u_w$ ) < 1000 kPa .....	130
Figura 13 – Solos estudados no gráfico de classificação MCT .....	132

**CAPÍTULO 6**

Figura 1 – Envoltórias de resistência para o solo ALGB .....	135
Figura 2 – Envoltórias de resistência para o solo ALGC .....	135
Figura 3 – Parâmetros de resistência em função da sucção matricial para os solos ALGB e ALGC .....	137
Figura 4 – Ajuste por funções hiperbólicas da variação da coesão com a sucção matricial dos solos ALGB e ALGC .....	138
Figura 5 – Ajustes bilineares por Fredlund et al.(1978) aos dados $\tau_r$ x ( $u_a - u_w$ ) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC .....	140
Figura 6 – Variação da resistência ao cisalhamento do solo com a sucção matricial. (a) relação entre a curva característica e a envoltória $\tau_r$ x ( $u_a - u_w$ ) e (b) efeito da dessaturação na resistência ao cisalhamento num elemento formado por duas partículas .....	141
Figura 7 – Relação ( $u_a - u_w$ ) x S para os solos ALGB e ALGC – dados experimentais, ajuste estatístico e dados finais dos ensaios CDCS .....	144
Figura 8 – Envoltórias $\tau_r$ x ( $u_a - u_w$ ) pelo modelo de Öberg e Sällfors (1995) para (a) solo ALGB	

e (b) solo ALGC .....	145
Figura 9 – Envoltórias $\tau_r$ x $(u_a - u_w)$ pelo modelo de Fredlund et al.(1995) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC .....	148
Figura 10 – Envoltórias $\tau_r$ x $(u_a - u_w)$ pelo modelo de Vanapalli et al.(1996) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC .....	150
Figura 11 – Comparação entre os valores de $c_{nat}$ obtidos nos ensaios de cisalhamento direto na condição de umidade natural e os valores de $\tau_{r(\sigma=0)}$ estimados pelos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995) .....	155
Figura 13 – Valores do coeficiente de colapso ( $i_c$ ) para ensaios na condição de umidade natural sob carregamento normal ( $\sigma$ ) de 6,25 a 100 kPa .....	156
Figura 14 – Variação do coeficiente de colapso ( $i_c$ ) em função (a) do teor de umidade inicial e (b) do grau de saturação inicial das amostras e respectivas faixas de variação destas grandezas verificadas em campo .....	160
<b>CAPÍTULO 7</b>	
Figura 1 – Situação dos solos estudados frente ao critério de dispersibilidade de Sherard et al.(1976b) .....	169
Figura 2 – Critério de erodibilidade pela Metodologia MCT – situação dos solos estudados .....	179
Figura 3 – Critério de Vertamatti e Araújo (1990) – solos estudados frente às faixas de erodibilidade no gráfico classificatório MCT–M .....	180
Figura 4 – Valores de penetração do cone de laboratório obtidos para os solos estudados em diferentes condições de umidade das amostras .....	183
Figura 5 – Dados DP x Pnat obtidos nos ensaios de cone de laboratório realizados com os solos estudados. Critério de erodibilidade – limite proposto por Alcântara (1997): DP= 20%, e previsão do limite mais adequado aos solos estudados: 50% < DP < 150% .....	184
Figura 6 – Relação DPA x Pnat obtida nos ensaios de cone de laboratório realizados com os solos estudados. Critério de erodibilidade – previsão do limite mais adequado aos solos estudados: 35% < DPA < 60% .....	185
Figura 7 – Solos estudados frente ao critério combinado (a) entre os parâmetros DP e o coeficiente de sorção (s) e (b) entre DPA e s, a partir dos ensaios de cone de laboratório e dos ensaios de infiltrabilidade (Metodologia MCT), segundo Alcântara (1997) .....	186
Figura 8 – Valores dos diâmetros médios ponderados (DMP e DMPnat) dos solos estudados e valor limite segundo critério de erodibilidade sugerido por Alcântara (1997) .....	187
Figura 9 – Valores da taxa de erodibilidade (K) obtidos em ensaios de Inderbitzen para os solos estudados .....	191
Figura 10 – Resultados dos ensaios de Inderbitzen para os solos estudados: (a) ALGB; (b) ALGC; (c) RS239BC; (d) RS239C; (e) PTB; (f) PTC; (g) CDB e (h) CDC .....	192
Figura 11 – Critério de erodibilidade com base nos dados da taxa de erodibilidade obtidos nos ensaios de Inderbitzen com amostras na umidade natural .....	194
Figura 12 – Aplicação do critério de erodibilidade proposto na pesquisa IPR/COPPE/ TRAFECOM (1975 – 1978) para os solos estudados. Resultados obtidos na condição de umidade natural e inclinação da rampa de 45° .....	195
<b>CAPÍTULO 8</b>	
Figura 1 – Relação entre a % passante na peneira #200, a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	204
Figura 2 – Relação entre o índice de plasticidade (IP), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	204
Figura 3 – Dados de Alcântara (1997) frente ao critério de erodibilidade inferido para os solos	

estudados com base na % passante peneira #200 e IP .....	205
Figura 4 – Relação entre o fator erodibilidade da USLE ( $K_{USLE}$ ), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	206
Figura 5 – Relação entre a Razão de Dispersão (RD), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	206
Figura 6 – Relações entre a razão $\pi/s$ (critério de erodibilidade MCT), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados a partir de ensaios com (a) amostras na condição de umidade natural e (b) amostras secas ao ar .....	207
Figura 7 – Relação entre a variação de penetração do cone de laboratório (DP), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	209
Figura 8 – Relação entre a coesão não saturada na umidade natural de campo (c) e a taxa de erodibilidade (K) .....	209
Figura 9 – Relação entre a coesão na condição inundada (c') e a taxa de erodibilidade (K) .....	210
Figura 10 – Relação entre a variação de coesão ( $\Delta c$ ), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados .....	211
Figura 11 – Relação entre o coeficiente de colapso estrutural ( $i_c$ ) e a taxa de erodibilidade (K) ..	211

## LISTA DE FOTOGRAFIAS

### CAPÍTULO 3

Foto 1 – Sulcos e ravinas onde o horizonte B foi exposto nos lotes (ALG) .....	72
Foto 2 – Ravinamento profundo ao ser atingido o horizonte C (ALG) .....	72
Foto 3 – Boçoroca no Loteamento Algarve .....	72
Foto 4 – Processo ativo de desmoronamento das paredes laterais de boçoroca (ALG) .....	72
Foto 5 – Presença de sinais de fluxo de sedimentos ao fundo do canal da boçoroca .....	72
Foto 6 – Buracos evidenciando processos de erosão interna .....	72
Foto 7 – Buraco responsável por solapamento da cabeceira da boçoroca .....	74
Foto 8 – Trinca evidenciando eminente solapamento .....	74
Foto 9 – Escorregamento da parede da boçoroca ao longo de estrutura reliquiar .....	74
Foto 10 – Obras de recuperação dos terrenos em área do Loteamento Algarve .....	74
Foto 11 – Vista aérea parcial do Loteamento Algarve. Localização da área teste (ALG) .....	75
Foto 12 – Boçoroca da área teste (ALG) .....	75
Foto 13 – Horizonte B do perfil ALG (ALGB) .....	78
Foto 14 – Horizonte B do perfil ALG (ALGC) .....	78
Foto 15 – Execução de ensaios de condutividade hidráulica com o permeâmetro de Guelph na cabeceira da boçoroca .....	78
Foto 16 – Buracos por erosão interna na face de talude de corte (RS239) .....	82
Foto 17 – Solapamento de base de talude por erosão junto ao pé .....	82
Foto 18 – Ravinamentos na área teste (RS239) .....	82
Foto 19 – Horizonte B/C do perfil RS239 (RS239BC) .....	82
Foto 20 – Horizonte C do perfil RS239 (RS239C) .....	82
Foto 21 – Erosão por ravinas nos lotes onde o horizonte C foi exposto (PT) .....	85
Foto 22 – Boçoroca servindo como depósito de aterro e lixo industrial (PT) .....	85
Foto 23 – Horizonte B do perfil PT (PTB) .....	85
Foto 24 – Horizonte C do perfil PT (PTC) .....	85
Foto 25 – Erosão em saibreira desativada no Morro do Osso (CD) .....	87
Foto 26 – Perfil CD .....	87

### CAPÍTULO 4

Foto 1 – Equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) do LMS/UFRGS – vista geral .....	96
Foto 2 – Equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) do LMS/UFRGS – câmara de cisalhamento .....	96
Foto 3 – Elementos do equipamento de Inderbitzen – rampa hidráulica, sistema de abastecimento d'água e amostra de solo .....	100
Foto 4 – Ensaio de Inderbitzen – amostra instalada ao fundo do canal para o ensaio .....	100
Foto 5 – Ensaio de Inderbitzen em andamento .....	100
Foto 6 – Ensaio de Inderbitzen – detalhe da amostra erodida pelo fluxo hidráulico .....	100
Foto 7 – Ensaio de Inderbitzen – peneiramento do sedimento coletado no ensaio .....	100

Foto 8 – Metodologia MCT – dispositivo para o ensaio de infiltrabilidade .....	105
Foto 9 – Metodologia MCT – amostra no ensaio de infiltrabilidade .....	105
Foto 10 – Metodologia MCT – amostra preparada ao ensaio de erodibilidade específica .....	105
Foto 11 – Ensaio de expansibilidade LNEC – material para preparação da amostra .....	107
Foto 12 – Ensaio de expansibilidade LNEC – preparação da amostra .....	107
Foto 13 – Ensaio de expansibilidade LNEC – detalhe da amostra .....	107
Foto 14 – Ensaio de expansibilidade LNEC – execução do ensaio de expansibilidade .....	107
Foto 15 – Ensaio de determinação do limite de absorção .....	107
Foto 16 – Ensaio de dispersão SCS – comparação entre ensaios com e sem dispersão química e agitação mecânica (proveta da direita e da esquerda, respectivamente) ..	110
Foto 17 – Ensaio de desagregação – amostra resistente a desagregação .....	110
Foto 18 – Ensaio de desagregação – amostra completamente desagregada .....	110
Foto 19 – Ensaio de cone de laboratório em amostra de solo estudado .....	110
Foto 20 – Solos estudados preparados para análise da estabilidade dos agregados .....	113
Foto 21 – Estabilidade de agregados – amostras para o ensaio de peneiramento múltiplo .....	113
Foto 22 – Estabilidade de agregados – execução do peneiramento múltiplo submerso .....	113
Foto 23 – Estabilidade de agregados – avaliação da distribuição granulométrica dos agregados após ensaio .....	113

## **CAPÍTULO 5**

Foto 1 – Imagem em microscopia eletrônica do solo ALGB – aumento de 407x .....	120
Foto 2 – Imagem em microscopia eletrônica do solo ALGC – aumento de 1292x .....	120

**LISTA DE SIGLAS**

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

ALG – Perfil Loteamento Algarve

CD – Perfil Morro do Osso / Cidade de Deus

CD – Ensaio de cisalhamento direto convencional

CDCS – Ensaio de cisalhamento direto com controle de sucção

CDCW – Ensaio de cisalhamento direto convencional com controle prévio da umidade das amostras

COPPE / UFRJ – Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia / Universidade Federal do Rio de Janeiro

DEMIN / CIENTEC – Departamento de Recursos Minerais / Fundação de Ciência e Tecnologia do Estado do Rio Grande do Sul

EESC / USP – Escola de Engenharia de São Carlos / Universidade de São Carlos

IPH / UFRGS – Instituto de Pesquisas Hidráulicas / Universidade Federal do Rio Grande do Sul

IPR / DNER – Instituto de Pesquisas Rodoviárias / Departamento Nacional de Estradas de Rodagem

LMS / EE / UFRGS – Laboratório de Mecânica dos Solos / Escola de Engenharia / Universidade Federal do Rio Grande do Sul

LNEC – Laboratório Nacional de Engenharia Civil de Portugal

MCT – Miniatura, Compactado, Tropical

MCT-M – Miniatura, Compactado, Tropical modificado

MCV – Moisture Condition Value

PT – Perfil Parque do Trabalhador

PUC/RJ – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

RMPA – Região Metropolitana de Porto Alegre

RS239 – Perfil área de empréstimo da RS239

SCS / USDA – Soil Conservation Service / United States Department Agriculture

SUCS – Sistema Unificado de Classificação dos Solos

UnB – Universidade de Brasília

USLE – Universal Soil Loss Equation (Equação Universal de Perda de Solo)

WEPP – Water Erosion Prediction Project

## LISTA DE SÍMBOLOS

- a – Parâmetro granulométrico (Santos e Castro, 1965)
- a, n, m – Parâmetros de ajuste para o modelo de Fredlund e Xing (1994)
- $a_w$  – Área de contato de água normalizada
- $A_w$  – Área de contato de água nos poros
- $A_w/A_{tot}$  – Fração da área total dos poros ocupada por água
- c – coesão
- c – coesão não saturada na umidade de campo
- c' – coesão efetiva
- $c_{nat}$  – coesão em ensaios com amostras na umidade natural
- $c_{inu}$  – coesão em ensaios inundados
- c', d', e' – Coeficientes e índice classificatórios da Metodologia MCT
- CTC – Capacidade de Troca Catiônica
- % dispersão – Porcentagem de dispersão (ensaio de dispersão SCS)
- DMP – Diâmetro médio ponderado dos agregados estáveis em água
- DMP<sub>nat</sub> – Diâmetro médio ponderado dos agregados na umidade natural estáveis em água DP, DPA, DP' e DPA' – Parâmetros de variação de penetração do cone de laboratório (Alcântara, 1997)
- e – Índice de vazios
- índice SAR ou índice RAS – Razão de Absorção de sódio
- h – Altura da lâmina d'água (ensaio de Inderbitzen)
- i – Inclinação da rampa (ensaio de Inderbitzen)
- $i_c$  – Coeficiente de colapso estrutural (Vargas, 1974)
- $i_{cmed}$  – Coeficiente de colapso estrutural médio no intervalo de variação da umidade de campo
- IP – Índice de plasticidade
- $k_{fs}$  – Condutividade hidráulica saturada
- K – Taxa de erodibilidade
- $K_i$  – Erodibilidade entressulcos
- $K_r$  – Erodibilidade em sulcos
- $K_i^*$  e  $K_r^*$  – Relações moleculares sílica-sesquióxidos (por ensaios de fluorescência de raios X para a fração de solo < 0,42 mm)
- $K_{USLE}$  – Fator erodibilidade da USLE
- L – Distância percorrida no tubo capilar (ensaio de infiltrabilidade)
- %Na ou ESP – Porcentagem de sódio no extrato de saturação
- p – Parâmetro de ajuste para o modelo de Fredlund et al.(1995)
- peneira #10 (40,...,200) – Peneira nº 10 (40,...,200) da série Tyler
- $p_i$  – Perda de massa por imersão modificado (Nogami e Villibor, 1979)
- Pi – Perda de massa por imersão (Metodologia MCT)

$P_{nat}$ ,  $P_{sat}$ ,  $P_{seca}$  – Penetração do cone de laboratório nas condições de umidade natural, saturada e seca ao ar das amostras (Alcântara, 1997)

$Q$  – Vazão (ensaio de Inderbitzen)

$RD$  – Razão de Dispersão (Middleton, 1930)

$s$  – Coeficiente de sorção (Nogami e Villibor, 1979)

$S$  – Grau de saturação

$S_e$  – Grau de saturação efetivo

$S_r$  – Grau de saturação residual

$t^{1/2}$  – Raiz quadrada do tempo de ensaio (ensaio de infiltrabilidade)

TSD ou TDS – Total de sais dissolvidos no extrato de saturação

$u_a$  – Pressão de ar nos poros

$u_w$  – Pressão de água nos poros

$(u_a - u_w)$  – Sucção matricial

$(u_a - u_w)_r$  – Sucção matricial residual

$v$  – Velocidade de escoamento (ensaio de Inderbitzen)

$w$  – Teor de umidade

$w'_A$  – Limite de absorção para amostras indeformadas (ensaio de limite de absorção)

$w'_o$  – Teor de umidade de saturação teórica (ensaio de limite de absorção)

$w_l$  – Limite de liquidez

$w_p$  – Limite de plasticidade

$w_{pf}$  – Teor de umidade do papel filtro

$\alpha$  – Parâmetro de condutividade hidráulica não saturada

$\chi$  – Parâmetro de sucção de Bishop (Bishop, 1959)

$\Delta c$  – Variação de coesão

$\varepsilon$  – Expansibilidade LNEC

$\phi$  – Ângulo de atrito

$\phi'$  – Ângulo de atrito efetivo

$\phi^b$  – Ângulo de resistência ao cisalhamento com respeito a sucção matricial (Fredlund et al., 1978)

$\phi^b_1$  e  $\phi^b_2$  –  $\phi^b$  estimado para os intervalos  $(u_a - u_w) \leq 30$  kPa e  $(u_a - u_w) > 30$  kPa (respectivamente)

$\phi_{nat}$  – Ângulo de atrito em ensaios com amostras na umidade natural

$\phi_{inu}$  – Ângulo de atrito em ensaios inundados

$\gamma$  – Peso específico aparente natural

$\gamma_d$  – Peso específico aparente seco

$\gamma_g$  – Peso específico real dos grãos

$\kappa$  – Parâmetro de ajuste para modelo de Vanapalli et al. (1996)

$\theta$  – Teor de umidade volumétrica

$\theta_s$  – Teor de umidade volumétrica para saturação

$\Theta$  – Teor de umidade volumétrica normalizado

$\sigma$  – Tensão normal

$\sigma'$  – Tensão normal efetiva

$\sigma_c$  – Tensão normal crítica

$\tau_h$  – Tensão cisalhante hidráulica

$\tau_{hcrit}$  – Tensão cisalhante hidráulica crítica

$\tau_r$  – Tensão cisalhante de ruptura

$\tau_{r(\sigma=0)}$  – Resistência ao cisalhamento na condição  $\sigma = \text{zero}$

## RESUMO

A erodibilidade, particularizada como a susceptibilidade a erosão hídrica por fluxo superficial concentrado, é uma das propriedades de comportamento dos solos de maior complexidade pelo grande número de variáveis intervenientes. Estudada por diferentes áreas do conhecimento (Agronomia, Hidráulica, Geologia de Engenharia e Engenharia Geotécnica), tem no meio geotécnico a maior lacuna na sua quantificação e entendimento dos mecanismos envolvidos.

O presente trabalho apresenta um estudo sobre a erodibilidade de solos residuais tropicais e subtropicais não saturados a partir de quatro perfis representativos dos processos erosivos e solos envolvidos na Região Metropolitana de Porto Alegre. Os solos dos principais horizontes de cada um destes perfis foram caracterizados física, química e mineralogicamente. As propriedades de resistência ao cisalhamento e colapsibilidade foram avaliadas por ensaios de cisalhamento direto convencionais e com controle de sucção e por ensaios de colapsibilidade em oedômetros, respectivamente. A erodibilidade foi avaliada em laboratório, diretamente por meio de ensaios de Inderbitzen e indiretamente por diferentes critérios e parâmetros baseados em outras características físicas e propriedades dos solos.

A análise conjunta do comportamento dos solos em campo frente a erosão, da avaliação direta e indireta da erodibilidade e das propriedades geomecânicas investigadas conduziram à formulação de uma proposta de abordagem geotécnica para a erodibilidade dos solos residuais tropicais e subtropicais não saturados. Nesta proposta destaca-se a avaliação direta da erodibilidade por ensaios de Inderbitzen e a indicação de solos potencialmente erodíveis baseada no teor de finos, na plasticidade, no parâmetro K da USLE, na Razão de Dispersão de Middleton, na classificação e critério de erodibilidade MCT e na variação da coesão com a saturação pelo parâmetro variação de coesão ( $\Delta c$ ) proposto.

A proposta de abordagem geotécnica para a previsão da erodibilidade dos solos visa dotar o engenheiro geotécnico de uma ferramenta destinada à avaliação do potencial erosivo dos terrenos antes de uma iniciativa de ocupação urbana ou implantação de qualquer outra obra de engenharia. Esta avaliação é o passo inicial no direcionamento de medidas preventivas e que visem minimizar o impacto da obra ao meio físico natural, no que se refere a erosão hídrica por fluxo superficial concentrado.

## ABSTRACT

Erodibility, defined as the susceptibility to hydric erosion due to surface concentrated flow, is one of soils most complex behavior properties because of the great number of involved variables. Studied in different knowledge areas (Agronomy, Hydraulics, Engineering Geology and Geotechnical Engineering), erodibility has in Geotechnical Engineering the greatest deficiency in terms of quantification and comprehension of involved mechanisms.

This thesis presents a study on the erodibility of residual tropical and subtropical unsaturated soils, carried out with four profiles representative of erosive processes and of soils found in Porto Alegre Metropolitan Region (Southern Brazil). The soils of the main horizons of these profiles were characterized physically, chemically and mineralogically. Shear strength and collapsibility properties were evaluated by means of both conventional and suction controlled direct shear tests and by collapsibility tests made in oedometric equipment, respectively. Erodibility was evaluated in laboratory, directly by means of Inderbitzen tests and indirectly by different criteria and parameters based in other soil physical characteristics and properties.

The combined analysis of in situ soil behavior concerning erosion, direct and indirect evaluation of erodibility and investigated geomechanical properties, led to the formulation of a proposal of geotechnical approach to the erodibility of tropical and subtropical unsaturated soils. In the proposal, emphasis is given to the direct evaluation of erodibility by means of Inderbitzen tests and to the indication of potentially erodible soils, based in fines content, plasticity, USLE K-parameter, Middleton's Dispersion Ratio, MCT classification and erodibility criterion and cohesion variation due to saturation evaluated by the cohesion variation proposed parameter ( $\square c$ ).

The proposal of geotechnical approach to soils erodibility aims at providing the geotechnical engineer with a tool for evaluating the erosive potential of lands, prior to urban occupation or any other engineer work. This evaluation is the first step towards the establishment of preventive measures and also of measures destined to minimize the environmental impact of engineer works, concerning to hydric erosion due to surface concentrated flow.

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 O FENÔMENO DE EROSIÃO DOS SOLOS

*Erosão*, termo que provém do latim “erodere” cujo significado é corroer, tem variadas definições encontradas na literatura. Em uma definição abrangente, podemos considerar erosão como um conjunto de processos pelos quais os materiais da crosta terrestre são degradados, dissolvidos ou desgastados e transportados de um ponto a outro pelos agentes erosivos, tais como as geleiras, os rios, os mares, o vento ou a chuva. Particularizando, a erosão onde o agente é a água é chamada de *erosão hídrica*.

A erosão constitui um processo natural. É considerada um agente geológico que provoca a modificação das paisagens terrestres e, como tal, é lento e medido pelo tempo geológico. A interferência humana altera este processo natural, em geral, acelerando sua ação e aumentando sua intensidade. Quando a ação antrópica é caracterizada como deflagradora e/ou intensificadora dos processos de erosão hídrica é adotado o termo *erosão hídrica acelerada*.

A erosão hídrica tem a chuva como agente erosivo, manifestando sua ação em duas frentes: pela ação da gota e o escoamento superficial. Ambos atuam no arrancamento e transporte das partículas.

A gota de chuva ao chocar-se contra a superfície do solo destaca partículas e as movimentam a curta distância. É a chamada *erosão por impacto de gota*.

O escoamento superficial passa a se dar quando a intensidade da chuva supera a capacidade de infiltração do solo. Forma-se um fluxo superficial difuso na superfície que causa uma remoção progressiva e uniforme dos horizontes superficiais. A lâmina de fluxo superficial que escoam em direção às cotas mais baixas do terreno, tende a se concentrar gerando linhas de fluxo (filetes), responsáveis pela formação dos sulcos. O fluxo concentrado é chamado de fluxo em sulcos, enquanto o fluxo nas áreas entre os sulcos e em direção a estes é o fluxo entressulcos. Em função de particularidades na ação de cada um destes tipos de fluxo nos terrenos, tem-se a abordagem distinta em *erosão em sulcos* e a *erosão entressulcos*. A atuação da gota constitui o principal processo na erosão entressulcos, enquanto o escoamento superficial, que determina o transporte das partículas destacadas pela gota e o desgaste do leito do sulco, é o processo preponderante na erosão em sulcos.

A intensificação do processo de sulcamento do solo pela maior concentração do fluxo leva à formação de ravinas. O ravinamento do solo já indica significativa gravidade da ação erosiva, pois implica em grandes perdas de solo e no comprometimento da regularidade do terreno. O aprofundamento das ravinas pode levar a forma mais espetacular do processo de erosão hídrica, a formação das boçorocas.

Boçoroca, do tupi “mboso’roka”, gerúndio de “mboso’roz (romper ou rasgar) rasgada), pode ser definida como uma ravina de grandes dimensões originada pela grande concentração do fluxo superficial, na grande maioria das vezes provocada pela ação antrópica, combinada com a ação do fluxo subsuperficial e subterrâneo. A boçoroca é palco de diversos fenômenos: erosão superficial, erosão interna, solapamentos, desabamentos e escorregamentos, que se conjugam e conferem a esse tipo de erosão rápida evolução e elevado poder destrutivo.

Embora possa parecer de simples concepção, o fenômeno da erosão hídrica destaca-se sobretudo pela complexidade dos mecanismos envolvidos. A principal causa da dificuldade no estudo dos processos erosivos é, com certeza, a multiplicidade e a inter-relação de fatores intervenientes no fenômeno. Estes fatores podem ser agrupados em quatro classes:

- Fatores Climáticos: chuva, temperatura, radiação solar e vento. A chuva é, sem dúvida, o mais importante, provoca diretamente a erosão pelo impacto das gotas sobre a superfície e determina o fluxo concentrado das águas de escoamento superficial. Sua ação erosiva, chamada de *erosividade*, depende da distribuição pluviométrica (chuva acumulada e intensidade de chuva).
- Fatores Topográficos: declividade e o comprimento de rampa. Influem particularmente no escoamento superficial: terrenos com maiores declividades e comprimentos de rampa apresentam maiores velocidades de escoamento superficial e, conseqüentemente, maior capacidade erosiva.
- Fator Vegetação (cobertura vegetal): tem efeitos na interceptação da chuva e no decréscimo da velocidade do escoamento superficial. Mudanças no regime de escoamento superficial e subterrâneo são observados como conseqüência do desmatamento e alteração nas formas de uso do solo. Por outro lado, as raízes afetam propriedades do solo relacionadas à erodibilidade;
- Fator Solo: reúne o efeito das propriedades do solo que determinam a velocidade de infiltração da água da chuva e que determinam a resistência à erosão pelas gotas e pelo escoamento superficial. No fator solo encontramos representada a *erodibilidade dos solos*, o tema principal deste trabalho de pesquisa.

## 1.2 A ERODIBILIDADE DOS SOLOS

A erodibilidade é um dos principais fatores condicionantes da erosão dos solos. Pode ser definida como a propriedade do solo que retrata a maior ou menor facilidade com que suas partículas são destacadas e transportadas pela ação de um agente erosivo. Constitui uma das propriedades de comportamento dos solos de maior complexidade em função dos grande número de fatores físicos, químicos, biológicos e mecânicos intervenientes.

Num sentido mais amplo, a propriedade erodibilidade pode levar em conta também as características dos solos determinantes da intensidade da ação dos agente erosivo, são os aspectos de infiltrabilidade, relacionados a um maior ou menor escoamento superficial. Em um sentido menos abrangente, a erodibilidade pode considerar apenas a resistência intrínseca do solo ao processo erosivo, independente das condições de fluxo. Neste último caso, pode-se recorrer ao termo proposto por Nogami e Villibor (1995), chamando de erodibilidade específica a resistência intrínseca do solo ao destacamento das partículas sob a ação dinâmica do fluxo superficial e das gotas de chuva. O Quadro 1 procura resumir os fatores que influem na erodibilidade dos solos. São reunidos fatores que influenciam tanto a infiltrabilidade como a erodibilidade específica do solo.

Na literatura técnica os estudos sobre erodibilidade vêm de diferentes áreas do conhecimento: Agronomia, Hidráulica de Canais e menos freqüentemente do meio geotécnico (Geologia de Engenharia e Engenharia Geotécnica). Em geotecnia, as pesquisas no estudo da erodibilidade e dos fatores que condicionam a resistência a erosão ainda são muito escassas se comparadas com a importância dos problemas geotécnicos gerados. Sua quantificação direta esbarra em dificuldades práticas decorrentes da pequena magnitude das tensões envolvidas e da necessidade de se representar complexas condições ambientais. O tema erodibilidade dos solos é revisto segundo os diferentes enfoques no Capítulo 2.

### 1.3 O PROBLEMA DE PESQUISA

O despertar para o tema erosão urbana veio da constatação de graves problemas de erosão hídrica acelerada verificada em muitas áreas destinadas a ocupação urbana na Região Metropolitana de Porto Alegre (RMPA), principalmente em loteamentos de baixa a média renda, e em taludes rodoviários. Estes problemas chamaram a atenção quando do mapeamento geotécnico do município de Porto Alegre por Bastos (1991) e também quando do mapeamento geotécnico da RMPA (Dias, 1992).

Como exemplos de loteamentos da Grande Porto Alegre com processos erosivos importantes, podem ser citados o Loteamento Algarve, o Loteamento Parque do Trabalhador e o Loteamento Fiúza, nos municípios de Alvorada, Novo Hamburgo e Viamão, respectivamente. Nestes locais, a erosão é considerada o principal problema geotécnico, gerando grandes prejuízos às obras de infraestrutura como pavimentos, sistemas de drenagem e esgotos, redes de água e energia, edificações e outras construções existentes. No caso do Loteamento Algarve, a erosão inviabiliza toda e qualquer ocupação sem que sejam realizadas dispendiosas obras de recuperação dos terrenos e da infraestrutura urbana. Além de um problema de engenharia geotécnica, a erosão urbana nestes loteamentos caracteriza também um problema social, gerando situações de risco e de desvalorização imobiliária.

Quadro 1 – Fatores da erodibilidade dos solos (adaptado de Lal, 1990 apud Alcântara, 1997)

FATORES	INFLUÊNCIA
<b>FÍSICOS</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Textura</li> <li>• Estrutura</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Influi no destacamento e carreamento das partículas do solo;</li> <li>• Determina a facilidade com que o solo é dispersado;</li> <li>• Determina a força limite necessária para o destacamento.</li> <li>• Condiciona a formação de agregados que resistem a dispersão, aos efeitos da água de escoamento e ao destacamento;</li> <li>• Influi no grau de agregação e distribuição de agregados estáveis;</li> <li>• A rugosidade superficial dos agregados influencia a retenção d'água;</li> <li>• Condiciona a formação de crosta superficial determinante de alta taxa de escoamento superficial.</li> </ul>
<b>MECÂNICOS</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Resistência ao cisalhamento</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Importante no destacamento de partículas por impacto de gotas ou escoamento superficial;</li> <li>• Influencia o rolamento e deslizamento de grãos;</li> </ul>
<b>HIDROLÓGICOS</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Retenção d'água</li> <li>• Infiltração e permeabilidade</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• A umidade inicial do solo influencia a resistência ao destacamento das partículas;</li> <li>• As poropressões geradas no processo influenciam a resistência ao cisalhamento do solo.</li> <li>• A taxa de infiltração e a permeabilidade do solo determinam o volume de escoamento superficial.</li> </ul>
<b>QUÍMICOS, BIOLÓGICOS E MINERALÓGICOS</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Matéria orgânica</li> <li>• Argilominerais</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Influencia a textura e as propriedades de retenção e distribuição d'água;</li> <li>• Fortalece os agregados e os micro-agregados, aumentando suas resistências à desagregação e à dispersão.</li> <li>• Influenciam a estrutura e a resistência do solo;</li> <li>• Interagem com a matéria orgânica, influenciando a estabilidade de agregados.</li> </ul>
<b>CARACTERÍSTICAS DO PERFIL</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Morfologia do perfil</li> <li>• Substrato rochoso</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Influencia o escoamento superficial pelas mudanças nas propriedades hidrológicas dos diferentes horizontes.</li> <li>• As características litológicas do substrato rochoso, associadas à intensidade do intemperismo e à natureza da alteração e grau de fraturamento, condicionam a erodibilidade dos solos saprolíticos.</li> </ul>

Outra forma de interferência antrópica, que tem susceptibilizado principalmente certos solos saprolíticos aos processos erosivos acelerados, são os cortes em perfis de solos residuais observados em muitas das rodovias e estradas vicinais da região. Estes processos erosivos têm gerado a degradação e a instabilidade destes taludes e o comprometimento da infraestrutura das rodovias e estradas, seja pelo avanço dos processos erosivos ou pelo acúmulo de sedimentos gerados.

Estas manifestações constituem além de sérios problemas de engenharia, fatores de desequilíbrio ambiental, com conseqüências quase sempre de caráter regional. Associados às erosões, os assoreamentos trazem como resultado imediato a redução na seção transversais dos cursos d'água e, em conseqüência, inundações que atingem as populações ribeirinhas. Tomando novamente como exemplo o Loteamento Algarve, verifica-se que um grande volume de solo originado das boçorocas e inúmeras ravinas atinge drenagens contribuintes ao Arroio Feijó, gerando problemas com assoreamentos e inundações em algumas áreas próximas.

A ação erosiva acelerada da água sobre os solos em ambientes urbanos é quase sempre associada à intervenção imprópria do homem no meio físico, que pode ser resumida a três aspectos condicionantes:

- Aumento na energia do fluxo das águas pluviais por alterações na topografia original dos terrenos, como com no caso da execução de taludes de corte;
- Concentração do fluxo das águas superficiais pela abertura de ruas, por estruturas de drenagem mal projetadas e/ou mal executadas e por redes de galerias pluviais e de esgotos lançados de forma inadequada nos talvegues receptores e
- Pela exposição de solos susceptíveis a erosão à ação direta do fluxo de águas pluviais.

Todos estes problemas têm conscientizado a comunidade geotécnica da necessidade em se identificar o potencial erosivo dos terrenos antes da intervenção, levando em conta as condicionantes envolvidas (declividades, vegetação, drenagem, etc...), em particular, a propriedade *erodibilidade* dos solos.

A *erodibilidade* constitui apenas um fator no contexto da erosão dos solos. Outros fatores, como a erosividade, que representa a ação erosiva da chuva, a morfologia da encosta ou talude e a cobertura vegetal, devem também ser levados em conta quando avaliações qualitativas e quantitativas do potencial de perda de solo por processos erosivos forem realizadas para uma determinada região ou terreno.

Consoante este fato, é a erodibilidade aquele fator mais próximo ao enfoque geotécnico, pois está relacionado diretamente às propriedades físicas, químicas, mineralógicas e mecânicas dos solos. Entretanto, é de consenso no meio geotécnico que ainda são necessários estudos que consolidem métodos de avaliação da erodibilidade e que permitam sua abordagem segundo propriedades geomecânicas de comportamento abordadas pela Mecânica dos Solos (ISSMFE, 1985; Pastore, 1986 e Vilar e Prandi, 1993).

É neste contexto que se insere este trabalho de pesquisa. Ao estudar a *erodibilidade dos solos* e outras características físicas e propriedades geomecânicas relacionadas de solos residuais subtropicais não saturados da RMPA, busca-se formular uma proposta de uma abordagem ao problema segundo um enfoque geotécnico.

#### 1.4 A PROPOSTA DE PESQUISA

Este trabalho de pesquisa teve início com uma prévia investigação em campo sobre os problemas de erosão hídrica acelerada encontrados na RMPA (Bastos e Dias, 1995). Dentre os principais tipos de ocorrências de processos erosivos ganham destaque:

- Erosão em loteamentos de média e baixa renda onde a infraestrutura viária e de drenagem urbana é precária ou mesmo inexistente;
- Erosão em taludes de corte de rodovias;
- Erosão em loteamentos dotados de infraestrutura viária, mas com deficiências na drenagem e
- Erosão nas encostas dos morros.

Nestas ocorrências, observou-se o envolvimento de solos considerados, em primeira análise, problemáticos quanto a erosão hídrica. Estes solos são:

- Solo saprolítico do horizonte C de granitóides, material com destacada ocorrência nos municípios de Porto Alegre, Alvorada e Viamão e
- Solo saprolítico do horizonte C do Arenito Botucatu, presente em muitos dos municípios da RMPA situados na Depressão Periférica Central.

Com base nestas evidências, foram escolhidos para o estudo experimental quatro perfis de solos residuais não saturados representativos destes solos e principalmente das citadas ocorrências de processos erosivos:

- **Perfil ALG** – perfil de solo residual granítico localizado no Loteamento Algarve, em Alvorada/RS. No local são verificados ravinamentos e boçorocas ao longo das ruas e lotes abandonados;
- **Perfil RS239** – perfil de solo originado da alteração do Arenito Botucatu, encontrado em taludes ao longo da Rodovia RS239 (Novo Hamburgo/RS e Campo Bom/RS), mostrando ravinamentos e buracos por processos de piping;
- **Perfil PT** – perfil muito intemperizado originado do Arenito Botucatu. A formação de ravinamentos e boçorocas neste perfil é observada no Loteamento Parque do Trabalhador, em Novo Hamburgo/RS;

- **Perfil CD** – perfil de solo de alteração granítica típico dos morros da zona sul de Porto Alegre. Com a crescente ocupação dos morros da capital, a erosão superficial das encostas tem aumentado significativamente, acarretando problemas de assoreamento nas redes de drenagem.

Os perfis e os processos erosivos associados são detalhadamente descritos no Capítulo 3.

Estes perfis são constituídos por horizontes com comportamento diferenciado face à erosão. Os solos dos principais horizontes destes perfis foram submetidos a uma abrangente investigação experimental em laboratório, cujos métodos são descritos no Capítulo 4. Os ensaios realizados foram divididos três grupos:

- Ensaio de caracterização física: análise granulométrica, limites de Atterberg, densidade dos grãos e relação sucção x umidade (saturação); ensaios de caracterização química: análise química do extrato de saturação e análise geoquímica por fluorescência de raios X; ensaios de caracterização mineralógica: difratometria de raios X e microscopia eletrônica; e ensaios de caracterização geotécnica pela Metodologia MCT. Os resultados são apresentados no Capítulo 5.
- Ensaio de resistência ao cisalhamento com e sem controle de sucção e ensaios de colapsibilidade visando caracterizar os solos estudados quanto a estas propriedades geomecânicas, as quais busca-se relacionar com a erodibilidade. Os resultados são apresentados e discutidos no Capítulo 6;
- Ensaio destinados a avaliação direta e indireta da erodibilidade segundo diferentes critérios e técnicas de ensaios propostos na literatura: ensaios de Inderbitzen, ensaios propostos pelo LNEC, ensaios da Metodologia MCT, ensaios de desagregação, ensaios para avaliação da dispersibilidade, ensaios de estabilidade de agregados e ensaios de resistência à penetração de cone de laboratório. Os diversos resultados são apresentados no Capítulo 7.

O conjunto dos resultados, a aplicabilidade e a eficácia de cada uma das metodologias, critérios e técnicas de ensaios para previsão da erodibilidade são discutidos no Capítulo 8. Tem-se, com base nos solos estudados, a indicação daquelas metodologias e ensaios mais adequados na avaliação da erodibilidade de perfis de solos residuais não saturados de intemperismo tropical e subtropical.

No Capítulo 9 define-se uma inédita proposta de abordagem geotécnica para o problema. A proposta envolve a avaliação direta ou indireta da erodibilidade através de propriedades físicas e mecânicas fundamentais de comportamento estabelecidas pela Mecânica dos Solos, com destaque ao papel da resistência ao cisalhamento, representada pela coesão, e o seu potencial de variação durante um evento pluviométrico. As conclusões gerais deste trabalho de pesquisa encontram-se no Capítulo 10.

Almeja-se consolidar uma ferramenta ao engenheiro geotécnico que possibilite orientar a avaliação do potencial erosivo dos terrenos antes de uma iniciativa de ocupação urbana ou implantação de qualquer outra obra de engenharia.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA – ERODIBILIDADE DOS SOLOS

Neste capítulo é apresentada uma abrangente pesquisa bibliográfica que remonta ao início deste século, revisando trabalhos que abordam o tema erosão, em particular, a propriedade erodibilidade dos solos.

O tema erosão dos solos é tratada por quatro grandes áreas do conhecimento: Agronomia, Hidráulica, Geologia e Engenharia. No Quadro 1 é apresentado de forma sumária o principal enfoque de cada área sobre o tema, baseado na revisão de trabalhos de pesquisa publicados em periódicos e anais de eventos de cada uma das áreas.

Quadro 1 – Enfoque de estudos sobre erosão por diferentes áreas do conhecimento

ÁREA DO CONHECIMENTO		ENFOQUE
AGRONOMIA	Física dos Solos	Estudo de características físicas, químicas e mineralógicas que influenciam a erodibilidade dos solos dos horizontes superficiais e estudo de modelos de previsão da perda de solo;
	Manejo e Conservação do Solos	Estudo do impacto de técnicas de cultivo e manejo no processo erosivo;
HIDRÁULICA	Hidráulica de Canais	Estudo da erosão localizada dos solos pelo fluxo d'água em estruturas hidráulicas (p.ex. canais em terra);
GEOLOGIA	Geologia de Engenharia	Estudos concentrados no diagnóstico ambiental da erosão, nas condicionantes geológicas e geomorfológicas à erosão regional e no relato de obras para controle da erosão;
ENGENHARIA	Engenharia Geotécnica	Ainda limitada abordagem ao problema da erosão. Poucos trabalhos na modelagem dos mecanismos de erosão e em critérios de avaliação da erodibilidade de solos.

Nesta revisão, a erodibilidade dos solos será discutida segundo o enfoque destas diferentes áreas do conhecimento:

- o enfoque agrônômico (segundo a Física dos Solos);

- o enfoque da Hidráulica de Canais
- o enfoque da Geologia de Engenharia
- o enfoque da Engenharia Geotécnica

Foi uma tarefa ousada impor esta particularização das abordagens, em função da interdisciplinaridade verificada, principalmente nos trabalhos mais recentes. Conceitos da Agronomia, da Hidráulica e da Mecânica do Solos têm sido reunidos nas últimas pesquisas em modelos de erosão e na concepção de critérios de avaliação da erodibilidade.

## 2.1 O ENFOQUE AGRONÔMICO – ÍNDICES E MODELOS DE EROSÃO

Na área agronômica, em particular na Física dos Solos, as pesquisas sobre erosão remontam ao início deste século. Os trabalhos revisados podem ser agrupados em duas classes, segundo o foco de interesse deste trabalho:

- A busca dos chamados Índices de Erosão, parâmetros para avaliação da erodibilidade baseados em propriedades físicas, químicas e/ou mineralógicas e
- O desenvolvimento de modelos de previsão das perdas de solo, com destaque para a definição de parâmetros dos modelos que representam a erodibilidade e a relação destes com outras propriedades dos solos.

### 2.1.1 Indexadores para a erodibilidade dos solos

Os estudos da Física dos Solos na busca de indexadores para a erodibilidade remontam ao início deste século. Desde a década de 20 são encontrados trabalhos que tratam do estabelecimento de relações empíricas entre características dos solos e a erodibilidade. Bennett (1926 e 1939), Middleton (1930), Lutz (1934) e Peele (1937) são exemplos de trabalhos precursores onde a erodibilidade é relacionada a propriedades físicas e químicas dos solos.

Em geral, as pesquisas agronômicas apresentam maior interesse na erosão superficial, isto é, nas erosões entressulcos e em sulcos limitadas ao horizonte superficial. Os dados experimentais obtidos se devem principalmente a experimentos de campo ou laboratório, onde parcelas de solo são submetidas a ciclos de chuva natural ou simulada.

O Quadro 2 resume os principais trabalhos desenvolvidos entre as décadas de 20 e 60, voltados a busca de índices de erosão.

Uma abrangente revisão sobre o desenvolvimento e o uso de índices de erodibilidade do solo e uma avaliação teórica de suas validades é apresentada por Bryan (1968). Testes de eficiência foram realizados frente uma perda de solo padrão de referência obtida de amostras sujeitas a chuva artificial. O autor considera que nenhum dos índices testados confirmam as exigências básicas para

um índice: simples de medir, seguro e universalmente aplicável, isto é, nenhum apresenta a mesma eficiência para todos os tipos de solos. Entretanto, aposta na estabilidade e distribuição dos agregados do solo para indexação da erodibilidade. A primeira propriedade governa a facilidade com que agregados de solo são quebrados e vulnerabilizados a erosão, enquanto a distribuição de tamanho dos agregados é importante porque certos agregados são erodidos mesmo sem dispersão e também porque condiciona a capacidade de infiltração do solo. Os indexadores mais eficientes segundo a pesquisa foram, por ordem: porcentagem de agregados estáveis em água > 3 mm (considerado o mais confiável); porcentagem de agregados estáveis em água > 0,5 mm (considerado o mais universalmente aplicável); Razão de Erosão; Razão Agregação–Superfície e Razão de Argila.

O Quadro 3 apresenta um resumo das considerações teóricas de Bryan (1968) sobre alguns dos índices apresentados no Quadro 2.

Através de técnicas de regressão múltipla, Willen (1965) mostra que os índices de erosão variam significativamente em função de outras variáveis geralmente não consideradas nas suas definições: material geológico de origem, tipo de cobertura vegetal e forma, declividade e elevação dos terrenos.

Quadro 2 – Principais pesquisas na área agrônômica realizadas entre as décadas de 20 e 60 voltadas a busca de índices de erosão

REFERÊNCIA	COMENTÁRIO
Bennett (1926)*	Considerado o pioneiro em pesquisas nesta área, correlacionou a relação sílica–sesquióxidos com a resistência à erosão de solos de Cuba.
Middleton (1930)	Destaca a importância da dispersão e da capacidade de infiltração d'água do solo na erodibilidade. Estabeleceu como índices de erosão a Razão de Dispersão (RD), definida como a relação entre as porcentagens de silte e argila no estado natural e disperso, e posteriormente a Razão de Erosão (RE): $RE = RD/CW$ , onde CW representa a chamada Razão de Percolação (quantidade de colóides/umidade equivalente). Considera solos erodíveis aqueles com $RD > 15\%$ e $RE > 10$ .
Baver (1933)*	Relaciona a perda de solo à dispersibilidade, à capacidade de absorção d'água, à permeabilidade e ao tamanho de partículas.
Bouyoucos (1935)	Propôs a razão entre a teor de areia e o de silte mais argila, chamada de Razão de Argila, como índice direto de erodibilidade. Segundo o autor, constitui uma medida do teor de material ligante ("binding") das partículas, responsável pela resistência à erosão.
Cook (1936)	Relaciona a erodibilidade com distribuição do tamanho de partícula, agregação, umidade, densidade e composição química e biológica do solo
Gerdel (1937)	Relaciona a erodibilidade com a agregação do solo (quantidade, tipo e estabilidade dos agregados). Destaca que a estrutura do solo pode ser determinante do tipo de processo erosivo predominante (em sulcos ou laminar).
Peele (1937)	Analisa a granulometria, volume de sedimentação, umidade equivalente, capacidade de saturação, expansão e permeabilidade como propriedades relacionadas à erodibilidade.
Bennett (1939)	Estuda o efeito da textura, da estrutura (dispersibilidade, grau de agregação, porosidade e permeabilidade), do teor de matéria orgânica e da composição química sobre a erodibilidade.
Voznesensky e Artsruui (1940)*	Define um índice de erodibilidade (E): $E = d h / a$ , onde d representa a dispersão, h é um índice de capacidade de retenção d'água pelo solo e a retrata a agregação (porcentagem em peso de agregados estáveis em água > 0,5 mm).
Anderson (1954)*	Apresenta um novo índice de erodibilidade como variação da Razão Argila. É chamado de Razão Agregação–Superfície, definido como a razão entre a área superficial total de partículas > 0,05 mm e a quantidade de silte mais argila agregados.
Chorley (1959)*	Apresenta um índice de erodibilidade baseado no teor de umidade, densidade, tamanho de grão, permeabilidade e resistência ao cisalhamento. Emprega a resistência a penetração medida por um penetrômetro na formulação empírica de um índice de resistência (Ir): $Ir = (\text{densidade} \times \text{variação do tamanho de grão}) / \text{teor de umidade}$ . Um índice de erodibilidade (Ie) é proposto : $Ie = 1/(Ir \times \text{permeabilidade})$ .
Barnett e Rogers (1966)	Busca, através de equações de regressão de múltiplos fatores, avaliar as propriedades físicas relacionadas a erodibilidade. Dentre 34 variáveis independentes destaca a profundidade da camada arada, umidade da camada superficial, capacidade de campo, teor de areia fina e média, relação argila / (silte + argila), densidade e teor de matéria orgânica.

\* apud Bryan (1968)

Quadro 3 – Considerações sobre as limitações dos principais índices de erosão propostos até a década de 60 (segundo Bryan, 1968)

ÍNDICE	VALIDADE / LIMITAÇÕES
Razão de Dispersão	Baseia-se na hipótese de que somente o material disperso é erodido. Não considera o efeito da gota na prévia dispersão e não é preciso para solos arenosos. O termo não erodível empregado (para RD < 15%) é inadequado porque mesmo em pequeno grau o solo é erodido;
Razão de Erosão	Tem como principal crítica o emprego da Razão de Percolação como definida (conteúdo de colóides/umidade equivalente) ao invés do emprego direto da permeabilidade. Inadequado termo não-erodível;
Razão Argila	Também baseia-se na teoria de que as partículas tem de ser dispersas antes de erodidas. Impróprio para solos pouco argilosos, onde se tem alta permeabilidade e pequeno escoamento superficial. A argila é sobrestimada como ligante;
Razão Superfície-Agregação	Considera partículas como esferas, com diâmetros e densidade média para as várias frações. Questionável inclusão do silte como ligante e uso da descarga de sedimento como medida da erosão;
Índice de Voznesensky e Artsruui (1940)	Conceitualmente considera a medida de variáveis que governam a resistência à erosão. Entretanto, aumento da eficiência poderia ser obtido com o emprego direto de um parâmetro de transmissão d'água e pelo uso da porcentagem de agregados estáveis > 0,25 mm como medida da agregação;
Índice de Chorley (1959)	É duvidosa a consideração da resistência ao cisalhamento na avaliação do efeito do impacto de gota

### 2. 1. 2 A erodibilidade em modelos de previsão de erosão

Na década de 60, os estudos agrônômicos sobre erosão tiveram um outro direcionamento: surge a era dos modelos de erosão. Estes modelos têm por finalidade principal a previsão da perda de solo em terrenos agrícolas.

Os primeiros modelos desenvolvidos eram empíricos, baseados nos fatores que influenciam a quantidade de solo removido e transportado. Dentre estes, aquele universalmente mais aceito até hoje é a Equação Universal de Perda de Solo (conhecida como USLE, de Universal Soil Loss Equation). A erodibilidade dos solos constitui um dos fatores envolvidos. Estes modelos evoluíram aos chamados modelos de processos, que consideram os mecanismos hidrológicos, hidráulicos e físicos do solo que interagem no processos de erosão hídrica.

#### 2. 1. 2. 1 Os modelos empíricos – a USLE

Como marco inicial aos modelos de erosão, Wischmeier et al.(1958) já propunha uma expressão para previsão de perdas por erosão do tipo:

$$Y_c = b_0 + b_1 \cdot X_e + b_2 \cdot X_l + b_3 \cdot X_p + b_4 \cdot X_c \quad (1)$$

onde:  $Y_c$  é a perda de solo,  $X_e$  representa a energia cinética da chuva,  $X_1$  é o índice de erosão,  $X_p$  é o índice de precipitação antecedente,  $X_c$  é a chuva acumulada e  $b_0, b_1, b_2, b_3, b_4$  são constantes que dependem do tipo de solo e declividade.

Em 1960, foi lançado o primeiro modelo de grande aceitação na previsão da perda de solo por erosão hídrica: a *Equação Universal de Perda de Solo* (USLE), publicada originalmente em Wischmeier e Smith (1960) e na sua versão definitiva em Wischmeier e Smith (1978). Sua representação clássica é a seguinte:

$$A = R \cdot K \cdot L \cdot S \cdot C \cdot P \quad (2)$$

onde: A é a taxa de erosão; R é o fator erosividade da chuva; K é o fator erodibilidade do solo; L é o fator comprimento de rampa; S é o fator inclinação de rampa; C é o fator de cobertura vegetal e P é o fator de práticas de cultivo e manejo.

Os parâmetros são obtidos de experimentos em parcelas experimentais específicas: 22 m de comprimento, 9% de declividade e superfície limpa e permanentemente arada. Com o objetivo de acelerar a obtenção dos resultados são comumente empregados simuladores de chuva.

A erodibilidade dos solos é representada pelo *fator K*. Várias pesquisas voltam-se à tentativa de relacionar o valor de K a outras propriedades do solo. Apesar destas relações serem consideradas muito complexas, a busca de correlações deste tipo ocorre porque a medida direta do fator erodibilidade em parcelas experimentais é considerada dispendiosa e demorada.

Wischmeier e Mannering (1969) apresentam, com base em estudos de laboratório, de campo e estatísticos, uma equação de múltiplas variáveis para a estimativa do fator erodibilidade. O fator K é considerado como uma medida da influência de uma particular combinação de propriedades do solo. Enquanto algumas destas propriedades influenciam a quantidade e a velocidade do escoamento superficial, outras relacionam-se à capacidade do solo em resistir ao destacamento e ao transporte de partículas. Foram consideradas 17 propriedades dos solos, combinadas em uma regressão múltipla, na busca de uma equação geral para o fator K. Textura, teor de matéria orgânica, pH, estrutura, densidade, saturação, agregação e material de origem são as principais propriedades envolvidas. Algumas destas propriedades tiveram uma análise isolada. Quanto à textura, o estudo confirma: solos ricos em silte e/ou areia muito fina (0,05 a 0,10 mm), com baixo teor de argila e matéria orgânica são mais erodíveis, entretanto salienta que a erodibilidade é muito sensível a pequenas variações granulométricas não flagradas nas classificações texturais usuais. A relação do pH com a erodibilidade depende da estrutura do solo e do conteúdo de silte. Quanto à matéria orgânica, tende a retardar o início do escoamento superficial e reduzir as perdas de solo, particularmente para solos arenosos e siltosos. A agregação tende a reduzir a erodibilidade, menos para solos argilosos, onde pode susceptibilizar a erosão de partículas agregadas. A equação linear completa obtida apresenta um total de 24 variáveis.

Baseado no trabalho acima, em Wischmeier et al.(1971) foi estudada a interação entre as propriedades, reduzindo o número de variáveis, de tal modo que foi possível a construção de um nomograma para a estimativa do fator K. Os gráficos têm como parâmetros de entrada as

porcentagens de silte, areia muito fina e areia, teor de matéria orgânica, tipo de estrutura e classe de permeabilidade (Figura 1). A textura é representada pelo produto da porcentagem da fração silte e areia muito fina (0,1 a 0,002 mm) com a porcentagem de areia mais silte (2 a 0,002 mm). A matéria orgânica na faixa de 0 a 4% tende a uma clara relação inversa com a erodibilidade e o seu efeito está associado à textura. A estrutura do solo é representada pelo tipo e tamanho. A permeabilidade é descrita qualitativamente desde a descrição do perfil de solo segundo o guia de classificação proposto pelo Soil Survey Manual (USDA – United States Department Agriculture). Os autores destacam o potencial de aplicação do nomograma fora do âmbito agrícola, como instrumento de planejamento de áreas urbanas.

A aplicação da USLE e do nomograma de Wischmeier a áreas construídas é discutida em Wischmeier e Meyer (1973). Devido ao fato de que a superfície do solo durante as obras está desprotegida, o fator solo assume maior importância relativa. Uma grande vantagem do emprego do nomograma em áreas construídas é a possibilidade de avaliar a erodibilidade dos diferentes horizontes do perfil de solo que podem ser expostos nas obras e prever os materiais mais susceptíveis.

Outros fatores da USLE têm de ser adaptados para a aplicação a áreas construídas. O fator topográfico não prevê inclinações como a de taludes e os fatores cobertura e manejo são de difícil definição nestas áreas. Em Fan (1987) (apud Liu et al., 1994), a USLE é aplicada a taludes rodoviários, com fatores obtidos de experimentos com chuva simulada. A adaptação dos fatores topográficos a grandes declividades foi necessária.

Segundo Hénensal (1987), o fator K da USLE (chamado pelo autor de fator pedológico) é governado por três classes de fatores: texturais (granulometria), físico-químicos (plasticidade, atividade da argila, teor relativo de Na, teor de carbonatos, teor de matéria orgânica e teor em óxidos de Fe e Al) e estruturais (compacidade e porosidade, agregação e fissuração, presença de crostas e colmatação superficial e biomassa).

Através de experimentos com dez solos brasileiros, Angulo (1983) analisa algumas relações entre a erodibilidade e propriedades físicas e químicas dos solos, particularmente agregação, granulometria, umidade higroscópica e características químicas. Os resultados mostraram que a agregação do solo, determinada pela estabilidade dos agregados em água e pela resistência do agregado ao impacto de gota, é a característica que melhor se correlaciona ao fator K.

Vories e Von Bernuth (1990) obtiveram o fator K a partir de ensaios com simuladores de chuva em laboratório estabelecidos com base em técnicas estatísticas de projetos de experimentos. Através de análises dimensional e estatística, os autores propõem relações do tipo:

$$K = f(D_{50}, M, G, B, W, p, \text{TOC}) \quad (3)$$

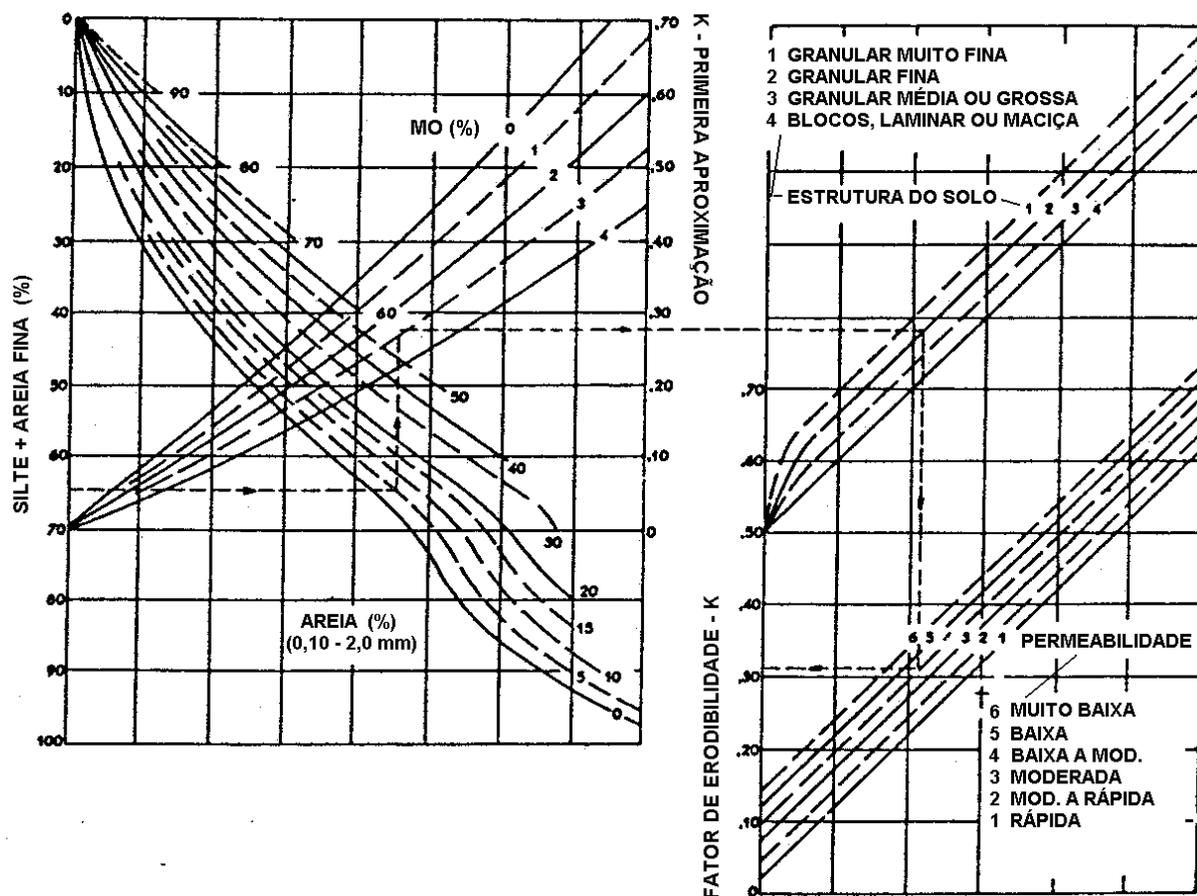


Figura 1 – Nomograma de Wischmeier et al.(1971)

Fonte: Vilar e Prandi (1993)

onde:  $D_{50}$  e  $M$  são variáveis granulométricas,  $G$  e  $B$  as densidades específicas e aparente,  $W$  o teor de umidade,  $p$  a condutividade hidráulica saturada e  $TOC$  o carbono orgânico total. Embora a infiltração (ou condutividade hidráulica não saturada) seja mais representativa da realidade no processo de erosão, a condutividade hidráulica saturada (permeabilidade) é considerada pelos autores mais apropriada a uma equação de previsão devido a sua menor variabilidade.

Uma revisão da USLE é proposta em Renard et al.(1991): é a chamada RUSLE (Revised Universal Soil Loss Equation). Foram ampliados os bancos de dados sobre erosividade e erodibilidade e modificados os fatores comprimento e inclinação de rampa e também os fatores de manejo e cobertura.

## 2. 1. 2. 2 Os modelos baseados em processos – o WEPP

Na década de 80 surgiu uma nova geração de modelos de previsão de perdas de solo. Os modelos são baseados no conhecimento mais amplo e interdisciplinar dos processos erosivos, estabelecido principalmente nas décadas de 60 e 70. São considerados pioneiros os trabalhos de Meyer e Monke (1965), onde é proposta a aplicação de modelos de transporte de sedimentos ao

equacionamento da erosão por escoamento superficial, e de Meyer e Wischmeier (1969), que apresenta a estrutura de um modelo matemático (fluxograma) para a descrição do processo de erosão do solo pela água. São tratados isoladamente o destacamento do solo e o transporte pelas gotas de chuva e o destacamento e o transporte pelo escoamento superficial. É considerado neste último um balanço iterativo entre o solo destacado e a capacidade de transporte em cada ponto da encosta.

Dentre estes chamados modelos modernos de previsão de erosão destacam-se o CREAMS (Chemicals, Runoff and Erosion from Agricultural Management Systems), o ANSWERS (Areal Nonpoint Source Watershed Environment Response Simulation) e o WEPP (Water Erosion Prediction Project). Desenvolvido nos Estados Unidos pela USDA e difundido pelo mundo, o *WEPP* é considerado uma evolução dos modelos empíricos, como a USLE, para um modelo semi-determinístico com base na física dos processos, reunindo fundamentos de hidrologia, física do solo, fitotecnia, hidráulica e mecânica de erosão (Chaves, 1992).

O modelo WEPP, que teve o início de seu desenvolvimento em 1985 (Foster, 1987 apud Laflen et al., 1991b), tem capacidade de estimar a distribuição espacial e temporal da perda de solo e da deposição do sedimento. É realizada a geração estocástica da precipitação, escoamento superficial, evapotranspiração, percolação, crescimento e decomposição de plantas. Idealizado para uso em microcomputadores, o modelo é apresentado em três versões: para vertentes (hillslope version), para bacias hidrográficas (watershed version) e para quadrícula (grid version). Em conjunto com o desenvolvimento computacional do modelo, um intenso trabalho experimental de campo e laboratório continua sendo desenvolvido com o intuito de fornecer as variáveis de entrada e de alimentação do programa.

O grande avanço do WEPP em relação a USLE, é a possibilidade de considerar as porções erosional e deposicional do processo, o efêmero ravinamento dos terrenos, complexos padrões de fluxo, a variação da erosão em terrenos complexos com variantes na topografia, no solo e na cobertura (Foster, 1991). Permite lidar com variações temporais nas propriedades do solo e nas variáveis superficiais do terreno durante o processo.

O modelo segue uma nova tendência de abordagem, onde a erosão pela chuva é dividida em *erosão entressulcos*, resultante do destacamento e transporte das partículas de solo pelas gotas de chuva e fluxo superficial e *erosão em sulcos*, resultante da ação da energia cisalhante do fluxo no leito dos sulcos (Foster e Meyer, 1972 apud Vilar, 1987) (Figura 2). De uma maneira geral, a erosão entressulcos de forma isolada é importante em casos limitados, entretanto, condiciona a carga de sedimento no fluxo dos sulcos e, portanto, interfere na erosão em sulcos.

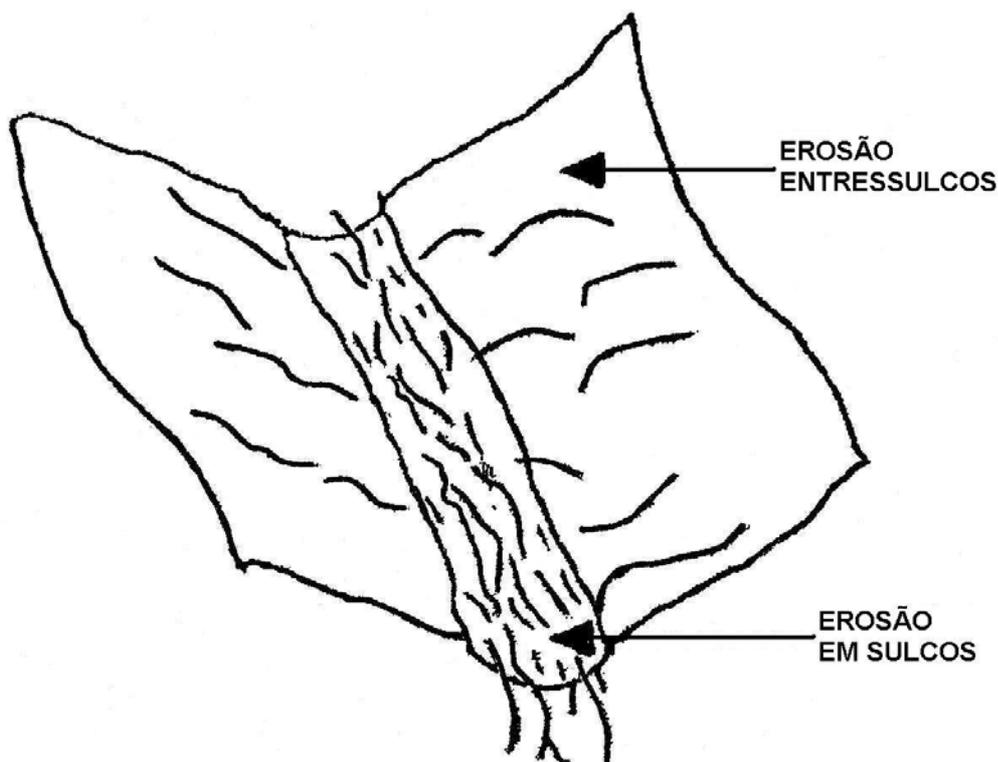


Figura 2 – Ilustração do conceito de erosão em sulcos e entressulcos

Fonte: adaptado de Lafflen et al.(1991a)

A descarga de sedimento originada da área entressulcos ( $D_i$ ) é dada por:

$$D_i = K_i \cdot I_e^2 \cdot G_e \cdot C_e \cdot S_f \quad (4)$$

onde:  $K_i$  é a erodibilidade entressulcos,  $I_e$  é a intensidade da chuva,  $G_e$  e  $C_e$  são fatores de ajuste relacionados à cobertura do terreno e  $S_f$  é outro fator de ajuste relacionado à declividade (Liebenow et al., 1990).

O destacamento das partículas nos sulcos é considerado quando as tensões cisalhantes hidráulicas do fluxo excedem a tensão cisalhante crítica do solo<sup>1</sup>. A capacidade de destacamento pelo fluxo em sulco ( $D_c$ ) é baseada na equação de Du Boys<sup>2</sup> :

$$D_c = K_r (\tau_h - \tau_{hcrit}) \quad (5)$$

onde:  $K_r$  é a erodibilidade em sulcos,  $\tau_h$  é a tensão cisalhante hidráulica exercida pelo fluxo no leito do sulco e  $\tau_{hcrit}$  é a tensão cisalhante hidráulica crítica (Figura 3).

<sup>1</sup> Aspectos referentes às tensões cisalhantes hidráulicas serão discutidos em maior detalhe adiante, segundo o enfoque da Hidráulica de Canais.

<sup>2</sup> É reconhecido que a relação entre a capacidade de destacamento e as tensões cisalhantes não é sempre linear. Entretanto, a hipótese de linearidade na faixa de tensões de interesse é aceita nos modelos de erosão e geralmente considerada precisa segundo experimentos de erosão em sulcos (Nearing et al., 1988b).

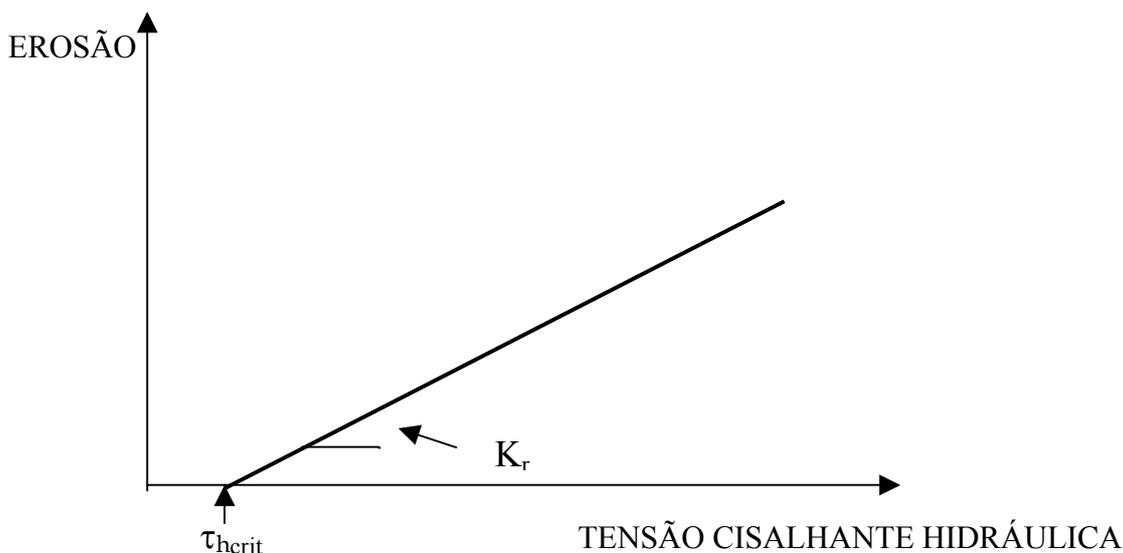


Figura 3 – Representação gráfica da equação de Du Boys

A tensão cisalhante hidráulica atuante no sulco pelo fluxo concentrado,  $\tau_h$ , pode ser estimada por:

$$\tau_h = \gamma \cdot R \cdot S \left( \frac{n_b}{n_c} \right)^{3/2} \quad (6)$$

onde:  $\gamma$  é o peso específico do fluido em escoamento numa dada seção,  $R$  é o raio hidráulico da seção de escoamento,  $S$  a declividade média e  $(n_b/n_c)$  a relação entre os coeficientes de Manning do solo descoberto e da cobertura superficial (Tiscareno–Lopez et al., 1994).

A erodibilidade entressulcos, a erodibilidade em sulcos e a tensão cisalhante hidráulica crítica são os parâmetros de erodibilidade do solo, afetados diretamente pelas propriedades do solo. A determinação experimental de  $K_i$ ,  $K_r$  e  $\tau_{\text{hcrit}}$  é realizada em parcelas de solo com chuva simulada ou natural ou mesmo em laboratório em modelos de canais.

Laflen et al.(1991a) discutem a determinação experimental dos parâmetros de erodibilidade do solo para o WEPP ( $K_i$ ,  $K_r$  e  $\tau_{\text{hcrit}}$ ), comparando-os com o fator  $K$  da USLE. Embora muitas das variáveis importantes na determinação de cada um dos parâmetros sejam as mesmas, tais como a distribuição granulométrica e o teor de matéria orgânica, a semelhança quantitativa entre eles é pequena.

A influência de diferentes propriedades do solo nos parâmetros do modelo é discutida por Nearing et al.(1990), Burroughs et al.(1992), Ghidey e Alberts (1994) e Tiscareno–Lopez et al.(1994), entre outros.

A aplicação dos modelos de previsão à realidade brasileira é analisada em Chaves (1995). Segundo o autor, no Brasil os modelos empíricos de fatores (liderados pela USLE) ainda são os mais

usados em relação aos modelos baseados em processos, pela simplicidade e maior disponibilidade de dados para os primeiros.

### 2. 1. 2. 3 Outros modelos de erosão

Além do WEPP, modelos específicos ainda mais sofisticados continuam sendo desenvolvidos, em alguns casos visando incorporá-lo, procurando sempre reduzir o empirismo na representação dos fenômenos. Como exemplos têm-se o modelo de destacamento de partículas proposto em Wilson (1993) e o modelo PRORIL, introduzido em Lewis et al.(1994). Este último considera a variação do padrão de sulcos da encosta em função das propriedades da superfície do terreno e do solo, incluindo como variáveis estocásticas o espaçamento dos sulcos e a taxa de fluxo nestes.

Um modelo aplicado a erosão em taludes é apresentado em Rowilson e Martin (1971). Estabelece uma superfície de máxima erosão em um espaço tridimensional formado pela profundidade da lâmina d'água, declividade e taxa de erosão. A superfície é determinada a partir do cruzamento da superfície de taxa de destacamento potencial com a superfície de taxa de transporte do sedimento potencial (Figura 4). Neste modelo, os autores desprezam a parcela de destacamento provocada pelo escoamento superficial, considerando que, pela pequena altura de lâmina d'água na superfície de taludes, os valores estimados para as tensões cisalhantes hidráulicas geradas pelo escoamento superficial são considerados muito pequenos se comparados com a resistência ao cisalhamento de solos coesivos. Logo, o destacamento de partículas é atribuído somente a ação do impacto da chuva sobre uma fina lâmina d'água, já o transporte se dá tanto pelo escoamento superficial como pelo impacto de gota. Segundo os autores, resultados experimentais comprovaram a existência desta superfície de máxima erosão.

Vilar (1987) apresenta um modelo para a erosão onde são retratadas as ações erosivas do impacto da gota de chuva e do escoamento superficial representadas pela capacidade de transporte desses processos. A equação resultante permitiu verificar o efeito da forma da encosta sobre a erosão e o estabelecimento do perfil de mínima erosão. Segundo o modelo, de maneira geral, as perdas de solo são mais pronunciadas nas encostas convexas, diminuem nas encostas retilíneas e são ainda menores nas encostas côncavas.

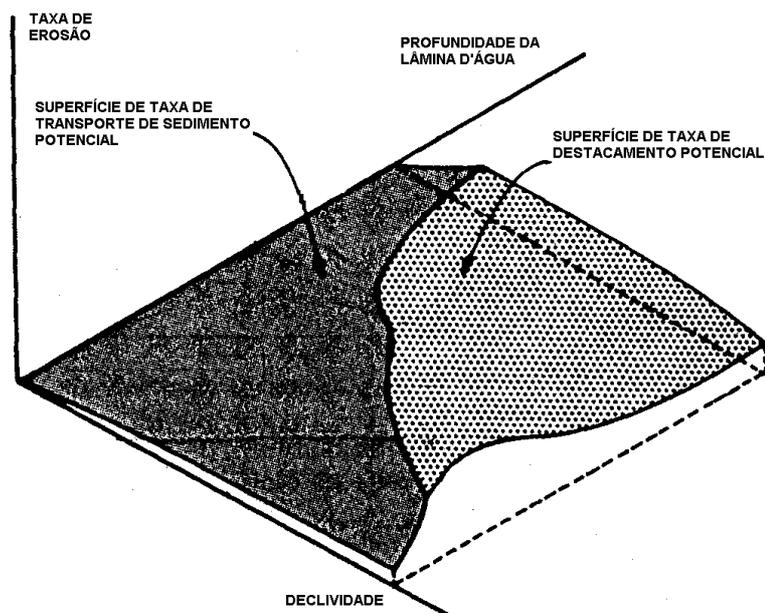


Figura 4 – Superfície de máxima erosão segundo o modelo de Rowilson e Martin (1971)

Fonte: adaptado de Rowilson e Martin (1971)

#### 2. 1. 2. 4 Conceitos e propriedades geomecânicas em modelos de erosão

Os modelos modernos de previsão de perda de solo (modelos baseados em processos) introduziram conceitos da Hidráulica de Canais na interpretação dos processos erosivos em estudos de erosão sob o enfoque da Física dos Solos. Estes conceitos aproximam-se daqueles da Mecânica dos Solos e induzem ao emprego de propriedades geomecânicas na estimativa de fatores de erodibilidade.

Watson e Laflen (1986) relacionam a erodibilidade entressulcos com a resistência dos solos antes e após a chuva, medida com penetrômetro e torvane portáteis. Os autores afirmam que a medida da resistência ao cisalhamento também fornece consideráveis informações sobre a susceptibilidade do solo à erosão em sulcos.

Outra pesquisa da área agrônômica que busca subsídios nos conceitos de resistência ao cisalhamento dos solos é apresentada em Cruse e Larson (1977). Foi testada a hipótese de que o destacamento de partículas do solo pela gota de chuva está relacionada com esta propriedade geomecânica. Nos experimentos com simulador de chuva, a resistência de um solo foi modificada por três processos: foram alteradas a densidade e a sucção matricial e adicionado um elemento cimentante. A quantidade de solo destacado correlacionou-se muito bem com a resistência ao cisalhamento medida com ensaios de compressão triaxial, onde as tensões confinantes  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$  são impostas somente pela sucção matricial.

Relações entre a taxa de destacamento em sulcos e a tensão cisalhante hidráulica, a densidade e a resistência ao cisalhamento medida por ensaio de vane foram estabelecidas através experimentos em canais por Ghebreyessus et al.(1994).

Um modelo para avaliação das variações na erodibilidade em sulcos em função da consolidação é apresentado em Nearing et al.(1988b). A erodibilidade é encarada como uma variável temporal, influenciada pelo estado de tensões efetivas do solo. Entre dois eventos chuvosos, o solo adquire um estado de tensões associado à sucção que se reflete num ganho de resistência. Durante o evento chuvoso, parte deste ganho de resistência é ainda mantido, mesmo com o reumedecimento, e determina um importante aumento da resistência à erosão tanto em termos do fator erodibilidade em sulcos ( $K_r$ ), como da tensão cisalhante crítica ( $\tau_{\text{hcrit}}$ ). O modelo estabelece a hipótese de que a resistência à erosão devido à consolidação, representada pelo parâmetro  $r_c$ , é proporcional ao ganho de resistência ao cisalhamento e, portanto, à tensão efetiva máxima ( $\sigma'_p$ ) gerada pela sucção entre os dois eventos chuvosos:

$$r_c = a \cdot \sigma'_p \quad (7)$$

onde:  $a$  é um coeficiente empírico. Em última análise, este modelo propõe que uma parcela da resistência à erosão em sulcos é dada pela parcela de resistência ao cisalhamento de solos não saturados gerada pela sucção matricial. A aplicação do modelo é exemplificada em Nearing et al. (1988a).

Outros estudos também evidenciam a influência da história de tensões efetiva sobre a resistência à erosão: Cruse e Larson (1977) mostraram que as tensões efetivas induzidas pela sucção aumentam a resistência à erosão pelo impacto de gota e Formanek et al.(1984) indicam que a resistência coesional, utilizada como índice de erodibilidade, aumenta com o logaritmo da tensão efetiva, suposta como sendo igual à sucção na superfície do solo.

Outra modelagem matemática para a erosão em sulcos e boçorocas, considerando propriedades geomecânicas, é proposta em Chaves (1994). Consiste de um modelo estocástico, na linha do WEPP, que agrega conceitos da Mecânica dos Solos para prever a contribuição da instabilidade dos taludes laterais da incisão no terreno. O modelo parte de dados hidrológicos (especificamente de escoamento superficial), de propriedades básicas do solo (coesão, peso específico e erodibilidade) e da variação espacial destes. É capaz de prever a taxa de aprofundamento do sulco e o volume desmoronado dos taludes.

Para considerar separadamente a contribuição descontínua do desmoronamento das paredes do canal, quando a profundidade da incisão no terreno ( $h$ ) atinge um valor crítico ( $h_{\text{crit}}$ ), é realizada uma análise clássica de estabilidade de taludes (Figura 5). Nesta análise, o autor considera que os sulcos, ravinas e boçorocas ocorrem em solos homogêneos, puramente coesivos e não consolidados e que as rupturas se dão em taludes verticais, sob condições não drenadas e em cunhas. Estas simplificações comprometem a aplicação do modelo a solos tropicais e subtropicais. A altura crítica ( $h_{\text{crit}}$ ) é dada pela clássica expressão para altura crítica de taludes, em função da coesão não drenada ( $S_u$ ) e densidade do solo ( $d_s$ ) :

$$h_c = \frac{4 \cdot S_u}{d_s \cdot g} \quad (8)$$

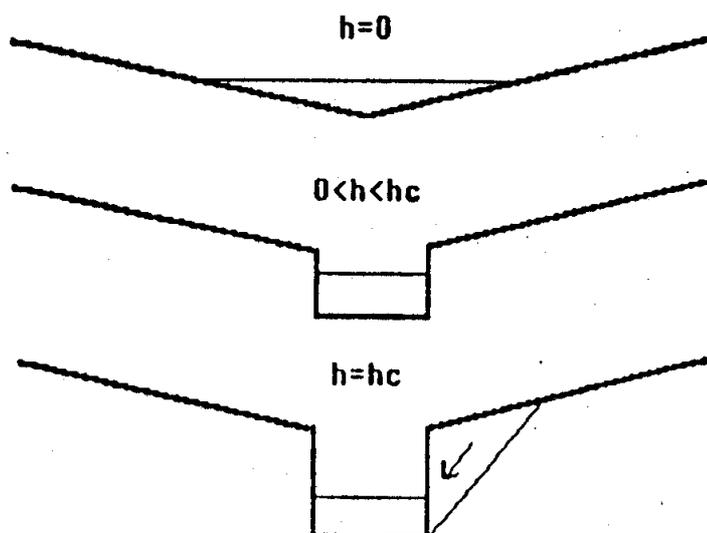


Figura 5 – Modelo de Chaves (1994) para incisão do canal devido à erosão hídrica, seguido de desmoronamento da parede lateral

Fonte: Chaves (1994)

O cálculo do modelo é feito em três etapas: (a) estimativa da incisão no terreno devido à erosão “puramente hidráulica”; (b) cálculo da altura crítica dos taludes do canal e (c) aplicação de técnicas estocásticas para avaliar espacial e temporalmente a probabilidade de ruptura nas paredes. Os parâmetros do solo envolvidos: erodibilidade ( $K_r$ ), tensão cisalhante hidráulica crítica ( $\tau_{hcrit}$ ), densidade ( $d_s$ ) e coesão não drenada ( $S_u$ ), mostram significativa variabilidade espacial e podem ser correlacionados. Foi verificada alta correlação negativa entre  $K_r$  e  $S_u$ . Ensaio de laboratório em canais com amostras indeformadas são sugeridos para obtenção de  $K_r$  e  $\tau_{hcrit}$ .

O emprego do conceito de estabilidade de taludes laterais de ravinas profundas e boçorocas já era preconizado em Piest et al.(1975). Os autores analisaram o processo de boçorocamento sob três ações: tensões hidráulicas atuantes sobre o solo intacto da boçoroca, queda de massa das paredes das boçorocas e limpeza de fundo do solo mobilizado. A ação da tensão cisalhante sobre o solo intacto da boçoroca é colocada em segundo plano em relação à remoção do material fofo mobilizado por quedas de massa das paredes para o fundo da erosão. O aumento do nível d’água subsuperficial pela chuva tende a reduzir a resistência ao cisalhamento das paredes (pela redução da coesão e pelo aumento da poropressão) e a aumentar as forças cisalhantes ao longo de qualquer plano de potencial ruptura. O método de Bishop Modificado é indicado para análise da estabilidade das paredes laterais.

## 2.2 O ENFOQUE DA HIDRÁULICA DE CANAIS

Neste item são revistos trabalhos sobre erodibilidade desenvolvidos e/ou divulgados no meio científico da Hidráulica, em especial da Hidráulica de Canais. Em função da abordagem dos trabalhos revistos, estes foram assim agrupados:

- Trabalhos que apresentam a contribuição da Hidráulica de Canais à modelagem dos processos erosivos. Muitos dos conceitos já foram introduzidos na apresentação dos multidisciplinares modelos “process–based” de previsão da perda de solo;
- Técnicas de ensaio de laboratório destinadas à quantificação dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade;
- Critérios de erodibilidade na prática de projetos de obras hidráulicas e
- Estudos direcionados à dispersão dos solos argilosos.

### 2.2.1 Parâmetros hidráulicos de erodibilidade

A importante contribuição da Hidráulica de Canais na avaliação da erodibilidade dos solos são os estudos na busca dos parâmetros hidráulicos que representam a resistência à erosão dos solos em canais.

Os projetos de canais em materiais erodíveis eram originalmente baseados na velocidade de fluxo (Chow, 1959). Hoje tem sido largamente empregados os conceitos de tensão cisalhante hidráulica.

A *tensão cisalhante hidráulica* é definida como a tensão cisalhante exercida pelo fluxo no contorno do canal, sendo a *tensão cisalhante hidráulica crítica* a máxima tensão que o solo pode sofrer sem haver movimento de partículas na superfície. A *taxa de erosão* representa o gradiente da relação estabelecida entre a tensão cisalhante aplicada e a perda de solo medida.

O estudo do comportamento de solos coesivos frente à erosão em canais teve início com Lane (1944) (apud Christensen e Das, 1973). Paaswell (1973) apresenta um completo trabalho de revisão sobre as causas e mecanismos da erosão de solos coesivos. O autor resume os principais fatores que influenciam na erodibilidade de leitos coesivos de canais:

- Características físicas: tipo de argilomineral, porcentagem de argila, limites de consistência e densidade;
- Características físico–químicas: Capacidade de Troca de Cátions, Razão de Absorção de Sódio e propriedades do fluído dos poros;
- Propriedades mecânicas: resistência ao cisalhamento (superficial ou da massa de solo), coesão, tixotropia, propriedades de expansão e retração e
- Condições ambientais: ação do intemperismo, congelamento e degelo, história de tensões.

Além destes, o autor destaca o papel da estrutura do depósito argiloso (floculada ou dispersa) na resistência à erosão e no potencial erosivo do fluxo, pois condiciona a força de ligação entre partículas e a capacidade de infiltração do solo. Associada à estrutura, a plasticidade é considerada outro indicador da erodibilidade destes solos, quanto mais plástico o solo argiloso maior sua resistência à erosão.

A relação entre a resistência à erosão e a resistência ao cisalhamento dos solos na superfície dos terrenos (sob tensão confinante nula), a coesão, é confirmada nos estudos da erosão de canais com leitos argilosos coesivos. Para estes solos, a coesão é uma medida das ligações interpartículas dadas por forças físico-químicas e pela presença de agentes cimentantes e é uma função da estrutura, da mineralogia da argila e da história de tensões (Paaswell, 1973).

Entretanto, Dunn (1959) destaca que os valores para tensão cisalhante hidráulica crítica são muito pequenos, correspondem a aproximadamente 1/100 da resistência ao cisalhamento de solos coesivos medidas em ensaios de compressão. A magnitude dos valores de tensões críticas aproximam-se daqueles de resistência à tração de solos naturais, geralmente não quantificada e negligenciada em engenharia. Segundo a ótica de que são tensões de tração envolvidas, a natureza da argila e as propriedades do fluido nos poros passam a ter grande importância relativa na resistência à erosão, face ao fato de que pode ser desprezada a contribuição do encaixe das partículas (Martin, 1962).

A busca de relações entre os parâmetros de erodibilidade e outras propriedades dos solos é muito comum em pesquisas nesta área. Plasticidade, granulometria, dispersão, densidade, resistência ao cisalhamento, umidade, teor de matéria orgânica, razão Ca/Na, tixotropia, temperatura, orientação de partículas, tipo de argilomineral, íons adsorvidos e composição iônica da água são exemplos de características e propriedades relatadas que influenciam a tensão cisalhante crítica e a taxa de erosão dos solos coesivos.

Dunn (1959) e Smerdon e Beasley (1959) são citados como trabalhos precursores na medida de tensões cisalhantes hidráulicas críticas e no estabelecimento de relações com propriedades do solo. Os valores de tensão crítica medidos em Dunn (1959) foram relacionados a resistência ao cisalhamento do solo pelo ensaio de vane, ao diâmetro médio de grão e ao limite de plasticidade. Smerdon e Beasley (1959) estabeleceram relação entre a tensão cisalhante crítica e a Razão de Dispersão, o índice de plasticidade, o tamanho médio de partícula e a porcentagem de argila. Segundo Partheniades e Paaswell (1970) (apud Arulanandan et al., 1975), a principal dificuldade em se estabelecer comparações consistentes entre resultados de erosão e da resistência do vane e índice de plasticidade é justificada pelo fato de que estes parâmetros não descrevem o estado do solo na superfície do canal.

Para o caso de solos compactados, o efeito de cimentações oriundas do material de origem ou da evolução pedogenética dos solos é eliminado e a resistência à erosão passa a ser governada pela estrutura gerada pela compactação, função tão somente da densidade no caso de solos granulares mas também de aspectos físico-químicos no caso de solos argilosos. Segundo Paaswell

(1973), no caso de canais compactados em solos argilosos, a variação na estrutura devido à compactação (floculada ou dispersa) é a chave do sucesso ou fracasso da resistência do canal à erosão. O efeito da compactação e de outras propriedades físicas, químicas e mineralógicas sobre a resistência à erosão de solos compactados foi avaliado em Lyle e Smerdon (1965).

A determinação experimental da tensão crítica segue duas alternativas:

- Uma amostra de solo é exposta a tensões erosivas e a tensão de “ruptura” estimada a partir da avaliação visual do início do processo erosivo, a qual depende muito do observador e do tipo de solo, ou
- A taxa de perda de solo é plotada contra a tensão cisalhante e a tensão crítica tomada no ponto de intersecção da curva de ajuste no eixo das tensões (valor de tensão para erosão nula) ou no ponto da curva onde se observa um brusco aumento na taxa de erosão. O método recai em dois problemas: (a) certos solos apresentam curvas continuamente suaves, com crescimento do gradiente e (b) cada técnica de ensaio permite abranger intervalos específicos de tensões influenciando na interpretação dos resultados.

Hanson (1990a) destaca que na literatura técnica ainda não existe uma definitiva orientação para estimativa da tensão crítica. Pesquisas realizadas pelo ASCE Task Committee indicam uma variação de 200 vezes na faixa de valores medidos de  $\tau_{\text{crit}}$  para solos coesivos. Hollick (1976) alerta para dificuldades encontradas em ensaios com baixas tensões aplicadas devido a medições mais difíceis e imprecisas e ao longo tempo para se ter significativas perdas de solo, entretanto, por outro lado, salienta que ensaios acelerados (com altas tensões cisalhantes) também não permitem adequada obtenção da tensão crítica, pois exigem grande extrapolação dos resultados.

Neste sentido, na previsão da erosão em canais, certas relações propostas para tensões elevadas e fluxos não uniformes descartam  $\tau_{\text{crit}}$ , assumindo a equação de Du Boys, simplificada a seguinte forma:  $D_c = K (\tau_h)$

### **2. 2. 2 Ensaios hidráulicos no estudo da resistência à erosão**

Os principais ensaios hidráulicos empregados no estudo da resistência à erosão de solos coesivos são:

- Ensaios em canais hidráulicos de variados tamanhos;
- Ensaios de jatos submersos e
- Ensaios de cilindros rotatórios

Além destes, merecem ser citados ensaios em condutos fechados e ensaios em tanques com pás ou discos de rotação. Hollick (1976) apresenta uma avaliação das principais técnicas de ensaios empregadas na estimativa dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade.

### 2. 2. 2. 1 Ensaios em canais hidráulicos

Os *canais hidráulicos* para ensaios de erosão consistem de rampas onde amostras de solo de variados tamanhos, indeformadas ou remoldadas, são submetidas a fluxo d'água com condições hidrodinâmicas controladas (Figura 6). O ensaio tem como grande vantagem a reprodução de uma condição de fluxo próxima à natural na erosão em sulcos ou ravinas. Já os principais problemas relacionados aos canais hidráulicos é a diferença de rugosidade superficial entre a amostra de solo e o leito do equipamento, a incerteza na estimativa da tensão cisalhante atuante e imperfeições e má distribuição da umidade na superfície das amostras (Hollick, 1976).

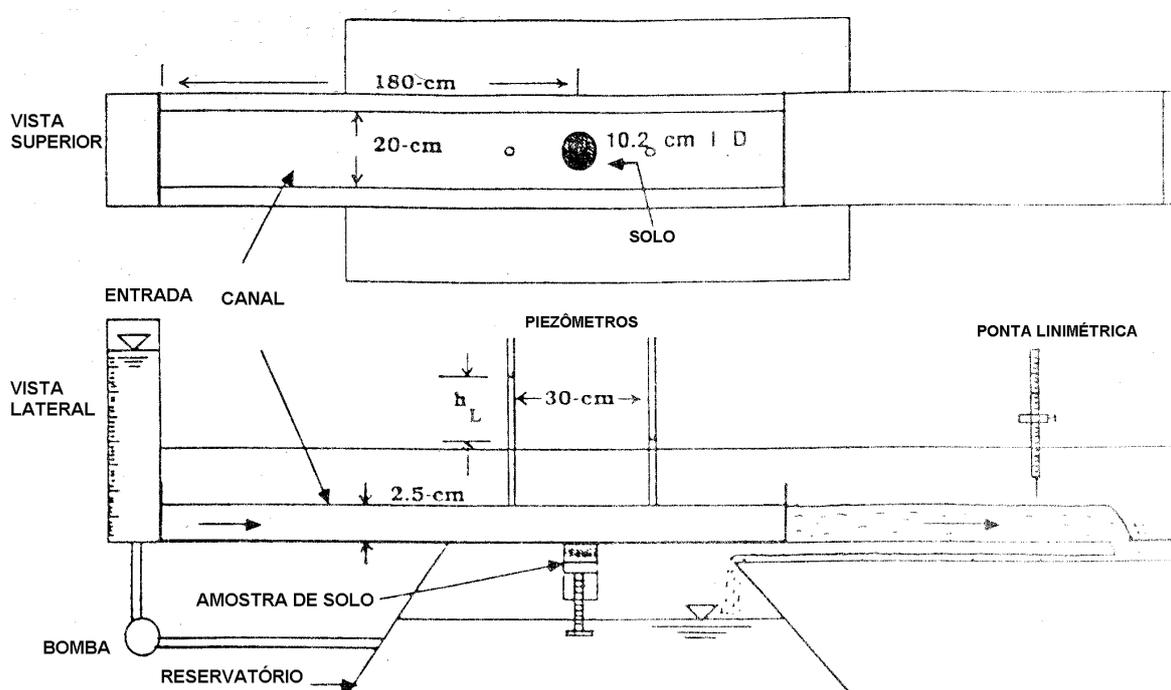


Figura 6 – Exemplo de um canal hidráulico

Fonte: adaptado de Ghebreiyessus et al.(1994)

Kamphuis et al.(1990) preconiza a necessidade de extremos cuidados na moldagem das amostras empregadas nos ensaios de canais devido ao papel da estrutura natural dos solos na resistência à erosão. Deve ser evitada a formação de uma superfície remoldada facilmente erodida e também de descontinuidades que controlam o início dos processos erosivos.

Smerdon e Beasley (1959) foram um dos pioneiros na aplicação o conceito de tensão crítica em ensaios em canais hidráulicos. Consideram que o valor crítico de tensões hidráulicas é superado quando ocorre movimento generalizado de partículas no leito do canal.

O ajuste aos dados experimentais de erosão ( $E$ ) para obtenção dos parâmetros hidráulicos é o mesmo da modelagem para erosão em sulcos, isto é, segundo a equação de Du Boys:

$$E = K_r (\tau_h - \tau_{\text{crit}}) \quad (9)$$

onde  $\tau_h$  é estimado por:

$$\tau_h = \gamma \cdot h \cdot S \quad (10)$$

onde  $\gamma$  é o peso específico da água;  $h$  é a altura da lâmina d'água no canal e  $S$  é a sua declividade.

#### 2. 2. 2. 2 Ensaio de jato submerso

O *ensaio de jato submerso* foi proposto por Dunn (1959) com a finalidade de determinar a tensão cisalhante crítica de sedimentos coesivos. A superfície de uma amostra de solo coesivo é submetida a ação de um jato com altura, diâmetro e velocidade controlados. O impacto do jato causa tensões cisalhantes na interface solo-água, resultando na formação de um furo diretamente abaixo do jato (Figura 7). A ação erosiva do jato é avaliada através da fossa de erosão formada.

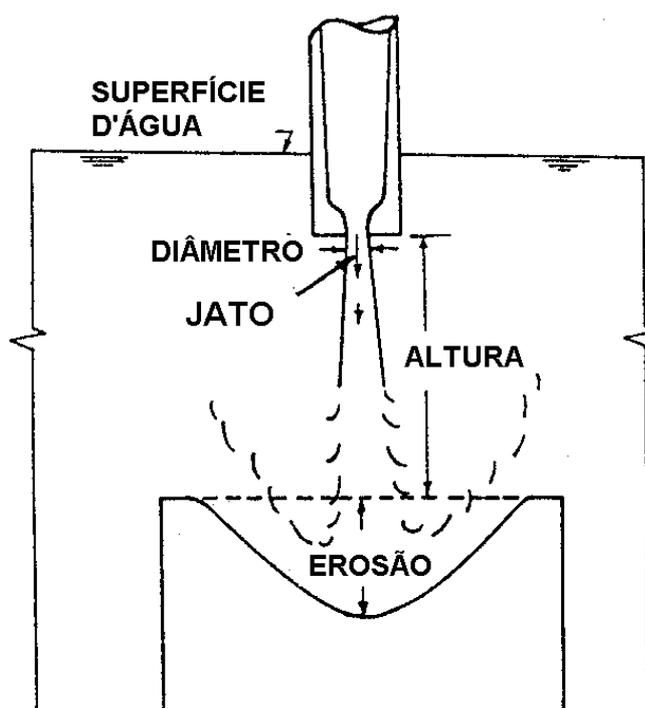


Figura 7 – Arranjo para ensaio de jato vertical submerso

Fonte: adaptado de Moore e Masch Jr.(1962)

O emprego do ensaio de jato submerso vertical também foi relatado por Hollick (1976). Apesar das reconhecidas diferenças entre a ação erosiva induzida (ação de um jato vertical submerso de variado diâmetro e intensidade sobre a superfície do solo) e o fenômeno natural de erosão em sulco ou canal, o autor comprova seu potencial na medida da taxa de erosão.

Moore e Masch Jr (1962) apresentam uma análise teórica das variáveis envolvidas no ensaio de jato submerso. Os autores relacionam a ação erosiva do jato às propriedades do fluido, à geometria do jato, à velocidade do jato, ao tempo de ensaio e às propriedades do solo.

O equacionamento de tensões geradas pelo ensaio de jato submerso é apresentado em Hanson (1991), que também introduz um índice de jato (“jet index”) empregado na caracterização da resistência à erosão de canais vertedouros de barragens de terra. O índice relaciona a velocidade de erosão pelo jato com a velocidade do fluxo e o tempo. Uma relação entre o índice de jato ( $J_i$ ) e o parâmetro de erodibilidade  $K$  foi obtida:

$$K = 0,003 e^{385 J_i} \quad (11)$$

Variantes do ensaio são registradas na literatura. Um equipamento de jatos móveis foi proposto em Hénensal e Duchatel (1990) para avaliação da erodibilidade de solos compactados e rochas brandas em laboratório ou in situ. Segundo a concepção original, o equipamento impõe o impacto de seis jatos com pressão constante e dotados de movimento circular uniforme sobre a amostra. Hanson (1990b) apresenta um equipamento de jato submerso para ensaios in situ, empregado para fornecer subsídios a projetos de aterros e canais de terra.

### 2. 2. 2. 3 Ensaio de cilindro rotatório

Na busca de um ensaio onde as tensões cisalhantes aplicadas sobre a superfície de uma amostra cilíndrica fossem mais constantes e uniformes foi desenvolvido o *ensaio de cilindro rotatório*, apresentado em Moore e Masch Jr. (1962). Os autores destacam o potencial do ensaio na medida da resistência à erosão em termos da tensão cisalhante hidráulica crítica.

O princípio do equipamento cilindro rotatório é o mesmo usado em viscosímetros. Uma amostra de solo cilíndrica é montada coaxialmente a um cilindro externo maior. O espaço anelar entre a amostra e o cilindro é preenchida com um fluido (geralmente água), que transmite ao solo a tensão cisalhante produzida pela rotação do cilindro externo. O torque produzido em um eixo central é medido por um torquímetro e empregado no cálculo das tensões na superfície da amostra (Figura 8). Durante o ensaio, a velocidade de rotação do cilindro externo é gradualmente aumentada até a visual observação de carreamento de partículas na superfície da amostra. A tensão medida neste momento corresponde à tensão cisalhante hidráulica crítica.

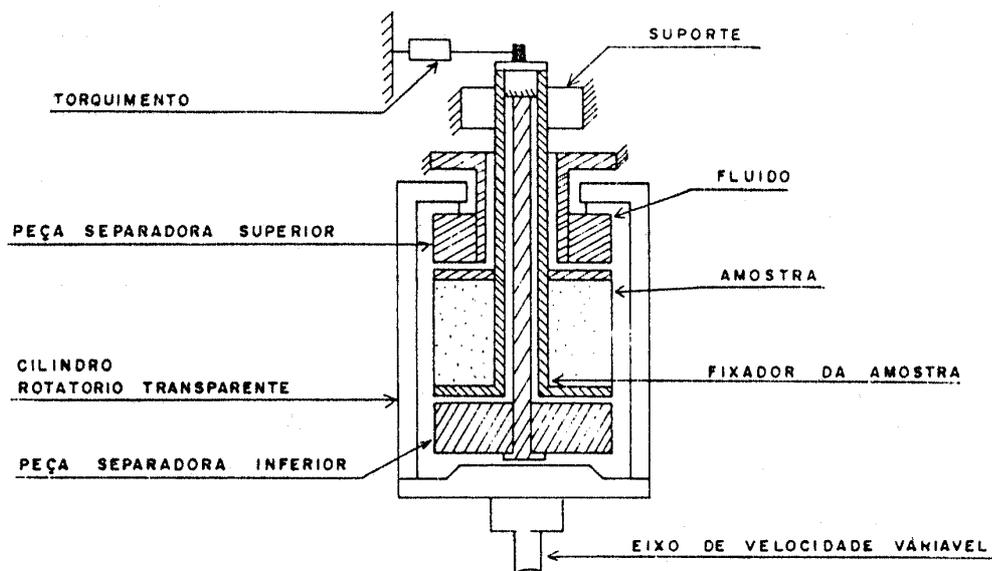


Figura 8 – Seção transversal de um equipamento para ensaio de cilindro rotatório

Fonte: Castro e Figueiredo (1978)

Moore e Masch Jr (1962) destacaram a importância de se determinar o efeito da umidade e da densidade das amostras e relacionar os valores medidos pelo ensaio a outras propriedades do solo, como: granulometria, porcentagem e tipo de argila, índice de vazios e resistência ao cisalhamento.

Um equipamento de cilindro rotatório, similar ao empregado por Masch, Epsy e Moore em 1963 (modificação do equipamento descrito em Moore e Masch Jr, 1962), foi utilizado em Arulanandan et al.(1975). Os autores apresentam o equacionamento básico da tensão cisalhante hidráulica aplicada às amostras no ensaio ( $\tau_h$ ):

$$\tau_h = 2\mu \left( \frac{R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \right) \omega \quad (12)$$

onde:  $\mu$  é a viscosidade do fluido,  $R_1$  e  $R_2$  são os raios dos cilindros internos e externos, respectivamente, e  $\omega$  é a velocidade angular do ensaio.

Uma análise mais detalhada dos aspectos hidrodinâmicos do ensaio de cilindro rotatório é apresentada em Rohan e Lafevre (1991). Os autores alertam que as características hidrodinâmicas dos fluxos retilíneos e rotatórios são bem diferentes, que as tensões cisalhantes atuantes são subestimadas (devido à distribuição e às flutuações na componente radial de velocidade) e para a importância em considerar a anisotropia da resistência. Além destas considerações, o material erodido pelo fluxo rotatório em estado turbulento influencia a tensão cisalhante crítica e a taxa de erosão do solo ainda intacto, conduzindo a uma adicional subestimativa da tensão crítica.

Castro e Figueiredo (1978) apresentam a primeira experiência brasileira na aplicação de um ensaio de cilindro rotatório destinado a medir a resistência hidráulica superficial dos solos coesivos. Em D'Ávila (1982), o equipamento é implementado e é justificado o emprego exclusivo para solos compactados. A aplicação do ensaio de cilindro rotatório à maioria dos solos naturais é restrita, pois a simples imersão do corpo de prova já pode determinar o início da desagregação do material (Vilar e Prandi, 1993).

Philipponat (1970) relata o emprego de uma variante do ensaio de cilindro rotatório. O equipamento, desenvolvido pelo Laboratoire d'Essais et d'Études de Casablanca no final da década de 50, trata-se de um canal anelar que é induzido a rotação pela tensão cisalhante aplicada por um fluxo paralelo à superfície da amostra. O máximo torque absorvido pelo sistema antes do início da erosão superficial, corresponde a tensão cisalhante crítica.

### 2. 2. 3 Critérios de erodibilidade na prática de projetos de obras hidráulicas

Visando subsídios para projetos de obras hidráulicas, critérios práticos foram desenvolvidos e descritos na literatura, dentre estes podemos exemplificar a experiência francesa nos estudos de drenagem. Em Hénensal (1987) são revistos estes critérios de projeto:

- Critério baseado no teor de finos: solos erodíveis – mais de 50% de partículas entre 0,05 e 0,1mm e menos de 15% de argila coloidal;
- Critério baseado no  $D_{50}$ : erodibilidade máxima para solos com  $D_{50}$  entre 0,06 e 0,12 mm;
- Critério baseado no Coeficiente de Uniformidade ( $C_u$ )<sup>3</sup>: solos erodíveis –  $C_u < 5$ , solos moderadamente erodíveis –  $5 < C_u < 15$  e solos pouco erodíveis –  $C_u > 15$ .

A experiência do Soil Conservation Service (SCS) da USDA, responsável pelo projeto e construção de um grande número de barragens de terra em solo americano, permitiu distinguir duas classes de solos quanto a resistência à erosão (SCS/USDA, 1973 apud Hanson, 1991):

- Solos facilmente erodíveis: incluem aluviões recentes, solos coluviais, muitos solos orgânicos, solos dispersivos, solos argilosos com moderada a alta contração ( $IP > 40\%$ ) e outros solos com índice de vazios  $> 0,7$ . Solos pouco coesivos com  $IP < 10\%$  tais como SP, SW, SM, ML, GP, GW e GM (classificação unificada) também são inclusos nesta classe e
- Solos resistentes à erosão: solos coesivos com um  $IP$  entre 10% e 40% e índice de vazios  $\leq 0,7$ .

---

<sup>3</sup>  $C_u = D_{60}/D_{10}$

#### 2. 2. 4 A dispersibilidade de solos argilosos

Na pesquisa da erodibilidade de solos argilosos, os estudos sobre a dispersão dos solos ganham grande importância. A chamada erosão coloidal, gerada pela dispersão e transporte de argilas na água de percolação, é registrada em muitos casos históricos de obras de barragens, aterros e solos naturais, particularmente, na forma de túneis e ravinas profundas.

Pesquisas iniciadas por engenheiros australianos desde o início década de 60 e, posteriormente, por pesquisadores americanos liderados pelo prof. J.L.Sherard nos anos 70, têm procurado o desenvolvimento de critérios de erodibilidade a partir da caracterização da dispersibilidade de solos argilosos. Assume-se, por consenso, que a dispersibilidade das argilas não é reconhecida pelos ensaios de caracterização geotécnica correntemente empregados na prática de engenharia.

Enquanto solos não dispersivos apresentam parâmetros críticos de fluxo bem definidos abaixo do qual as partículas resistem à erosão, solos com argilas dispersivas não registram esta situação limite, isto porque as partículas de argila entram em suspensão até mesmo em água parada. Logo, um solo argiloso dispersivo pode ser considerado aquele onde a tensão cisalhante hidráulica crítica é sempre zero. É o chamado critério  $\tau_{\text{crit}} = 0$ , segundo Heinzen e Arulanandan (1977).

Não existem diferenças significativas nos teores de argila de solos dispersivos e não dispersivos, entretanto, evidências experimentais sugerem que solos com menos de 10% de argila não apresentam colóides suficientes para dispersão.

A dependência da dispersibilidade de fatores ambientais e externamente controlados, como por exemplo a química da água percolante e a umidade de compactação, que vão reger a estrutura dos solos argilosos compactados, faz com que esta não seja considerada uma propriedade intrínseca do solo e sim uma variável de estado.

Os principais ensaios empregados na avaliação da dispersão coloidal são:

- ensaio de “pinhole”;
- ensaios químicos para determinação de sais solúveis na água dos poros;
- ensaios de dispersão SCS;
- ensaios de turbidez e
- “crumb test”

Em Sherard et al.(1976b) e Heinzen e Arulanandan (1977) são revistas estas técnicas de ensaio e estabelecidos critérios a dispersibilidade dos solos argilosos.

O ensaio de “pinhole” (ou ensaio de furo de agulha), apresentado em Sherard et al.(1976a), consiste num dos ensaios até hoje mais empregados na identificação de solos dispersivos, presente

em muitos laboratórios geotécnicos e de hidráulica. Consiste na avaliação qualitativa da dispersão de uma amostra de solo quando esta é submetida a um fluxo concentrado em um fino orifício, executado por meio de uma agulha, em estágios de carga hidráulica crescentes (Figura 9). A dispersão é flagrada pela turbidez da água percolada recolhida. Teoricamente as tensões hidráulicas geradas podem ser conhecidas e a tensão crítica estimada (Heinzen e Arulanandan, 1977 e Nickel, 1977). O ensaio de “pinhole” foi recentemente normatizado no Brasil pela NBR 14114/98.

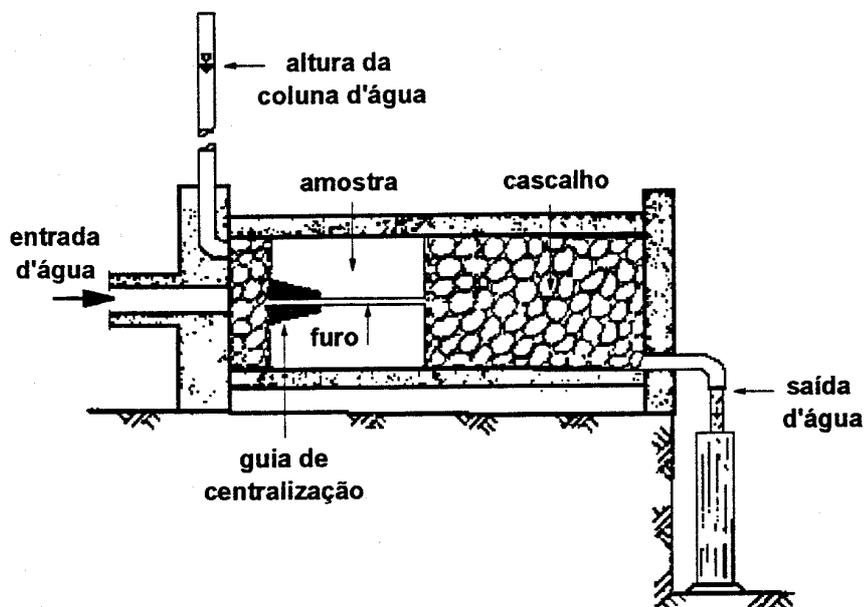


Figura 9 – Ensaio de “pinhole”

Fonte: adaptado de Sherard et al.(1976a)

A possibilidade de emprego do ensaio de “pinhole” na previsão da erosão mecânica e não apenas na erosão por dispersão coloidal é proposta em Santos (1997). Para tal é recomendada a medição das vazões através da amostra durante a fase de retorno (quando o gradiente hidráulico é diminuído) a fim de melhor caracterizar o alargamento do furo como consequência de um processo erosivo (Figura 10).

Os ensaios químicos com o fluido intersticial destinados à avaliação da dispersibilidade são preconizados pela norma brasileira NBR 13603/96. Os principais parâmetros úteis obtidos dos ensaios químicos são:

- Total de Sais Dissolvidos (TDS ou TSD):

$$\text{TSD} = \text{Ca} + \text{Mg} + \text{Na} + \text{K} \quad (13)$$

- Porcentagem de Na (ESP ou %Na):

$$\% \text{Na} = \frac{\text{Na}}{\text{TSD}} 100 \% \quad (14)$$

- Razão de Absorção de Na (índice SAR ou índice RAS):

$$\text{índice RAS} = \frac{\text{Na}}{[(\text{Ca} + \text{Mg})/2]^{1/2}} \quad (15)$$

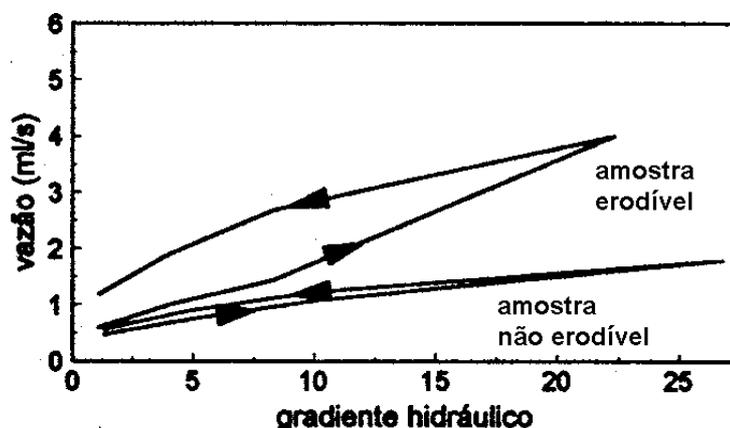


Figura 10 – Comportamento de uma amostra erodível e não erodível no ensaio de “pinhole”

Fonte: Santos e Carvalho (1998)

Os métodos de ensaios de laboratório e de campo empregados para obter estes parâmetros são também apresentados em Flanagan e Holmgren (1977).

Sherard et al.(1976b) propõem um critério de dispersibilidade baseado no gráfico TSD x %Na (Figura 11). A grande maioria dos solos são considerados dispersivos se situados na zona A e não dispersivos na zona B. Para solos da zona C, a execução do ensaio de “pinhole” é recomendada para a identificação da dispersão.

No *ensaio de dispersão SCS* (também chamado ensaio duplo hidrométrico), a erodibilidade é indicada, a partir de ensaios de sedimentação, pela porcentagem (ou grau) de dispersão, que corresponde a razão entre os teores de argila (< 0,005 mm) com e sem defloculante e agitação mecânica. O desenvolvimento e uso do ensaio são discutidos com detalhe em Decker e Dunnigan (1977). O tipo de defloculante usado e a condição umidade inicial das amostras para o ensaio são os principais fatores que influenciam os resultados obtidos. O ensaio de dispersão SCS foi normatizado no Brasil pela NBR 13602/96.

O Soil Conservation Service considera erodíveis solos com grau de dispersão maior que 40%. Em Decker (1971) apud Heinzen e Arulanandan (1977) os limites são flexibilizados conforme o tipo de solo: 40% para solos CL e CH e 25 a 30% para solos ML, SC e SM.

O *ensaio de turbidez*, também desenvolvido pelo SCS/USDA, compara um solo disperso quimicamente (com o uso de defloculante) com este mesmo solo naturalmente disperso. O índice de turbidez é determinado pela quantidade relativa de água adicionada na amostra quimicamente dispersa para igualar a turbidez do solo naturalmente disperso.

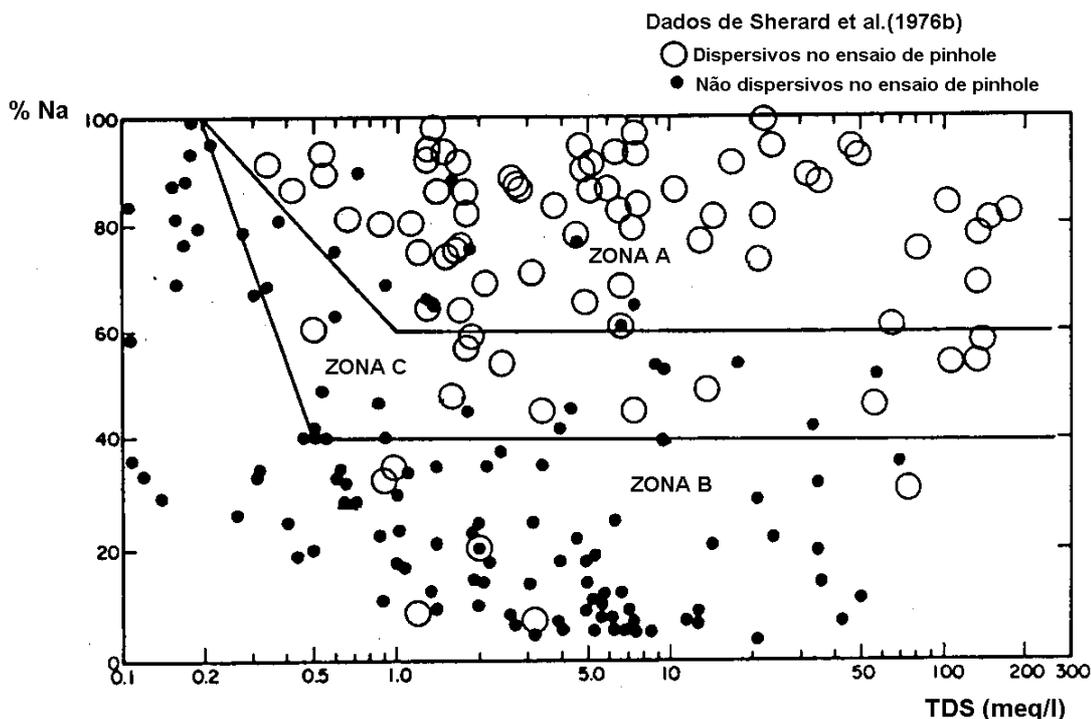


Figura 11 – Critério de dispersibilidade baseado na relação TDS x %Na

Fonte: adaptado de Sherard et al.(1976b)

O “*crumb test*”, desenvolvido por cientistas australianos, consiste num ensaio qualitativo onde é avaliado o comportamento de um agregado na umidade natural submerso em água destilada. É considerado um útil indicador da dispersão, entretanto numa única direção, isto é, se o “*crumb test*” indica dispersão, o solo é provavelmente dispersivo, mas muitas argilas dispersivas não reagem ao ensaio.

Holmgren e Flanagan (1977) apresentam um extenso estudo sobre os mecanismos e fatores intervenientes no “*crumb test*”. A reação do agregado no ensaio envolve fenômenos de hidratação, desaeração, fraturamento, expansão osmótica e finalmente dispersão. Os autores assim classificam os tipos de reação das amostras com a inundação:

- sem resposta: amostra mantém-se intacta;
- abatimento (“*slumping*”): desintegração total da amostra causada por mecanismos de hidratação e desaeração;
- fraturamento: amostra se quebra em fragmentos, mantendo a forma original das faces externas. O principal mecanismo atribuído ao processo é a expansão osmótica e
- dispersão: amostra mostra evidência de dispersão coloidal. As paredes tornam-se difusas e forma-se uma “nuvem” coloidal.

O “*crumb test*” foi normatizado no Brasil pela NBR 13601/96.

Embora a reprodutibilidade de cada um dos ensaios citados para identificação de solos dispersivos seja considerada satisfatória, o ensaio de “pinhole” e a análise química do fluido dos poros são considerados melhor reproduzíveis (Marshall e Workman, 1977).

Comumente os resultados dos vários ensaios indicativos de dispersão não verificam total concordância. Nestes casos prevalece o “engineering judgment”. Este fato também sugere a realização de pelo menos dois tipos de ensaios antes de um adequado julgamento.

Arulanandan et al.(1975), Sargunan (1977) e Heinzen e Arulanandan (1976) revisam a influência da estrutura (grau de floclação) e da composição do fluido dos poros e do fluido erosivo na dispersibilidade dos solos argilosos.

A maioria dos estudos sobre dispersibilidade envolve solos argilosos em condições saturadas. Poucas exceções incluem trabalhos com solos não saturados. É intuitivo que fenômenos diferenciados relacionados com a *desagregação*<sup>4</sup> de agregados esteja associado ao comportamento de solos não saturados. A presença de ar ocluso determina que quando o solo é inundado, a água absorvida por capilaridade comprima este ar determinando pressões que podem romper as ligações entre partículas argilosas. Tensões provocadas pela própria expansão da argila combinada a pressão do ar ocluso são determinantes da desagregação de agregados de solos argilosos não saturados (Lewis e Schmidt, 1977).

Um estudo mais completo sobre a desagregação de solos argilosos não saturados é apresentado em Moriwaki e Mitchell (1977). Os autores estabelecem um método de ensaio e investigam fatores intervenientes no processo (mineralogia da argila, química dos fluidos de consolidação e desagregação e sucção).

## 2.3 O ENFOQUE DA GEOLOGIA DE ENGENHARIA

Na área da *Geologia de Engenharia*, os estudos de erosão dos solos sempre se caracterizaram pela ênfase qualitativa, onde se destaca a descrição de processos e mecanismos erosivos e de medidas de prevenção, controle e correção da erosão. As principais áreas de concentração dos trabalhos são:

- Descrição dos fenômenos erosivos;
- Avaliações locais e regionais da susceptibilidade à erosão dos materiais, baseadas nas características geológicas e pedológicas e nas condicionantes hidrológicas;
- Aplicação ao mapeamento geotécnico de modelos de previsão de erosão;
- Desenvolvimento de técnicas de controle da erosão urbana e casos de obras.

---

<sup>4</sup> Melhor tradução encontrada para o termo “slaking”, definido como a desintegração de um solo ou rocha não confinados exposto ao ar e na seqüência imerso em um fluido, usualmente água.

Associado ao problema da erosão, a Geologia de Engenharia estuda problemas de assoreamentos de reservatórios, portos e cursos d'água adjacentes a estradas e a edificações residenciais e industriais.

Os trabalhos nacionais sobre o tema são publicados principalmente nos anais de eventos promovidos periodicamente pela Associação Brasileira de Geologia de Engenharia (ABGE): Congressos Brasileiros de Geologia de Engenharia (CBGE) e a partir de 1980 nos Simpósios Nacionais de Controle de Erosão (SNCE). Na área da Geologia de Engenharia, a literatura internacional sobre o tema é escassa, visto que problemas de erosão hídrica linear acelerada na forma de ravinhas e boçorocas são típicos de regiões tropicais.

### **2. 3. 1 A previsão da erodibilidade direcionada ao mapeamento geotécnico**

Quanto ao planejamento regional frente à erosão, o mapeamento geotécnico tem buscado apoio junto aos modelos de previsão de erosão.

Experiências têm sido realizadas com o emprego da Equação Universal de Perda de Solo. A aplicação da USLE é mais adequada a áreas agrícolas adjacentes a obras civis, mas, mesmo nestas áreas, encontra dificuldades pela pequena quantidade de valores experimentais disponíveis do fator de erodibilidade K para solos tropicais. Como já comentado anteriormente, o uso da USLE para áreas urbanas encontra dificuldades ainda maiores devido a:

- Inexistência de dados referentes aos fatores de inclinação e comprimento de rampa para taludes. Extrapolações são duvidosas;
- Poucos valores de K experimentalmente medidos para solos saprolíticos;
- Valores de K determinados em parcelas aradas, que não se adaptam às condições da superfície de terrenos preparados a obras civis;
- O fator de manejo só contempla técnicas para objetivos agrícolas. Ações comuns à engenharia sobre a superfície do solo não são previstas.

As peculiaridades de solos lateríticos e saprolíticos devem ser consideradas na estimativa do fator K, seja pelo nomograma de Wischmeier et al.(1971) ou experimentalmente:

- A forte agregação de solos lateríticos conduz a uma variação na relação prevista entre distribuição granulométrica e o comportamento frente à erosão;
- A fração silte de solos saprolíticos caulíníticos–micáceos, ao contrário de siltes quartzosos de clima temperado, determina alta erodibilidade aos solos tropicais;
- O processo de aração empregado nas determinações experimentais de K determina a destruição da estrutura natural, muito importante na resistência à erosão de solos lateríticos e saprolíticos;

- O efeito da anisotropia e/ou variação vertical das propriedades do solo ao longo do perfil tem maior importância.

O emprego de modelos mais completos, levando em conta variáveis geomorfológicas, hidrológicas e hidráulicas, constituem uma nova tendência. Entretanto, o aumento no número de parâmetros de entrada, a dificuldade da obtenção e a especificidade destes, são entraves a serem superados.

Dentre as pesquisas em mapeamento geotécnico no Brasil, visando a identificação de áreas de risco à erosão, vale citar os trabalhos liderados pelo IPT (Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo). A estimativa da erodibilidade é baseada principalmente em critérios pedológicos. Dentre estas pesquisas destaca-se a elaboração do Mapa de Erosão do Estado de São Paulo (Kertzman et al., 1995).

A aplicação da metodologia do IPT ao mapeamento da erosão laminar de Porto Alegre foi apresentada em Baptista et al. (1994). Para zonas muito urbanizadas os resultados pela aplicação da metodologia não foram compatíveis com a realidade de campo. A remoção de horizontes superficiais e mesmo subsuperficiais, com a exposição de solos saprolíticos, são condições não previstas determinantes de conflito.

O Departamento de Geotecnia da EESC/USP tem também trabalhado na obtenção de cartas temáticas em erosão. Vale destacar o trabalho de Pejon e Zuquete (1992) (apud Vilar e Prandi, 1993) que utiliza a Metodologia MCT na obtenção de um índice de erodibilidade.

### **2. 3. 2 Estudos sobre boçorocas**

As condicionantes climáticas, topográficas e de formação do solos determinam mecanismos e feições erosivas próprias a diferentes regiões do mundo. A formação das boçorocas no Brasil, assim como lavakas e sakasakas em Madagascar e barrocas em Angola são exemplos clássicos.

A formação e controle de boçorocas constitui um dos principais temas abordados em estudos de erosão pela Geologia de Engenharia nacional. A erosão por boçorocas é um fenômeno complexo que envolve outros fatores e processos que aqueles relacionados tão somente à erosão por escoamento superficial. Os volumes de solo erodidos podem ser menores que aqueles por erosão superficial ou em sulcos, entretanto o caráter comprometedor dos terrenos é muito grande, gerando a inutilização de terras agrícolas e urbanas e o risco a obras de engenharia. Segundo o geólogo Fernando Prandini, em ISSMFE (1985), a complexidade e o desconhecimento dos mecanismos envolvidos na evolução das boçorocas faz com que esta forma de erosão seja quase omitida na literatura internacional.

As boçorocas podem ser enquadradas dentre os processos erosivos definidos pela SCS/USDA como erosões por ravinamento ("gully erosion"<sup>5</sup>), embora estas, por definição, possam

---

<sup>5</sup> O termo 'gully erosion' não tem conotação genética, bastando que suas dimensões sejam maiores que a dos sulcos (Nogami e Villibor, 1995)

ser fechadas por operações agrícolas normais, o que não ocorre com as boçorocas. Em Ruxton e Berry (1957) são descritos processos desta natureza em perfis de intemperismo de rochas graníticas de Hong Kong. Segundo os autores, a maioria dos processos erosivos ocorrem em encostas de 10° a 40° e em perfis de intemperismo profundos. Com o desmatamento e conseqüente desnudamento do solo, os horizontes superficiais e subsuperficiais são degradados. O horizonte A (“topsoil”) é facilmente removido pela erosão superficial e desprotege o horizonte B mais argiloso, que é parcialmente eluviado e ressecado. Com o ressecamento profundas trincas desenvolvem-se, podendo alcançar o horizonte C saprolítico altamente susceptível à erosão. Com as chuvas, o fluxo superficial concentra-se ao longo das trincas, atingindo o solo saprolítico e, como resultado, induz à rápida formação de profundas ravinas. Este mecanismo é muito semelhante àquele observado na formação das boçorocas em perfis de solos graníticos da Grande Porto Alegre (Bastos e Dias, 1995).

As boçorocas são determinadas pela ação concentrada do fluxo superficial, como também pela ação do fluxo subsuperficial e da água subterrânea. O fluxo superficial concentrado em ravinas sobre solo susceptível, em geral, constitui o processo iniciador do boçorocamento. O fluxo subsuperficial atua na instabilidade das paredes e na criação de ramificações da erosão. Quando o boçorocamento intercepta o nível d’água ou outros níveis de saturação transitória, o fluxo subterrâneo (perene, sazonal ou intermitente) determina processos de erosão interna (piping). O piping pode ser também o processo desencadeante do boçorocamento ao provocar o colapso de porções de terreno.

Os domínios geológico e pedológico de ocorrência das boçorocas são variados. No Brasil, cabe destacar suas principais ocorrências:

- Nos Estados de São Paulo, Paraná e Mato Grosso do Sul as boçorocas predominam em perfis de solos podzólicos e latossolos arenosos, em áreas de sedimentos cenozóicos sobre formações sedimentares arenosas (Prandini, 1974, Rodrigues et al., 1981, entre outros);
- No Distrito Federal e Goiás as boçorocas desenvolvem-se em perfis altamente intemperizados, formados por solos porosos sobre complexa geologia (Fácio, 1991; Blanco et al., 1993; Mortari, 1994 e Santos, 1997);
- No Rio Grande do Sul, a formação de boçorocas é verificada em perfis de solos podzólicos e latossolos arenosos, em áreas de formações sedimentares arenosas e de rochas granitoides (Bastos e Dias, 1995).

Os principais tipos de boçorocas encontradas no sudeste do Brasil são caracterizados por Nogami e Villibor (1995):

- *boçorocas arenosas* – desenvolvidas em solo arenoso, têm em suas cabeceiras a emergência periódica ou contínua do lençol freático, geralmente associada à presença de um horizonte subsuperficial menos permeável. Apresenta traçado retilíneo e bordas bem agudas, denotando processos de descalçamento. São geralmente provocadas pela ação de águas pluviais, podendo desenvolver-se em terrenos de pequena declividade;

- *boçorocas siltosas* – formadas quando as ravinas ultrapassam o horizonte subsuperficial laterítico e atingem o horizonte saprolítico essencialmente siltoso. A cabeceira encontra-se frequentemente no alto das encostas, aprofundando rapidamente encosta abaixo. Tendem a formar um conjunto de canais interligados num padrão dentrítico;
- *boçorocas argilosas* – desenvolvem-se sobretudo pela desagregação conseqüente ao processo de molhagem e secagem de solos saprolíticos de folhelhos e argilitos e, mais raramente, de basaltos. Os canais apresentam, em geral, um padrão dentrítico, com bordas arredondadas, intenso empastilhamento das paredes e nenhum acúmulo de material na porção final.

A erosão em boçorocas envolvendo os sedimentos cenozóicos do Estado de São Paulo tem sido estudada desde a década de 40. Foi, entretanto, Pichler (1953) considerado o pioneiro na descrição dos processos de formação da boçorocas. A primeira divulgação em nível internacional das boçorocas do centro-sul do Brasil foi realizada em Prandini (1974). Uma revisão dos estudos realizados envolvendo as boçorocas no Estado de São Paulo é apresentada por Ponçano e Prandini (1987). Os autores previram a necessidade de se trabalhar menos genericamente com este problema e de se partir para a realização de balanços hídricos e caracterização geotécnica dos materiais das áreas afetadas.

Rodrigues et al.(1981) apresentam parâmetros físicos de materiais susceptíveis à erosão por boçorocas na região de São Carlos/SP. Os solos caracterizam-se pela homogeneidade granulométrica, por baixos valores de compacidade e de resistência e pela não dispersibilidade. A ação da água subterrânea na formação destas boçorocas é descrita em Rodrigues (1982). Segundo o autor, o fluxo d'água subsuperficial atua no arrancamento de partículas da superfície do talude e progressivamente da massa de solo do seu interior. Rodrigues e Vilar (1984) aplicam a Teoria do Carreamento para explicar a atuação das águas subterrâneas como agentes de erosão interna para estes solos. Segundo a teoria, a fração fina é carregada através de um hipotético filtro formado pelo arcabouço da fração grosseira dos solos, sem a contribuição do fenômeno de dispersão. Ensaios de permeabilidade mostrando a diminuição desta propriedades com o tempo de ensaio comprovam o carreamento de finos proposto pela teoria (Rodrigues et al.,1981).

Segundo Mortari (1994) e Mortari e Carvalho (1994), as boçorocas do Distrito Federal apresentam um quadro evolutivo diferenciado às ocorrências da Bacia do Paraná. As boçorocas, ocorrentes sobre perfis de solos porosos, estruturados e colapsíveis recobrimo saprólitos de rochas metamórficas (ardósia e metarritmitos), desenvolvem-se segundo um modelo encaixado. Mesmo atingindo substratos mais resistentes, as feições erosivas apresentam a forma de “V”, praticamente inexistindo o alargamento de base.

Santos (1997) apresenta um estudo sobre as boçorocas do município de Goiânia. Utilizando-se da análise de estabilidade de taludes, foi verificado que o principal mecanismo estabilizador das paredes das boçorocas estudadas é o solapamento da base, seja pelo fluxo de fundo, seja por erosão interna (piping).

A ocorrência de boçorocas em áreas de solos lateríticos colapsíveis é discutida por Conciani (1998). O autor destaca que o início do processo nestes casos foge aos padrões convencionais e que o comportamento erosivo destes solos está relacionado à colapsibilidade, à resistência ao cisalhamento e à sucção.

## 2. 4 O ENFOQUE GEOTÉCNICO – APLICAÇÃO DE CONCEITOS DA MECÂNICA DOS SOLOS

No âmbito da Mecânica dos Solos, ainda tem sido pequeno o esforço no sentido de procurar esclarecer os fatores que condicionam a resistência à erosão. Sua medida esbarra em dificuldades práticas, pois é, em geral, de muito pequena magnitude se comparados com a resistência do solo a outros esforços, além de ser necessário representar, quase sempre, complexas condições ambientais (Vilar e Prandi, 1993).

A relação da erodibilidade dos solos com outras propriedades geotécnicas dos solos tropicais e subtropicais constitui a premissa básica deste trabalho. Portanto, neste item da pesquisa bibliográfica são revistos estudos que mais diretamente inspiraram a estratégia experimental adotada. Serão abordados com destaque as técnicas de ensaio e critérios de avaliação da erodibilidade de solos tropicais e subtropicais propostos para soluções de problemas da engenharia geotécnica.

### 2. 4. 1 Estudos em erodibilidade realizados pelo LNEC

Desde a década de 60, uma série de pesquisas têm sido desenvolvidas pelo Laboratório Nacional de Engenharia Civil de Portugal – LNEC e pelo Laboratório de Engenharia de Angola com o objetivo de obter critérios de erodibilidade dos solos tropicais envolvidos principalmente em cortes de estradas.

Baseado em um universo de 26 solos de formações terciárias dos arredores de Lisboa, Santos e Castro (1965) investigaram um grande número de propriedades mecânicas, físicas e químicas que potencialmente influenciam a resistência do solo à erosão, comparando-as com resultados de erosão em ensaios de canal hidráulico (ensaios de Inderbitzen) e com observações de campo. Dentre as propriedades estudadas: peso específico, granulometria, limites de Atterberg, compactação, índice CBR, expansibilidade, área superficial, equivalente de umidade, curvas de sucção, limite de absorção, análises químicas (% CO<sub>2</sub> e de matéria orgânica, teores de SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> da argila e valores de SiO<sub>2</sub>/R<sub>2</sub>O<sub>3</sub>), análises mineralógicas da fração argila (difratometria de raios X e análise termo-gravimétrica) e Razão de Erosão de Middleton. Segundo os autores, destas propriedades é a expansibilidade e a distribuição granulométrica (representada por um parâmetro granulométrico a<sup>6</sup>) que melhor representaram a erodibilidade. O critério proposto para solos de comportamento regular a bom:

---

<sup>6</sup> a =  $(\sum y/100)/6$ , onde y é a % passante nas peneiras #7, #14, #25, #50, #100 e #200 (ABNT)

- expansibilidade:  $\leq 11\%$
- parâmetro a: 0,52 a 0,92 ou alternativamente % passante na peneira #40: 49 a 96%.

Uma extensão desta pesquisa, sendo ampliado o universo de solos é apresentada em Santos e Castro (1967). Os critérios acima são validados.

Meireles (1967), estudando solos de Angola, classifica-os em forte, mediana e fracamente erodíveis, conforme as estradas apresentassem ruína a curto prazo, estragos sem maior dano e comportamento satisfatório, respectivamente. São estabelecidos critérios baseados na granulometria e plasticidade. Segundo o autor, os solos fortemente erodíveis apresentam baixa plasticidade, representada por limite de liquidez ( $w_l$ )  $\leq 21\%$  e índice de plasticidade (IP)  $\leq 8\%$ . Quanto à granulometria, foi estabelecido um critério em função da porcentagem passante na peneira #200:

- % pass.#200  $\leq 20\%$  – forte erosão;
- $20\% < \text{pass.}\#200 < 40\%$  – possibilidade de forte erosão
- % pass.#200  $\geq 40\%$  – pequena possibilidade de forte erosão

Uma dita abordagem geotécnica do problema de erosão em taludes é apresentada em Nascimento e Castro (1976). Os autores modelam o solo de encosta frente à erosão como um talude infinito sujeito a uma tensão tangencial  $\tau_w$ , que corresponde a tensão cisalhante hidráulica ( $\tau_h$ ) (Figura 12):

$$\tau_w = \tau_h = C \cdot \gamma_w \left( \frac{I}{u} \right) L \cdot \sin\beta \quad (16)$$

onde: C é o coeficiente de escoamento;  $\gamma_w$  o peso específico da água; I a intensidade da chuva; u a velocidade do escoamento superficial; L a distância da crista do talude e  $\beta$  o ângulo de inclinação do talude.

A resistência à erosão é identificada como sendo a resistência ao cisalhamento dada pela lei de Coulomb, generalizada ao escoamento superficial em taludes ( $\tau$ ):

$$\tau = c + b \cdot \gamma_{\text{sub}} \cdot D \cdot \cos\beta \cdot \tan\phi \quad (17)$$

onde: c e  $\phi$  são a coesão e o ângulo de repouso; b um coeficiente variando de 0 a 1 que representa condição de escoamento (laminar a turbulento) e  $D = h \cos\beta$ , sendo que h corresponde ao diâmetro médio dos grãos.

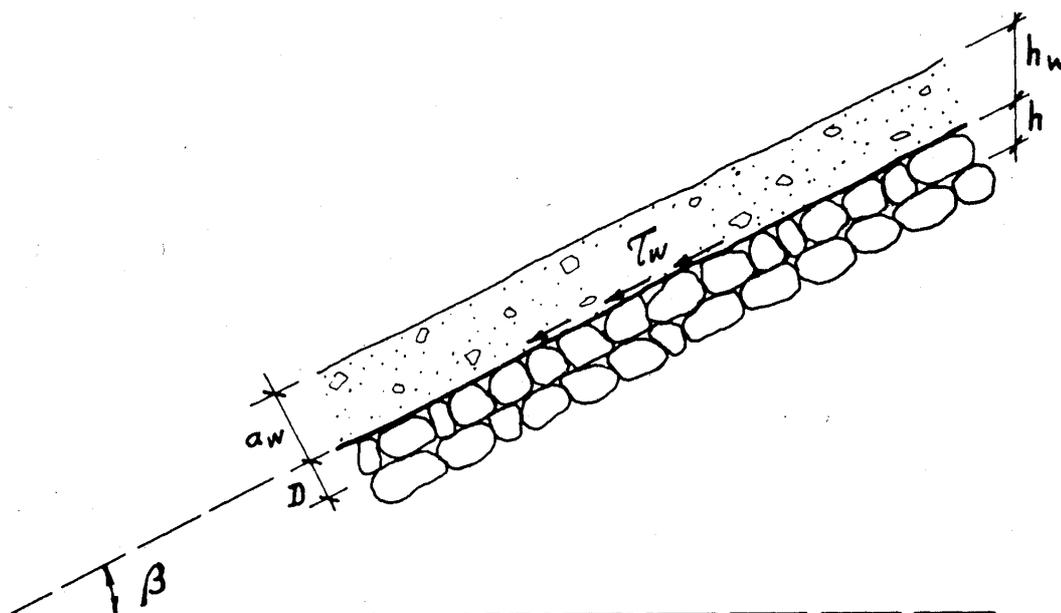


Figura 12 – Abordagem da erosão em encostas e taludes pela análise do escoamento superficial uniforme em talude infinito

Fonte: Nascimento e Castro (1976)

Esta abordagem é implementada em Nascimento (1981), com a proposta de um novo mecanismo para a erosão de solos não coesivos, onde se considera que as forças hidráulicas atuantes ( $\tau_h$ ) apresentam flutuações inerentes com a condição do fluxo junto à superfície do solo. As variações nas tensões normais também determinam flutuações nos valores de resistência friccional ( $S$ ). Logo, os processos erosivos passam a ocorrer segundo uma função probabilística  $P$ :

$$P = \text{probabilidade } (\tau_h > S) \quad (18)$$

A contribuição da coesão na resistência à erosão é discutida pelos pesquisadores portugueses em Nascimento e Castro (1976). Consideram dois tipos de coesão atuantes nos solos: a coesão não pétreia, que desaparece quando o solo é imerso em água, e a coesão pétreia, resistente à imersão. A contribuição destes dois tipos de coesão na resistência à erosão pode ser avaliada pelo chamado grau de petrificação (Nascimento et al., 1965). A abordagem é diferenciada conforme os solos sejam incoerentes ou coerentes com finos expansivos (sem coesão), coerentes sem petrificação (somente coesão não pétreia) ou coerentes com petrificação (com coesão pétreia). Com base nos estudos de Santos e Castro (1965 e 1967), Nascimento e Castro (1976) propõem um critério escolha de solos resistentes à erosão (Figura 13). A granulometria, a expansibilidade e o grau de petrificação são as propriedades geotécnicas adotadas no critério.

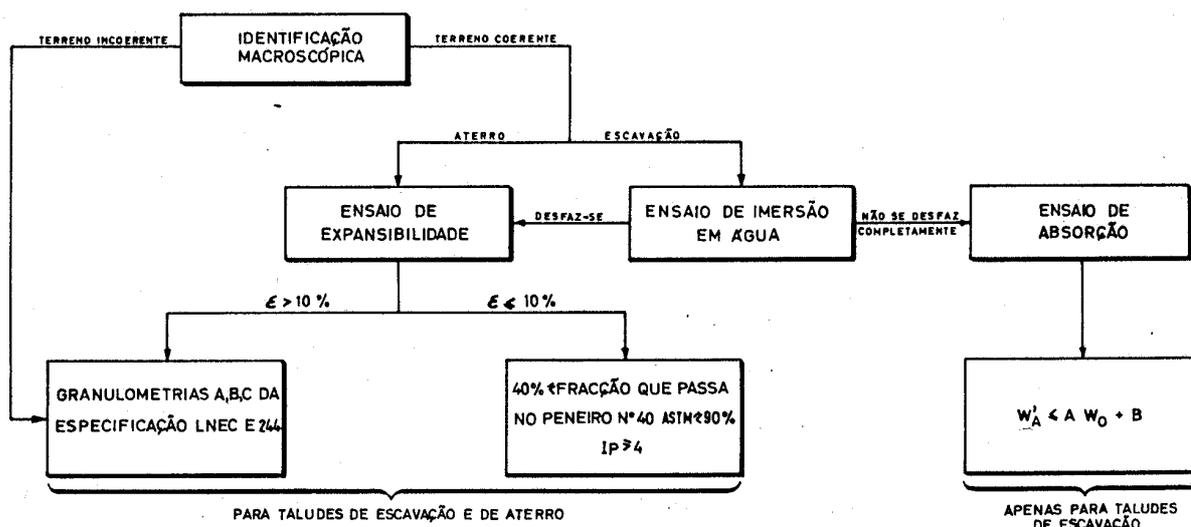


Figura 13 – Critério para a escolha de solos resistentes à erosão, segundo Nascimento e Castro (1976)

Fonte: Nascimento e Castro (1976)

## 2. 4. 2 O emprego de ensaios de erosão no meio geotécnico

O uso de ensaios específicos para avaliação da erodibilidade, os chamados ensaios de erosão, ainda não é totalmente difundido no meio geotécnico. Com a exceção dos ensaios destinados a avaliar a dispersibilidade de solos (como o “pinhole” e o ensaio de dispersão), a presença de dispositivos para ensaios de erodibilidade ainda não é cena comum em laboratórios de Mecânica dos Solos no Brasil. Entretanto, alguns destes merecem ser destacados pela potencial aplicação na previsão da erodibilidade de solos tropicais: ensaio de Inderbitzen, ensaio de desagregação e ensaio de Philipponat (1973).

### 2. 4. 2. 1 Ensaio de Inderbitzen

Dentre os ensaios em canais hidráulicos, aquele mais empregado no meio geotécnico, principalmente pela sua simplicidade, é o ensaio de Inderbitzen.

Inderbitzen (1961) apresenta a concepção original de um canal hidráulico e de um método de ensaio empregados na avaliação da erodibilidade. Com a divulgação no meio geotécnico, o ensaio tomou o nome de ensaio de Inderbitzen (erosômetro ou ainda ensaio de erosão). A Figura 14 ilustra o detalhamento do equipamento de Inderbitzen original. No ensaio é medida a perda de solo em amostras cuja superfície coincide com um plano de inclinação variável por onde passa um fluxo d’água com vazão controlada. Segundo o autor, o equipamento simula em condições próximas às reais como o solo se comporta frente a um fluxo d’água superficial, permitindo determinar a influência de fatores como a compactação do solo, a declividade da rampa, a vazão e a duração do fluxo. Os resultados são expressos em gráficos da perda de solo x tempo e da velocidade de erosão x tempo.

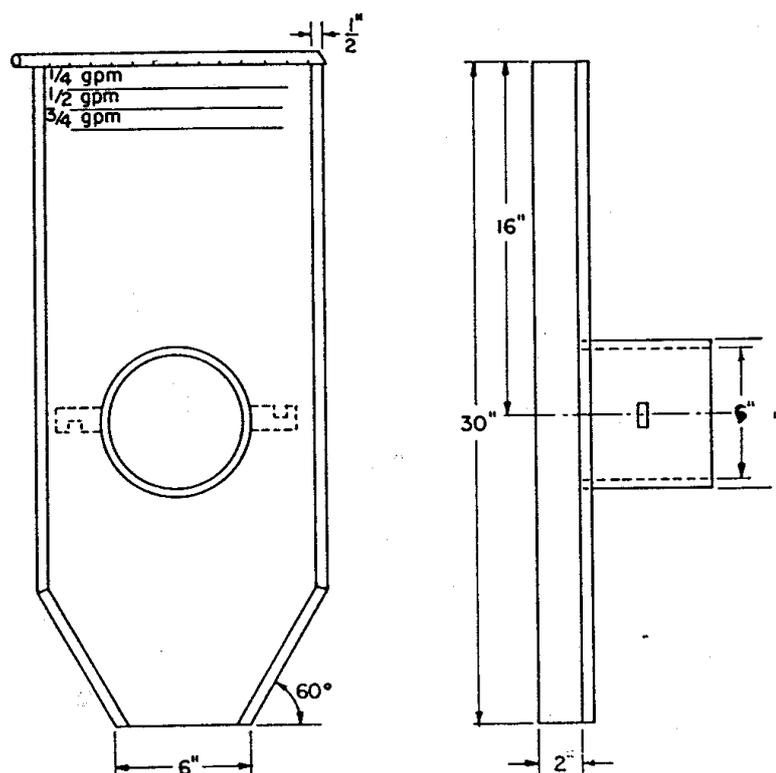


Figura 14 – Equipamento do ensaio de Inderbitzen – concepção original

Fonte: Inderbitzen (1961)

Na pesquisa “Estabilidade de Taludes” (IPR/COPPE/TRAFECOM), desenvolvida no período de 1975 a 1978, o ensaio de Inderbitzen foi introduzido no Brasil e proposto como ensaio para avaliação da erodibilidade dos solos. O equipamento de Inderbitzen empregado, ilustrado na Figura 15, foi construído com base no esboço do equipamento do LNEC, trazido ao Brasil pelo engenheiro Salomão Pinto.

Foram realizados ensaios em solos de alteração de gnaisse de taludes da Via Dutra. Os ensaios foram realizados em amostras de 15,24 cm de diâmetro e 4,6 cm de altura, nas vazões de 179 e 314 cm<sup>3</sup>/s, com inclinações de rampa de 44° e 59° e sob diferentes condições de umidade prévia: umidade natural, após ressecamento e após embebição. As velocidades de erosão foram calculadas para 5 min de ensaio. Detalhes dos métodos de ensaio são descritos em Brasil (1979) e Fonseca (1981), enquanto os resultados obtidos apresentados em Brasil (1979), Ferreira (1981) e Fonseca e Ferreira (1981).

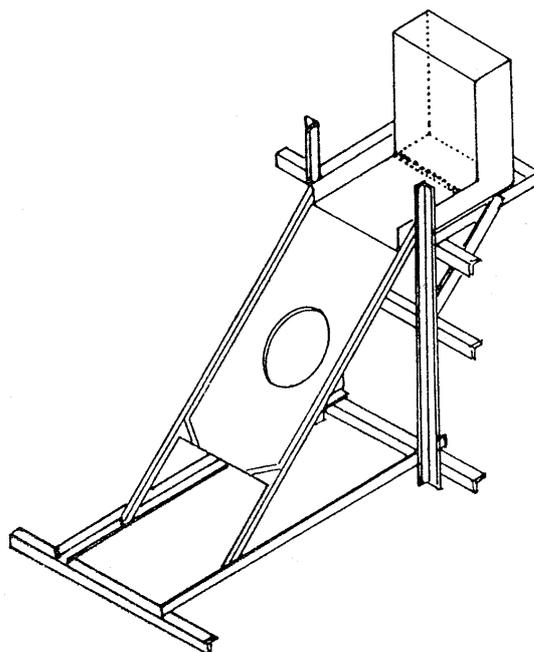


Figura 15 – Equipamento de Inderbitzen empregado na pesquisa Estabilidade de Taludes – IPR/COPPE/TRAFECON (1975–1978)

Fonte: Fonseca e Ferreira (1981)

Na mesa redonda sobre erosão em estradas no 2º SNCE, realizado em 1981, o professor Job Nogami discutiu o uso do ensaio de Inderbitzen, destacando suas restrições. Em suas considerações, enfatiza que o ensaio não leva em conta um dos aspectos mais importantes da erosão em climas tropicais: a infiltração da água através do corpo de prova. Como não há controle na circulação ou na sucção no interior da amostra, segundo Nogami, solos com boa infiltrabilidade, pouco sujeitos ao escoamento superficial, tenderiam a mostrar acentuada erodibilidade pelo ensaio. Outra limitação discutida é decorrente dos problemas hidráulicos (perturbação do fluxo) gerados na descontinuidade entre amostra e rampa junto aos seus contornos. Na mesma discussão foi sugerida a implementação de chuva simulada ao ensaio, visando a reprodução do efeito desagregador determinado pela gota de chuva.

Após a experiência do IPR, o uso do ensaio de Inderbitzen no Brasil só ressurgiu na década de 90. Fácio (1991) e Carvalho e Fácio (1994) apresentam o equipamento de Inderbitzen construído em Brasília num convênio entre a UnB e a empresa NOVACAP. As alterações mais importantes no equipamento, em relação ao equipamento do IPR, foram: a possibilidade de realizar três ensaios simultâneos a partir de três calhas paralelas; a criação de bacias de uniformização do fluxo e a fixação roscável das amostras. Foram ensaiados solos oriundos de erosões situadas em cidades satélites no Distrito Federal. O autor determinou valores ideais da inclinação da rampa, da vazão, do tempo de ensaio e do umedecimento prévio das amostras (chamado de “embebimento”). O umedecimento prévio das amostras tinha como objetivo uniformizar a condição de saturação das amostras e evitar que uma redução repentina da sucção durante o ensaio favorecesse o processo

erosivo. Os valores ideais encontrados foram: declividade =  $10^\circ$ ; vazão = 50 ml/s; tempo de ensaio = 20 min e tempo de umedecimento prévio = 15 min.

Em Santos (1997), solos de erosões de Goiânia foram ensaiados no equipamento acima referido, com introdução de pequena alteração que restringe o fluxo na rampa na largura determinada pela seção da amostra. O autor destaca o potencial do ensaio na identificação de horizontes mais susceptíveis à erosão por fluxo superficial. Porém, julga necessário a normatização do ensaio, com a criação de critérios classificatórios a partir de resultados obtidos, e a realização de testes de previsibilidade, ensaiando-se solos semelhantes em erosões e em terrenos adjacentes não erodidos. Os resultados obtidos para os solos em questão, apresentados também em Santos e Carvalho (1998), mostram maior homogeneidade para os horizontes mais intemperizados, enquanto marcantes diferenças no comportamento para os horizontes saprolíticos, mais erodíveis, acusando inclusive o efeito de anisotropia nas amostras.

#### 2. 4. 2. 2 Ensaio de desagregação

O ensaio de desagregação (“slaking test”) evoluiu do chamado “crumb test”, ensaio preconizado para identificação de solos dispersivos através da imersão de agregados de solo em água. Entretanto, o objetivo maior deste ensaio é a verificação da estabilidade à desagregação de uma amostra de solo cúbica ou cilíndrica, independente da dispersão do material. A aplicação do ensaio de desagregação para fins geotécnicos foi idealizado pela engenheira Anna Margarida Fonseca, ao estudar propriedades dos solos para fins de fundação durante a construção de Brasília (Ferreira, 1981).

Como desagregação (ou “slaking”) entende-se o processo de ruína de uma amostra de solo não confinada, exposta ao ar e na seqüência imersa em água (Moriwaki e Mitchell, 1977).

Na pesquisa IPR/COPPE/TRAFECON (1975–1978), o ensaio de desagregação foi indicado como critério qualitativo na investigação da erodibilidade de solos em taludes de estradas. O ensaio proposto consistia em colocar amostras indeformadas de forma cúbica (com cerca de 6 cm de lado) em um recipiente com água de tal forma que fique submerso 1/3 de sua altura. São anotados o tempo de aparente saturação das amostras (intervalo de tempo entre o início e fim da ascensão capilar), o tempo de início de sua fissuração e o tempo para desagregação total ou parcial. Fonseca (1981) propõe o uso da velocidade de desagregação como um índice classificatório para a erodibilidade de solos superficiais de taludes. Os resultados obtidos pelo ensaio para solos originados de gnaiss foram comparados com ensaios de Inderbitzen e o comportamento in situ dos materiais em taludes de referência (Rego, 1978).

Santos (1997) apresenta resultados de ensaios de desagregação para solos de erosões de Goiânia, comparando-os com os resultados de ensaios de Inderbitzen. Amostras cúbicas de 6 cm de lado foram submetidas a dois métodos de inundação: (a) imersão total por 24 horas e (b) água na base da amostra por 30 min e após elevado o nível em intervalos de 15 min para 1/3, 2/3 e submersão total, permanecendo até 24 horas. Na interpretação dos resultados, o autor refere-se a

abordagem de Holmgren e Flanagan (1977) para “crumb tests”, identificando como principal mecanismo observado o abatimento provocado pelo processo de saturação das amostras, que anula a sucção matricial e gera poropressão positiva capaz de desestruturar e desagregar o solo.

Os resultados apresentados por Santos (1997) mostraram-se concordantes com os ensaios de Inderbitzen e as observações de campo. As amostras que mais desagregaram foram aquelas mais erodíveis. É proposto o emprego do ensaio para previsão inicial do comportamento dos solos frente a um esforço erosivo, auxiliando no direcionamento de outros ensaios de erosão.

#### 2. 4. 2. 3 Ensaio de Philipponat

Com o objetivo de caracterizar a erodibilidade de solos tropicais de Madagascar envolvidos em taludes rodoviários e em canais de drenagem, Philipponat (1973) propõe um tipo de ensaio de jato. Um jato não submerso com velocidade e vazão constantes é aplicado sobre uma amostra cilíndrica de solo inclinada de 45°. O coeficiente de erodibilidade proposto ( $E_r$ ) é dado por:

$$E_r = h \cdot P \quad (19)$$

onde:  $h$  é a profundidade do sulco produzido (em cm) e  $P$  é a perda de solo (em g). O autor propõe uma classificação do tipo:

- $E_r < 30$  – solo não erodível;
- $30 < E_r < 60$  – solo ligeiramente erodível;
- $60 < E_r < 200$  – solo erodível e
- $E_r > 200$  – solo altamente erodível.

#### 2. 4. 3 Critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT

Neste item são reunidos os critérios de erodibilidade desenvolvidos com base na Metodologia MCT (Miniatura, Compactado, Tropical) de classificação de solos tropicais (Nogami e Villibor, 1981).

##### 2. 4. 3. 1 Estimativa da erodibilidade dos solos tropicais com base na classificação MCT

Segundo Nogami e Villibor (1979), a classificação MCT cobre as lacunas deixadas pelas classificações geotécnicas tradicionais e pela isolada associação de pedologia e geologia na previsão do comportamento dos solos tropicais frente à erosão. Um resumo das características de solos naturais dos grupos MCT quanto à erodibilidade é apresentada no Quadro 4.

Outras especificações do comportamento dos solos frente à erosão, baseadas na classificação MCT, são apresentadas em Villibor et al.(1986) e Pastore (1986).

Quadro 4 – Características dos grupos MCT quanto à erosão em cortes (modificado de Nogami e Villibor, 1995)

GRUPO MCT	NA	NA'	NS'	NG'	LA	LA'	LG'
Erodibilidade*	B,M,E	B,M,E	B,M,E	M,E	B	B	B
Formas de erosão*	desag. E	desag. M	sulcos E	Sulcos e desag. E	firme	desag. B	desag. B

Abrev.: B = baixo; M = médio; E = elevado; desag. = desagregações

\* referem-se a erosão de taludes de corte em solos isotrópicos e homogêneos, inclinados de 45° a 60°, em condições climáticas do estado de São Paulo.

Villibor et al.(1986) reconhece como solos erodíveis aqueles classificados como NS', como potencialmente erodíveis os solos LA e LA' e como resistentes à erosão os solos LG'. As demais classes têm a erodibilidade condicionada a outras propriedades, o que dificulta a previsão do comportamento frente à erosão pela classificação MCT.

O emprego da classificação MCT modificada<sup>7</sup> (MCT-M) na caracterização da erodibilidade foi apresentado em Vertamatti e Araújo (1990) e Vertamatti et al.(1990). Com base no comportamento frente à erosão de taludes rodoviários do interior de São Paulo e em aeroportos de Santarém/PA e Manaus/AM, foram definidos graus de erosão (Grau de Erosão Associado – GEA, segundo Vertamatti e Araújo, 1998):

- Erosão grau zero: talude intacto;
- Erosão grau um: talude pouco erodido com sulcos esparsos;
- Erosão grau dois: talude medianamente erodido com sulcos freqüentes;
- Erosão grau três: talude muito erodido, com desconfiguração total da face do talude e sulcos muito freqüentes e interligados.

Os autores propõem a distinção de três faixas de erodibilidade no gráfico classificatório MCT-M (Vertamatti, 1988 apud Vertamatti et al., 1990) (Figura 16). Mesmo havendo a superposição de faixas com as classes de solos, de uma maneira geral, os solos lateríticos correspondem ao grau zero, os transicionais aos graus 1 e 2 e os solos saprolíticos ao grau 3 de erosão.

<sup>7</sup> A classificação MCT-M constitui modificação à classificação MCT tradicional, proposta por Vertamatti (1988) apud Vertamatti e Araújo (1990), ao incluir as classes de solos transicionais.

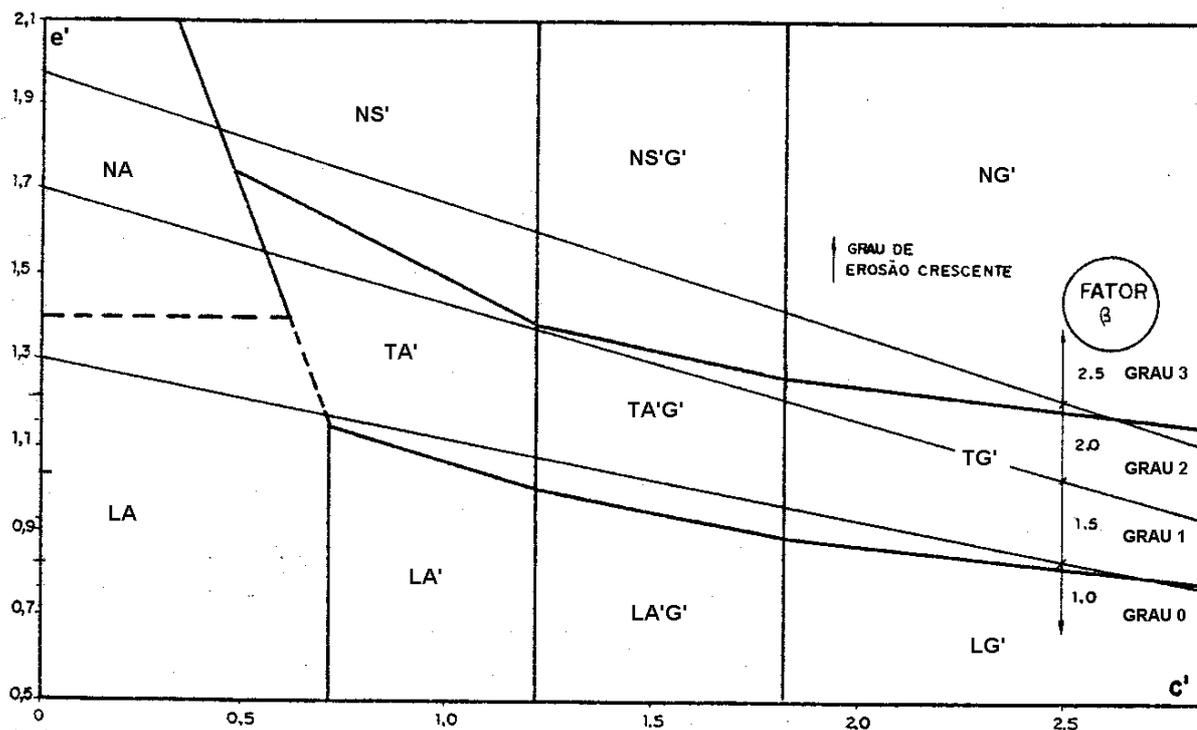


Figura 16 – Faixas de erodibilidade definidas sobre o ábaco classificatório MCT modificado

Fonte: Vertamatti e Araújo (1990)

#### 2. 4. 3. 2 Critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979)

A grande preocupação gerada em virtude dos fenômenos erosivos em taludes de corte e o insucesso na aplicação dos critérios do LNEC e do ensaio de Philipponat para cortes em solos do estado de São Paulo, levaram o professor Job Nogami a desenvolver uma nova metodologia para avaliação qualitativa da erodibilidade dos solos tropicais. Segundo Nogami, um método adequado à previsão da erodibilidade deve levar em conta a taxa de infiltração d'água através da superfície do talude, o efeito da secagem sobre o comportamento dos solos sob inundação e a necessidade do uso de amostras indeformadas nos ensaios.

O critério de erodibilidade, apresentado em Nogami e Villibor (1979), é essencialmente empírico e baseado na correlação com o comportamento frente à erosão de um grande número de cortes no estado de São Paulo. As duas propriedades que permitem prever o comportamento dos solos tropicais frente à erosão hídrica são a infiltrabilidade e a erodibilidade específica. Ensaios específicos para quantificar estas propriedades foram incorporados à Metodologia MCT e são esquematizados na Figura 17.

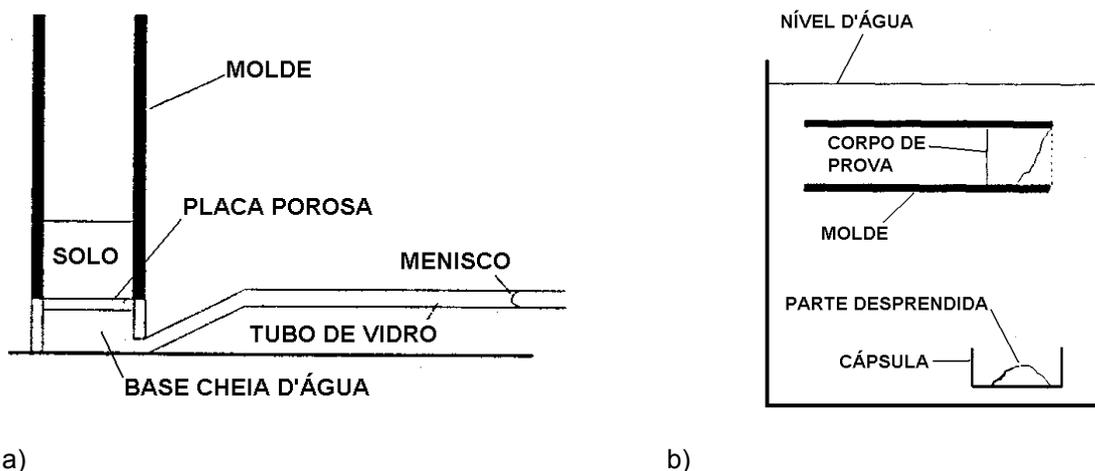


Figura 17 – Ensaio de (a) infiltração e (b) erodibilidade específica (perda por imersão modificado) da Metodologia MCT

Fonte: Nogami e Villibor (1995)

A *infiltração*, propriedade hidráulica de solos não saturados, representa a facilidade com que a água infiltra no solo através de sua superfície. É controlada sobretudo pelas tensões de sucção. Nos climas tropicais e subtropicais úmidos, apesar da elevada pluviosidade, devido à forte evapotranspiração e à boa drenagem da maioria dos solos residuais, a infiltração é mais representativa que a permeabilidade saturada como a propriedade que regula a quantidade de escoamento superficial. A velocidade com que ocorre a infiltração é medida em um ensaio específico pelo coeficiente de sorção (“sorptivity”).

O chamado ensaio de infiltração consiste em submeter uma amostra cilíndrica, confinada lateralmente pelo tubo de amostragem, a um fluxo ascendente por ascensão capilar. A velocidade de infiltração é quantificada através da cronometragem do fluxo por um tubo capilar horizontal no nível da base da amostra. Os resultados das leituras da distância percorrida no tubo capilar são plotados pelo tempo cronometrado (em  $\text{min}^{1/2}$ ). Uma curva ajustada aos pontos mostra um nítido encurvamento, com um íngreme trecho retilíneo inicial seguido por outro de tendência horizontal, significando que a frente de umidade atinge o topo do corpo de prova. O gradiente do trecho retilíneo inicial da curva é o coeficiente de sorção  $s$  (em  $\text{cm}/\text{min}^{1/2}$ ). O valor de  $s$  é geralmente determinado em amostras na umidade natural e em amostras previamente secas ao ar. No caso de amostras compactadas pode ser interessante a realização do ensaio para diferentes umidades de compactação.

A *erodibilidade específica* é avaliada por um ensaio de perda de massa por imersão, similar àquele estabelecido pela Metodologia MCT como ensaio classificatório. Amostras indeformadas do solo, confinadas lateralmente pelo tubo de amostragem e com topo coincidente com a borda do tubo, são imersas em água por um período de 20 horas. O percentual de perda de solo seco em massa em relação ao peso seco total da amostra representa a erodibilidade específica ( $\pi$ ).

A partir dos dados de coeficiente de sorção e perda de massa por imersão modificado, Nogami e Villibor (1979) estabelece a relação  $\pi/s = 52$  como limite ao critério de erodibilidade. Solos com  $\pi/s > 52$  são considerados erodíveis, alertando para adequadas medidas de proteção à erosão em taludes de corte. Em Nogami e Villibor (1995) o mesmo critério é proposto, mas expresso graficamente (Figura 18). Baseado em um maior número de ensaios (também com solos paulistas), em Pejon (1992) (apud Vilar e Prandi, 1993) é proposta uma modificação ao limite do critério para  $\pi/s = 40$ .

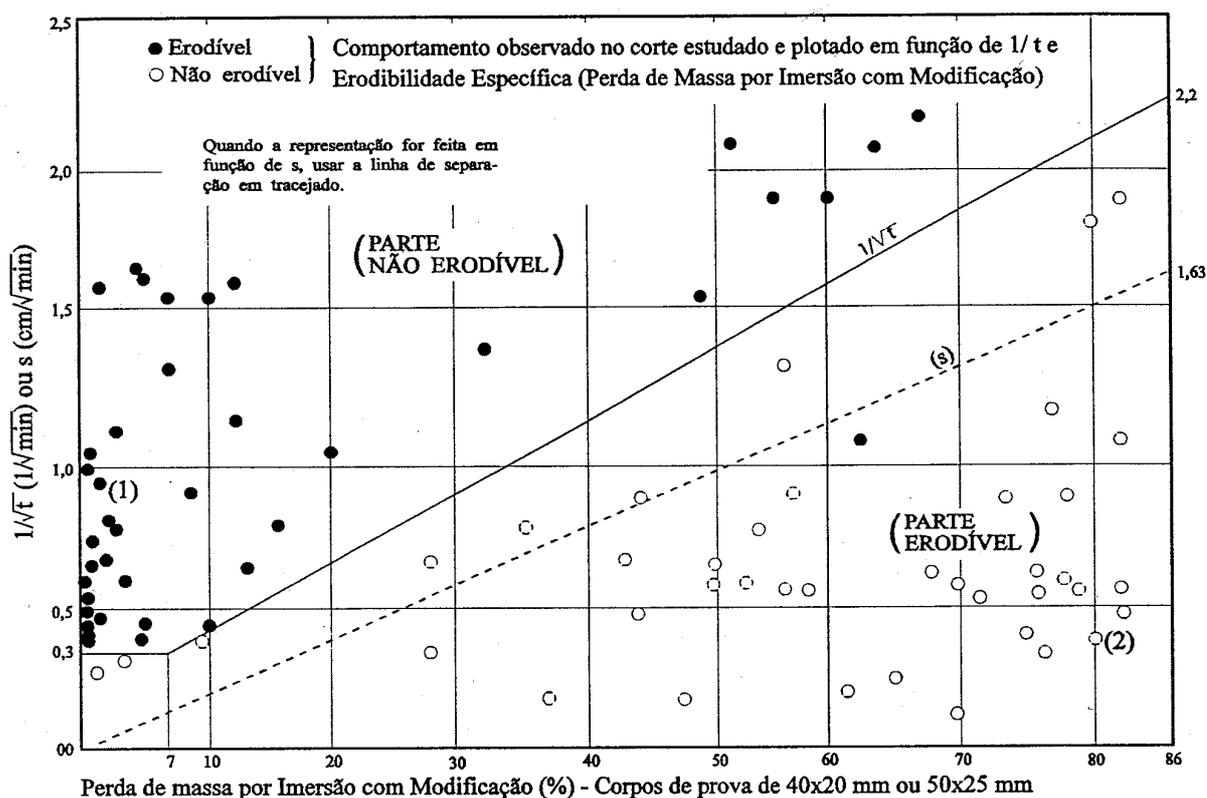


Figura 18 – Critério de erodibilidade MCT

Fonte: Nogami e Villibor (1995)

O critério de erodibilidade MCT foi aplicado por Alcântara (1997) na avaliação da erodibilidade de solos da região de São Carlos/SP e de Salvador/BA, mostrando-se eficiente na identificação de solos erodíveis.

#### 2. 4. 3. 3 Critério de erodibilidade baseado na Metodologia MCT–M e curvas de sucção – Ábaco de erodibilidade para solos tropicais (Vertamatti e Araújo, 1990 e 1998)

Um critério para previsão do potencial erosivo de solos tropicais, baseado no chamado fator genético e na propriedade de retenção d'água dos solos (sucção), foi apresentado em Vertamatti e Araújo (1990). O fator genético é considerado através da Metodologia MCT–M e a retenção d'água foi caracterizada pelo levantamento de curvas de sucção desde pastilhas cortadas de corpos de prova

compactados. Segundo os autores, o critério leva em conta a interpretação da fenomenologia dos processos erosivos com base em novas variáveis, em especial na sucção, antes não contemplada nos estudos geotécnicos sobre erosão.

Em Vertamatti e Araújo (1990) é definido o fator E de erodibilidade dos solos. O parâmetro considera um índice que expressa o desenvolvimento das curvas de sucção e outro obtido a partir da classificação do solo pela Metodologia MCT–M. O fator E é dado por:

$$\text{fator } E = \alpha \cdot \beta \quad (20)$$

onde  $\alpha = \theta_1 \cdot w_s$ .  $\theta_1$  é a inclinação da curva de sucção no trecho de 0 a 30 kPa, representando a capacidade de retenção de umidade do solo para baixa sucção e  $w_s$  é a umidade de saturação da amostra, relacionada indiretamente à porosidade do solo. O fator  $\beta$  varia de 1 a 2,5 e representa pesos estipulados para cada uma das faixas de erosão traçadas sobre o ábaco classificatório da Metodologia MCT–M (Figura 16). Convém destacar que todos parâmetros envolvidos no critério são obtidos de amostras compactadas. Segundo os autores, ensaios com amostras indeformadas mostraram a mesma tendência. O critério estabelecido a partir do fator E é o seguinte:

- fator  $E < 3$  – solo muito pouco erodível;
- $3 < \text{fator } E < 5$  – solo pouco erodível;
- $5 < \text{fator } E < 8$  – solo medianamente erodível;
- fator  $E > 8$  – solo muito erodível

Vertamatti e Araújo (1995 e 1998) aperfeiçoam o critério, apresentam um ábaco de erodibilidade para solos tropicais, estabelecido com base no tratamento estatístico de cerca de quarenta solos ensaiados pela Metodologia MCT–M e com suas respectivas curvas de sucção levantadas.

O ábaco de erodibilidade proposto tem como parâmetros de entrada valores de  $100tg\theta$  e  $100e'$ , onde  $\theta$  agora traduz a inclinação da curva de sucção no trecho de 0 a 10 kPa e  $e'$  corresponde a um índice classificatório da Metodologia MCT–M relacionado à perda por imersão<sup>8</sup>. No ábaco são individualizadas três faixas de erodibilidade (Figura 19):

- faixa I – solos pouco erodíveis;
- faixa II – solos medianamente erodíveis e
- faixa III – solos muito erodíveis.

<sup>8</sup>  $e'$  é um dos parâmetros classificatórios proposto pela Metodologia MCT (e MCT–M):  $e' = (\frac{\pi}{100} + 20/d')^{1/3}$ ; onde  $\pi$  é a perda por imersão para Mini–MCV 10 ou 15 e  $d'$  é a inclinação do ramo seco da curva de compactação para 12 golpes, obtida no ensaio MCV (Nogami e Villibor, 1981).

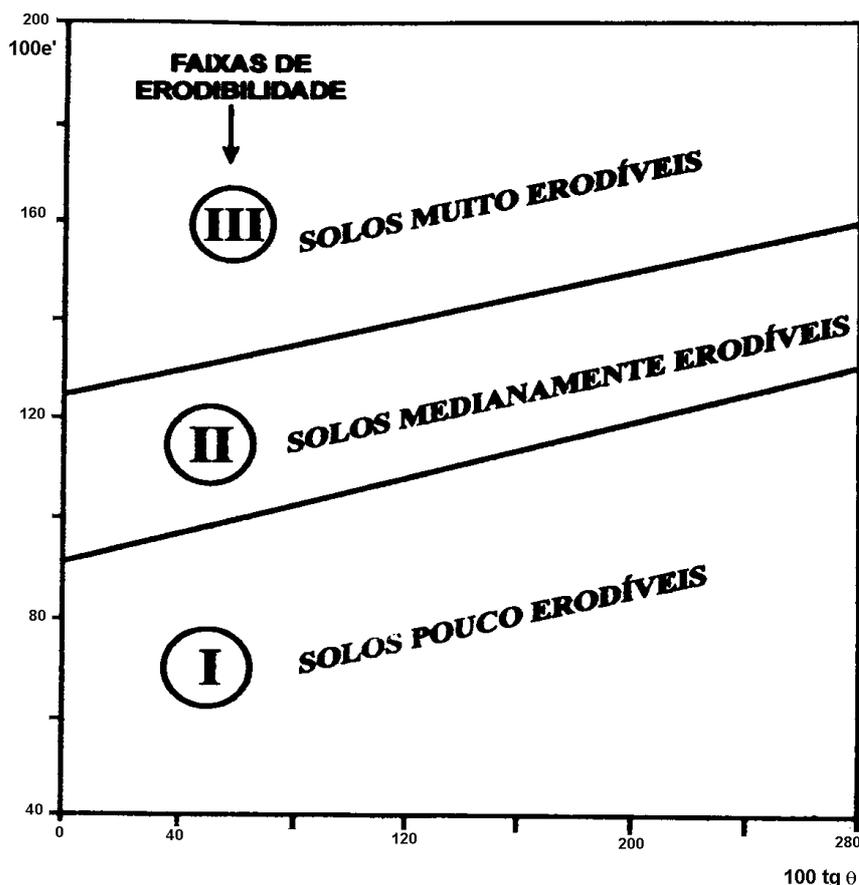


Figura 19 – Ábaco de erodibilidade para solos tropicais

Fonte: Vertamatti e Araújo (1998).

#### 2. 4. 4 Critérios de erodibilidade baseados em ensaios de cone de laboratório, resistência à compressão simples e estabilidade de agregados propostos por Alcântara (1997)

Alcântara (1997) comparou o comportamento in situ de solos de São Carlos/SP e Salvador/BA com resultados de ensaios de estabilidade de agregados por peneiramento em água, de ensaios de compressão simples e de um ensaio de penetração de cone de laboratório proposto para este fim. Os parâmetros obtidos nestes ensaios permitiram separar solos com comportamento diferenciado frente à erosão.

O ensaio de penetração de cone foi adaptado a partir do dispositivo para ensaio de determinação do limite de liquidez de argilas remoldadas. Um ajuste aos valores da massa de penetração e altura de queda do cone foi necessário para que fosse possível avaliar a penetração em amostras de solos tropicais na umidade natural e saturadas. A nova configuração proposta pelo autor resume-se a um conjunto de penetração pesando 300 g, uma altura de queda de 10 mm e um cone de abertura 30° e altura de 35 mm. O equipamento é ilustrado na Figura 20. O ensaio consiste na medida da penetração alcançada em nove pontos da superfície de uma amostra indeformada moldada em anel metálico (7,3 x 4 cm). As amostras são ensaiadas na umidade natural e saturadas (umedecidas por ascensão capilar durante 1 hora). A partir dos valores de penetração médios nas

condições de umidade natural ( $P_{nat}$ ) e saturada ( $P_{sat}$ ), são definidos os parâmetros de variação de penetração DP e DPA, relacionados à erodibilidade dos solos:

$$DP = \frac{P_{sat} - P_{wnat}}{P_{wnat}} \quad (21)$$

$$DPA = \frac{P_{sat} - P_{wnat}}{P_{sat}} \quad (22)$$

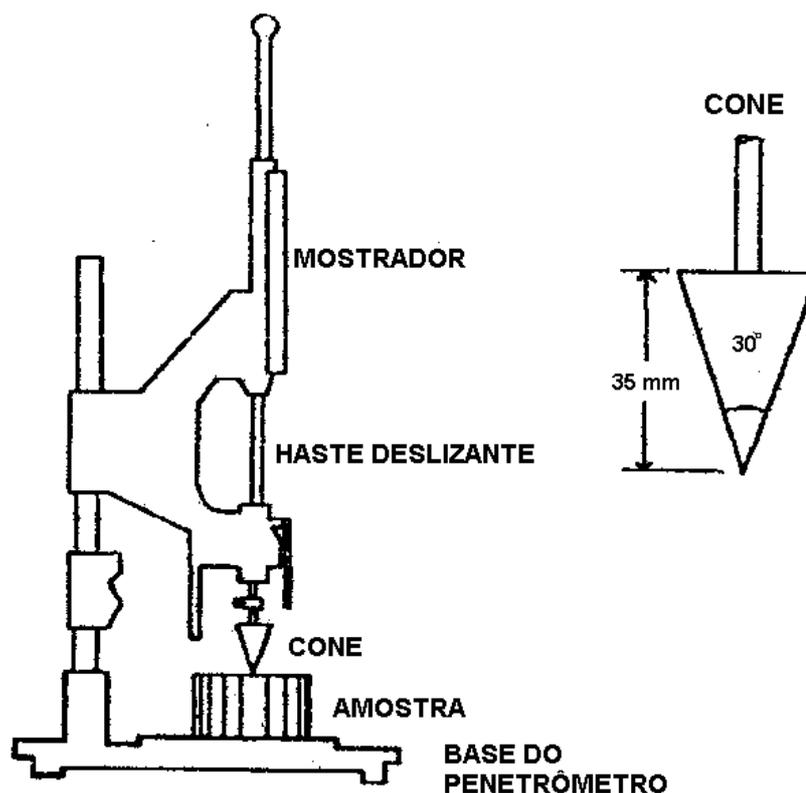


Figura 20 – Equipamento para ensaio de cone de laboratório

Fonte: Alcântara (1997)

Utilizando-se das medidas obtidas no ensaio de penetração, numa primeira aproximação, Alcântara (1997) separa as amostras erodíveis daquelas não erodíveis e propõe o seguinte critério:

- Se  $DP > 4,5 P_{nat}$  – solos com erodibilidade alta;
- Se  $DP < 4,5 P_{nat}$  – solos com erodibilidade baixa a nenhuma.

Segundo o autor, os valores de DP ou DPA combinados com o coeficiente de sorção ( $s$ ) permitiram a melhor distinção dos solos quanto à erodibilidade pelos seguintes critérios:

- Se  $DP > 46,4 s + 25$  ou  $DPA > 21,4 s + 20$  – solos com erodibilidade alta;
- Se  $DP < 46,4 s + 25$  ou  $DPA < 21,4 s + 20$  – solos com erodibilidade baixa a nenhuma.

O emprego do ensaio de cone de laboratório (“fall–cone”) nos estudos de erosão não é novidade. Nearing e West (1988) já destacam a eficiência do ensaio na avaliação da consolidação de solos não saturados, relacionada diretamente à erodibilidade destes.

Os ensaios de resistência à compressão simples em amostras na umidade natural e “saturadas” (ascensão capilar por 3 horas) são realizados de acordo com a norma brasileira (NBR 12770 – Determinação da resistência à compressão não confinada). Os resultados nas condições natural (Rcnat) e saturada (Rcsat) mostram que solos de alta susceptibilidade à erosão hídrica apresentam as maiores perdas de resistência com a saturação. A variação de resistência à compressão simples com a saturação é representada pelo parâmetro DR:

$$DR = \frac{R_{cnat} - R_{csat}}{R_{cnat}} \quad (23)$$

De acordo com os solos testados por Alcântara (1997), materiais de alta erodibilidade apresentam DR > 70%.

A estabilidade de agregados, medida da resistência dos agregados à água, retrata o grau de agregação de um dado solo e tem influência nas características hidráulicas e físicas deste solo de tal sorte a inferir na sua erodibilidade. Os conceitos e ensaios envolvidos na avaliação da estabilidade dos agregados advém das pesquisas agronômicas, tendo, até então, pequena aplicação para fins geotécnicos. Em Alcântara (1997) é proposto o ensaio de peneiramento em água para avaliação da resistência dos agregados. Os agregados retidos entre as peneiras de malhas 9,52 mm e 4 mm são submetidos a um peneiramento via úmida por 10 min e medido em peso seco o material retido em cada uma das peneiras de uma série padrão (malhas 7,93 mm, 6,35 mm, 4 mm, 2 mm, 1 mm e 0,5 mm). Dentre os parâmetros empregados para a análise dos resultados, destaca-se o Diâmetro Médio Ponderado (DMP):

$$DMP = \sum x_i \cdot w_i \quad (24)$$

onde:  $x_i$  é o diâmetro médio de cada fração (dado pela média da abertura das malhas das peneiras superior e inferior) e  $w_i$  é a razão da massa da fração em relação a massa total da amostra. Numa primeira aproximação, baseado em solos de São Carlos/SP e Salvador/BA estudados, o DMP permitiu a separação de solos com comportamentos distintos frente à erosão segundo o seguinte critério:

- DMP > 1,5 mm – solos com erodibilidade alta e
- DMP < 1,5 mm – solos com erodibilidade baixa a nenhuma.

#### **2. 4. 5 Peculiaridades sobre a erosão de solos tropicais e subtropicais em taludes de corte em obras viárias**

A preocupação com a erosão em obras viárias é antiga. As primeiras pesquisas e discussões publicadas datam a década de 30 e são oriundas de órgãos e departamentos de agricultura americanos, responsáveis pela construção e gerenciamento das estradas coletoras dos Estados Unidos (Davis, 1938; Johnson, 1961; Diseker e Richardson, 1962).

Nogami e Villibor (1995), no livro sobre pavimentação em solos tropicais, dedicam um capítulo exclusivamente ao problema da erosão em obras viárias. As conseqüências da erosão hídrica acelerada em obras viárias têm sido graves em muitas circunstâncias. Segundo os autores, tem sido registrado que entre os problemas que mais tem afetado as rodovias estão as erosões nos taludes de corte. São também citados exemplos de mudança do traçado de rodovias imposta por erosões pré-existentes.

A fenomenologia da erosão que ocorre nos cortes das obras viárias difere substancialmente daquela que ocorre nas áreas marginais às mesmas e em condições climáticas que não as tropicais úmidas. Em relação aos terrenos agrícolas, os taludes de corte apresentam-se mais inclinados, sem o efeito de técnicas de manejo e solicitam mais freqüentemente os horizontes subsuperficiais e profundos, onde geralmente são encontrados os solos lateríticos e saprolíticos, respectivamente.

No final da década de 70, o relatório do projeto “Estabilidade de Taludes”, fruto da parceria IPR/COPPE/TRAFECOM, foi pioneiro no país ao estabelecer recomendações para prevenção e proteção dos taludes contra a erosão (Brasil, 1979).

No desenvolvimento desta pesquisa, Alvarenga e Carmo (1976) relatam problemas de estabilidade em 80 taludes de cortes em solos residuais de gnaiss ao longo da rodovia BR-116, trecho Rio de Janeiro – São Paulo (Rodovia Presidente Dutra). A erosão se destaca como o problema que mais afeta a estabilidade destes taludes, entretanto, conforme discutem os autores, é relevada a um plano secundário pelos engenheiros geotécnicos e geólogos de engenharia na concepção dos projetos. Um outro inventário dos processos erosivos em taludes ao longo de 72 km da BR-040 é apresentado em Silveira (1981a). Os problemas de erosão ocorrentes em taludes de solos de alteração de migmatitos e gnaisses são provocados principalmente por deficiência da rede de drenagem e ausência de proteção por revestimento vegetal. A autora constatou que os solos residuais maduros (lateríticos) apresentaram preferencialmente erosão por ravinamento, enquanto os solos saprolíticos, altamente susceptíveis à erosão, desenvolveram sulcos e cavernas. A presença de limo junto à face do talude, protegendo superficialmente o solo saprolítico, foi registrada no inventário.

Ainda no decorrer do projeto, foram escolhidos dois taludes de referência na Rodovia Presidente Dutra com o objetivo de monitorar in situ o fenômeno erosivo em solos residuais de gnaiss e correlacioná-lo com a pluviometria local (Rego, 1978; Ferreira, 1981 e Silveira, 1981b). Nas duas áreas teste, porções dos taludes de corte foram isoladas e todo o material erodido recolhido por um sistema de canaletas. Os dois principais objetivos das observações e medições em campo foram: (a) observar o comportamento diferenciado quanto à erosão dos diferentes horizontes

do perfil e compara-lo com a avaliação da erodibilidade em laboratório e (b) verificar a correspondência entre a precipitação e o volume de material carregado. Segundo Rego (1978), foi verificada uma boa correlação entre a precipitação e a perda de solo, o que não ocorreu em relação à intensidade de chuva. Taxas de erosão e novas correlações obtidas após quatro anos de medições foram divulgadas em Silveira (1981b). A autora novamente destaca o surgimento de um limo protetor que aumentou a resistência à erosão dos solos saprolíticos, acima daquela verificada para os solos lateríticos dos perfis de alteração de gnaiss, e modificou as correlações entre a precipitação e as taxas de erosão.

A proposta metodologia para prevenção e proteção dos taludes contra a erosão, apresentada como conclusão da pesquisa, é composta de duas fases (Brasil, 1979 e Fonseca, 1981):

- *Estudo prévio dos taludes* – levantamentos de dados pluviométricos, climáticos, geomorfológicos, geológicos e de vegetação, observação e análise temporal dos processos erosivos ocorrentes, identificação das características geométricas dos taludes e recomendações prévias de projeto (obras de drenagem e proteção superficial) e
- *Estudo detalhado de taludes com presumível alta susceptibilidade à erosão* – levantamento de dados locais, caracterização dos solos a serem expostos com a execução de ensaios específicos para avaliação da erodibilidade (ensaios de Inderbitzen, ensaios de desagregação e ensaios adicionais para aplicação dos critérios estabelecidos pelo LNEC), análise dos resultados dos ensaios e por fim recomendações específicas quanto ao projeto, execução e manutenção das obras de proteção.

No Progress Report sobre erosão em solos tropicais, em ISSMFE (1985), são estudadas e classificadas as principais formas e processos envolvidos na instabilidade superficial de taludes. Nesta tentativa, os autores esbarram em dificuldades oriundas das peculiaridades dos solos tropicais. Dentre estas: a dificuldade de distinguir processos de erosão hídrica daqueles de desagregação superficial (provocados por molhagem e secagem) e a ocorrência de horizontes com resistências à erosão muito diferentes. O professor Job Nogami comenta que os detalhes fenomenológicos da erosão hídrica em solos lateríticos e saprolíticos envolvidos em taludes de corte são altamente complexos e ainda pouco considerados na literatura. Vilar e Prandi (1993) destacam a flagrante capacidade dos horizontes laterizados em resistir às solicitações erosivas quando comparado aos horizontes saprolíticos subjacentes.

Uma grande variedade de formas erosivas tem sido registradas em taludes de corte em regiões tropicais e subtropicais úmidas. Desde os relatos em ISSMFE (1985) e em Nogami e Villibor (1995), pode-se resumir a seguinte classificação:

- *ravinas de maior declividade* – pequena profundidade, repetitivas, paralelas, de seção V ou arredondada, de desenho retilíneo, irregular ou zig-zag;
- *ravinas controladas estruturalmente* – predominantemente não paralelas e não repetitivas, de pequena profundidade, intimamente relacionadas à xistosidade, às discontinuidades e à estratificação do solo saprolítico;

- *boçorocas* – ravinas isoladas com maior profundidade, decorrentes da concentração anormal do fluxo superficial;
- *buracos* – depressões lineares ou não lineares isoladas, cujas dimensões no plano do talude são equivalentes, atribuídas a feições estruturais, não havendo evidência de remoção do solo por ravinamento;
- *cavernas* – vazios alongados com eixo vertical ou sub-vertical e seção aproximadamente circular, resultantes da evolução de sulcos em solos siltosos;
- *janelas* – depressões de bem definido contorno e de várias formas, definidas por intercalações de solos mais erodíveis;
- *feições de colapso* – quando há evidência de quedas de porções de solo por descalçamento. Ocorrem, sobretudo, pela ação da água corrente junto à base dos taludes e quando horizontes saprolíticos fortemente erodidos desestabilizam o horizonte laterítico superior;
- *fissuração e desagregação superficial* – remoção de grãos de areia, de agregados e de outros materiais, associada à fissuração de solos saprolíticos argilosos expansivos. A remoção do solo se dá de forma predominantemente uniforme, sem o aparecimento de sulcos.

Quanto à forma de ocorrência, os processos erosivos em taludes podem ser divididos em dois grupos: (a) desenvolvidos em um simples horizonte e (b) associados com a interface entre horizontes com diferentes resistências à erosão.

Os processos erosivos em um único horizonte são determinados pelos seguintes fatores: natureza do solo, inclinação do talude, comprimento da face do talude (medida na direção da maior declividade); presença ou não de fluxo d'água na crista, umidade predominante, entre outros. Baseado na experiência acumulada com a erosão de taludes de corte em solos de São Paulo, os solos sujeitos a este tipo de processo são: argilas lateríticas porosas (LG'), areias argilosas lateríticas (LA'), solos saprolíticos siltosos (NS') (solos saprolíticos de granitos, gnaisses, micaxistos e filitos) e solos saprolíticos argilosos expansivos (NG') (solos saprolíticos de folhelhos e argilitos e menos frequentemente de basaltos e diabásios).

Os processos desenvolvidos em perfis com horizontes com resistências à erosão muito diferenciadas podem ser subdivididos em dois grupos:

- Quando o horizonte mais erodível é o inferior – originam-se buracos, cavernas e ravinas, com escorregamentos da camada superior e
- Quando o horizonte mais erodível é o superior – surgem buracos devido à erosão interna. A emersão de água sobre o horizonte inferior pode gerar boçorocamento.

A experiência com cortes rodoviários em solos saprolíticos do Estado de São Paulo evidenciaram outras importantes peculiaridades:

- A secagem do talude tende a aumentar a estabilidade de agregados, entretanto a secagem após molhagem pode diminuir a resistência ao fluxo superficial de alguns solos saprolíticos cauliniticos ou micáceos;
- A macroestrutura de origem geológica é muito importante. A anisotropia complica a análise dos fenômenos e a cimentação residual é decisiva na resistência à erosão;
- Solos oriundos de rochas sedimentares comumente desenvolvem lençóis empoleirados que, chegando à superfície, podem desencadear processos erosivos;
- No caso de solos saprolíticos siltosos pode ocorrer que a intensidade de material erodido diminua com o tempo e
- Enquanto a compactação aumenta a resistência à erosão de solos lateríticos, o mesmo pode não ocorrer com os solos saprolíticos.

Vilar e Prandi (1993) descrevem que solos lateríticos apresentam crescente ganho de resistência superficial com o tempo, proporcionado por fenômenos químicos de superfície como a deposição de sílica e pelo concrecionamento dos materiais finos e óxidos. Bender (1985), estudando taludes em solos saprolíticos de granito e xisto da Costa do Marfim, propõe uma abordagem para a erosão destes solos na qual não existem parâmetros críticos de fluxo para iniciar a erosão, o que existe é uma condição limite do fluxo superficial abaixo da qual é permitida a formação de uma crosta superficial que protege o talude da erosão.

Quanto à influência da inclinação dos cortes no desenvolvimento de processos erosivos, em Nogami e Villibor (1995) são tecidas importantes considerações. A erosão por fluxo superficial será nula em duas condições extremas de inclinação: horizontal, onde não há fluxo, e vertical, onde a precipitação sobre a face do talude é praticamente nula. Logo preconiza-se que exista uma inclinação que ocasione a erosão máxima, que depende do regime pluviométrico e da natureza do solo. O fenômeno complica-se quando o corte é constituído por mais de um tipo de material, por trechos com inclinações diferentes e/ou por horizontes com propriedades anisotrópicas frente à erosão. A observação no Estado de São Paulo mostra que a erosão máxima ocorre em taludes inclinados entre 30° e 45°. Para inclinações maiores, a infiltrabilidade do solo supera o fluxo da chuva, com rara formação de escoamento superficial (devido a maior superfície de secagem), entretanto a capacidade de destacamento das partículas é maior. Para baixas inclinações ocorre o inverso, o fluxo superficial aumenta, porém a capacidade de deslocamento das partículas pelo salpicamento e fluxo concentrado é menor.

Verifica-se, portanto, a importância do estudo de duas propriedades do solo: infiltrabilidade e erodibilidade específica (resistência à erosão pela água corrente), avaliadas pelo critério de erodibilidade MCT. Se a infiltrabilidade for sempre maior que a precipitação não haverá significativa erosão, independente da erodibilidade específica do solo. No outro extremo, se a capacidade de infiltração do solo for muito pequena ou nula, qualquer chuva estabelecerá fluxo superficial e portanto o solo deverá apresentar resistência compatível com o esforço cisalhante hidráulico para que não haja erosão.

#### **2. 4. 6 A relação entre a erodibilidade e o comportamento geomecânico dos solos discutida em estudos geotécnicos**

A relação íntima entre a susceptibilidade à erosão e outras propriedades de comportamento dos solos estudadas pela Mecânica dos Solos não é uma nova evidência. Em muitos dos trabalhos revisados, mesmo aqueles relacionados aos enfoques agrônômico e hidráulico, esta hipótese é implícita ou explicitamente levantada.

No meio geotécnico, consolida-se a opinião de que a erodibilidade e a resistência ao cisalhamento, em particular para solos tropicais, estão intimamente relacionadas (Bender, 1984 e 1985; Conciani, 1998). Muitas vezes esta relação não é expressa diretamente, mas os peculiares fatores que governam a resistência ao cisalhamento dos solos de clima tropical e subtropical não saturados (lateríticos e saprolíticos): cimentação, macroestrutura de origem pedológica ou geológica e sucção, são os mesmos que influem decididamente na erodibilidade destes materiais. Cabe destacar que a estrutura e a sucção não só influenciam a erodibilidade específica dos solos tropicais, como também governam a condutividade hidráulica destes solos, e assim os fatores hidrológicos da erosão.

Hanson (1996) destaca que índices de resistência têm sido usados na caracterização da erodibilidade dos solos porque são mais facilmente e rapidamente obtidos que os próprios parâmetros de erodibilidade, podem ser medidos ao longo da profundidade e estão intimamente relacionados à grande maioria dos fatores que afetam a erodibilidade. Segundo o autor, como a resistência à erosão é oferecida pelas forças de ligação entre as partículas do solo e outros materiais na sua matriz, manifestada na sua resistência ao cisalhamento, esta última propriedade pode, em teoria, caracterizar diretamente a erodibilidade dos solos. Entretanto, alerta que evidências experimentais neste sentido são limitadas.

Na busca de índices e modelos de erosão várias correlações foram estabelecidas entre a resistência à erosão e os valores de resistência ao cisalhamento medidos em ensaios de vane, ensaios de cone de laboratório ("fall-cone"), ensaios penetrométricos de campo, ensaios de compressão não confinada e até mesmo em ensaios triaxiais (Dunn, 1959; Chorley, 1959 apud Bryan, 1968; Lyle e Smerdon, 1965; Christensen e Das, 1973; Piest et al., 1975; Cruse e Larson, 1977; Al-Durrah e Bradford, 1982 apud Nearing e West, 1988; Watson e Lafen, 1986; Nearing e West, 1988; Kamphuis et al., 1990; Ghebreiyessus et al., 1994; Chaves, 1994; Hanson, 1996 e Alcântara, 1997).

Numa análise mecânica simplificada do problema de erosão por fluxo superficial em um talude ou encosta, como aquela apresentada por Nascimento e Castro (1976) (Figura 12), conclui-se que a oposição ao movimento dos grãos pela ação de um fluxo na superfície é dada pela resistência ao cisalhamento entre a camada de grãos superficial e a camada subjacente. Essa resistência ( $\tau$ ) é regida pela lei de Mohr-Coulomb, função dos parâmetros coesão ( $c$ ) e ângulo de atrito ( $\phi$ ):

$$\tau = c + \sigma \cdot \tan \phi \quad (25)$$

Para valores pequenos de tensão normal ( $\sigma$ ), encontrados na superfície do talude ou do solo da encosta sujeitas à erosão, o parâmetro coesão assume maior importância, assim como todos os fatores que o governam.

Em Bender (1985), a erosão é decididamente encarada como um problema de resistência ao cisalhamento, dada em função da coesão do solo na superfície, alterada durante infiltração da água da chuva. O autor enfatiza que a coesão é o parâmetro mais adequado para avaliar a estabilidade à erosão de solos saprolíticos. Esta coesão depende do estado de tensões e do teor de umidade no início da erosão. A grande vantagem na definição da resistência à erosão baseada na resistência ao cisalhamento é atribuída ao fato de que é correta do ponto de vista físico e mecânico e é baseada em ensaios de Mecânica dos Solos, consolidados na engenharia geotécnica (Bender, 1984).

O autor realizou ensaios de laboratório e medições de erosão *in situ* em solos saprolíticos de granitos e xistos de taludes da Costa do Marfim. Em laboratório, ensaios de penetração (a partir de uma adaptação da prensa CBR) confirmaram a relação entre a resistência ao cisalhamento e a estabilidade à erosão, ambos como uma função do grau de saturação inicial. Dentre as conclusões obtidas: a trajetória de tensões com a variação de umidade (secagem e umedecimento) alteram a resistência ao cisalhamento e em consequência a resistência à erosão. A coesão após infiltração, determinada sob pequenas tensões confinantes, é proposta como medida da estabilidade à erosão.

Estudando as propriedades dos solos relacionadas a erodibilidade, Nogami e Villibor (1995) também analisam de forma isolada a coesão. Os autores colocam que solos altamente coesivos, independente do teor de umidade, não são erodíveis, enquanto aqueles pouco ou não coesivos são altamente erodíveis, tanto sob a ação da gota da chuva como pelo fluxo superficial. Entretanto, destacam como grande dificuldade na avaliação da coesão superficial dos solos sua variabilidade espacial, temporal e climática, principalmente para solos residuais não saturados. Outra dificuldade decorre da possibilidade do desenvolvimento de trincas e fissuras em solos argilosos por perda de umidade, cuja simulação experimental é muito difícil. O surgimento de trincas pode provocar o “empastilhamento” do solo, fazendo com que o material coesivo assuma comportamento granular. Devido a estes entraves, segundo o ponto de vista dos autores, raramente a isolada determinação da coesão pelo uso de métodos “sofisticados” da Mecânica dos Solos é suficiente na avaliação da erodibilidade.

No estudo dos processos erosivos em taludes de solos de gnaiss, Alvarenga e Carmo (1976) indicam a perda de coesão, resultante do aumento do grau de saturação, como causa provável da grande susceptibilidade à erosão de determinado horizonte do perfil de solo residual.

Baptista et al.(1994), baseado em trabalhos de campo e em resultados de ensaios de cisalhamento direto em solo saprolítico de gnaiss de Porto Alegre, relacionam a baixa resistência ao cisalhamento (medida em termos da coesão residual inundada) com os processos erosivos constatados.

Na evolução de fenômenos erosivos de maior porte, do tipo boçoroca, é também atribuído importante papel à resistência ao cisalhamento, em particular na análise da estabilidade das paredes laterais (Chaves, 1994; Mortari, 1994; Santos, 1997). Os processos de escorregamentos destes taludes em solos residuais envolvem complexas particularidades estruturais (descontinuidades, descalçamentos, erosões internas, estruturas reliquias, entre outros), mas mesmo assim devem ainda ser analisados pelos parâmetros de resistência ao cisalhamento dos solos envolvidos.

Segundo Conciani (1998), a cimentação presente nos solos lateríticos determina a maior resistência à erosão destes solos na maioria dos casos. Por outro lado, sendo o solo não saturado, a resistência ao cisalhamento é acrescida da parcela de sucção matricial. Logo, solos menos cimentados têm na sucção a principal responsável pela variação de resistência.

No modelo apresentado por Nearing et al.(1988b), uma parcela da resistência à erosão em sulcos é dada pela resistência ao cisalhamento de solos não saturados gerada pela sucção matricial.

A influência da sucção na erodibilidade dos solos tropicais foi também discutida por Fácio (1991). Ensaando amostras com diferentes condições de umidade verificou uma clara tendência de crescimento da perda de solo com a redução no grau de saturação. Segundo Carvalho (1991) (apud Fácio, 1991), quanto menor o grau de saturação, maior a sucção, ou seja, a capacidade do solo em absorver água. Com o umedecimento, reduz-se a coesão aparente e o ar presente nos vazios é comprimido, sendo capaz de gerar uma poropressão positiva que, dependendo da estrutura do solo, pode desagrega-lo.

O efeito desagregador gerado pelo processo brusco de redução na sucção fica também claro em ensaios de Inderbitzen. Em Brasil (1979), as perdas de solo para amostras secas ao ar foram de 3 a 20 vezes maiores do que aquelas para amostras umedecidas.

Ainda sobre o papel da sucção na evolução dos processos erosivos, Mortari e Carvalho (1994) avaliam a influência do perfil de umidade na instabilidade de paredes de boçorocas no Distrito Federal. Segundo os autores, a maior parte dos escorregamentos dos taludes de boçorocas ocorrem devido à alteração nas propriedades de resistência do solo, em consequência da variação da sucção matricial. Esta variação de saturação é gerada pelo avanço da frente de umidade associado a um evento pluviométrico.

A colapsibilidade, outra propriedade geomecânica associada às características estruturais dos solos tropicais e subtropicais não saturados, tem sido relacionada ao desenvolvimento de certas formas erosivas. Conciani (1998), ao estudar os processos erosivos em Latossolo Vermelho-Escuro encontrado nas áreas de cerrado do Mato Grosso, destaca que o comportamento deste solo frente à erosão está relacionado ao seu caráter colapsível. Com isso, este solo residual maduro laterítico foge aos padrões de previsão, apresentando-se mais susceptível à erosão em relação ao solo saprolítico.

### 3 SOLOS ESTUDADOS

#### 3.1 O PANORAMA DA EROSÃO NA REGIÃO METROPOLITANA DE PORTO ALEGRE – A ESCOLHA DOS SOLOS ESTUDADOS

A Região Metropolitana de Porto Alegre (RMPA) (Figura 1) é formada por 27 municípios, com uma área total de 7373 km<sup>2</sup> (2,7% do Estado) e uma população de 3,46 milhões de habitantes (35,1% do Estado) (dados oficiais de junho de 1999).

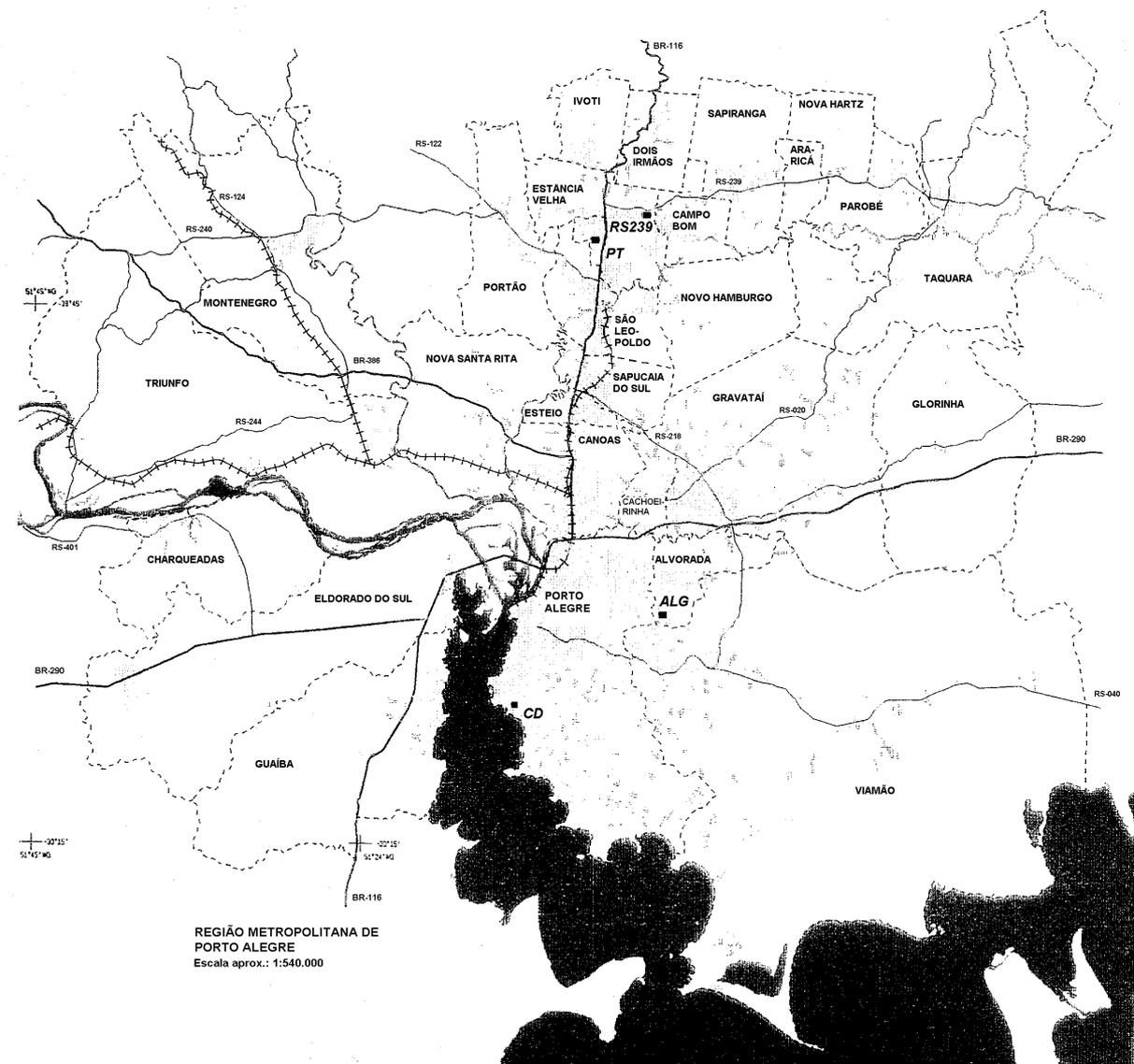


Figura 1 – Região Metropolitana de Porto Alegre e localização dos perfis estudados

A RMPA apresenta crescente expansão urbana e aprimoramento da sua malha viária. Entretanto, mostra através de sensíveis agressões ao meio ambiente, as conseqüências das ocupações urbanas e das obras viárias sem critérios técnicos frente à erosão.

Na tentativa de suprir a demanda habitacional, principalmente nas cidades vizinhas à Porto Alegre, tem sido implantado um grande número de loteamentos em áreas virgens, isto é, áreas preteritamente desocupadas, com cobertura vegetal nativa. Os problemas ambientais decorrentes da falta de critérios geotécnicos na preparação dos lotes, aberturas das ruas e extração de materiais de empréstimo, têm se manifestado na forma de erosões hídricas aceleradas, como ravinas e boçorocas. Por outro lado, a execução ou a remodelação de cortes em algumas rodovias tem deixado exposto e sem tratamento superficial horizontes susceptíveis a erosão.

A RMPA apresenta uma geologia diversificada, com a ocorrência de rochas cristalinas do Escudo Sul-Riograndense (granitóides), rochas básicas da Formação Serra Geral (basaltos) e variadas rochas sedimentares gonduânicas (arenitos, siltitos, argilitos e folhelhos). Sujeitas ao intemperismo de clima subtropical úmido, formam perfis de solos residuais em relevo suave a forte ondulado e por vezes montanhoso. As classes pedológicas predominantes nestes domínios geológicos são os podzólicos (Podzólico Vermelho-Amarelo e Podzólico Vermelho-Escuro), seguidos de Cambissolos, Solos Litólicos e Terra Roxa Estruturada. As Figuras 2 e 3 ilustram a geologia e a pedologia da RMPA.

Os predominantes perfis podzólicos caracterizam-se por um gradiente textural A/B, com concentração de argila no horizonte subsuperficial B por processo de iluviação. O gradiente textural favorece a erosão entressulcos ou em sulcos do horizonte superficial. Comumente, o horizonte A é totalmente erodido quando o solo das encostas é desprovido de cobertura vegetal. Por outro lado, a concentração de argila e de sesquióxidos de ferro e alumínio torna o horizonte B uma barreira que dificulta o avanço em profundidade das ravinas. Com o aprofundamento dos processos erosivos ou com a remoção mecânica deste horizonte subsuperficial, os solos saprolíticos do horizonte C tornam-se sujeitos a ação do fluxo superficial e, em particular aqueles de granitóides e de arenito, desenvolvem acelerados processos de degradação por erosão. Estes solos de alteração são freqüentemente expostos em cortes realizados principalmente ao longo de obras viárias.

Os problemas de erosão urbana na RMPA não têm recebido a merecida atenção no meio geotécnico. O número de estudos em erosão urbana na região até então realizados é inexpressivo se comparados, por exemplo, com os trabalhos na área de prevenção, análise evolutiva e controle de erosão realizados para o Estado de São Paulo. Cabe destacar os trabalhos de Baptista et al.(1994), Robaina et al.(1995) e Bastos e Dias (1995).

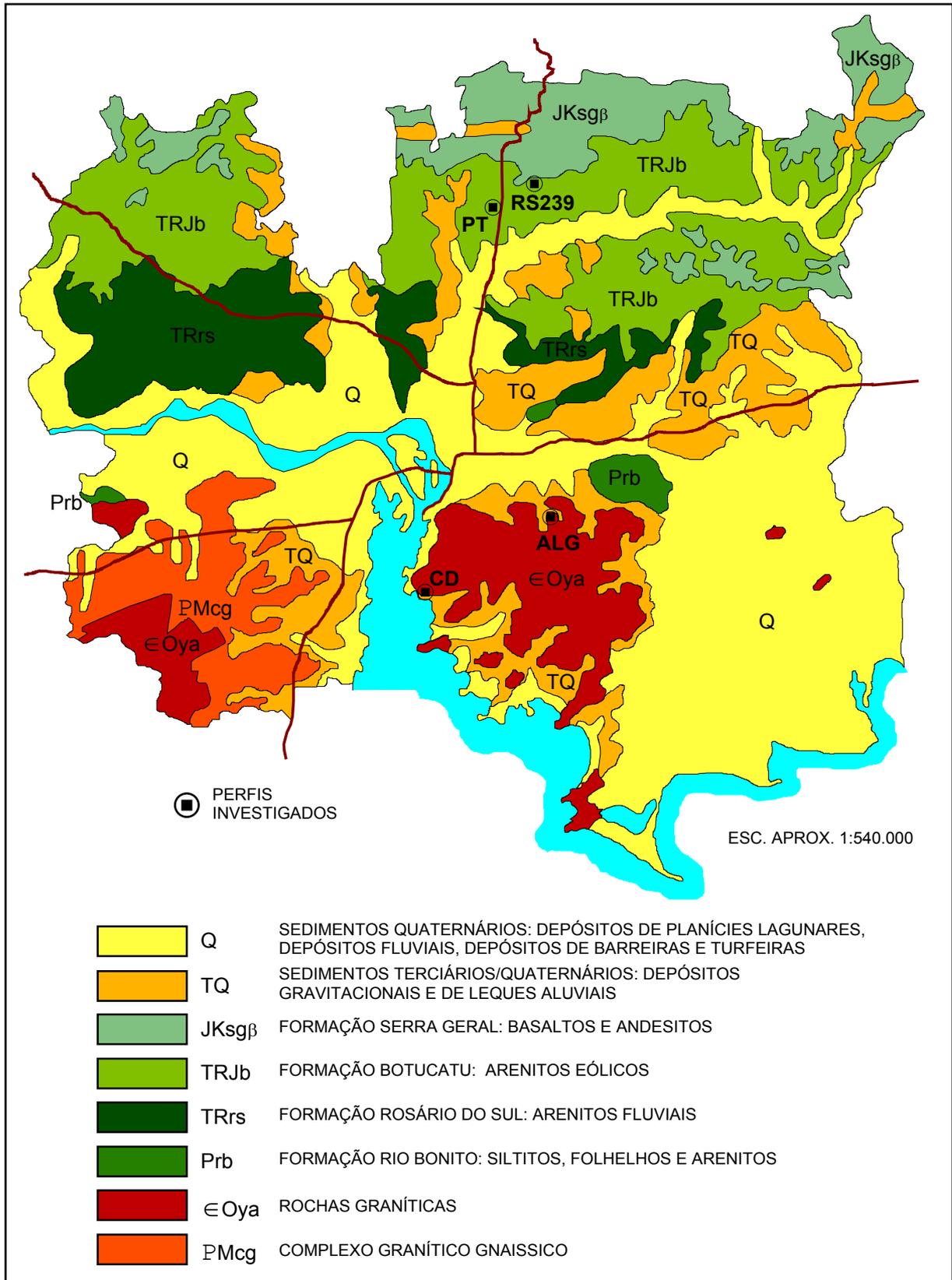


Figura 2 – Geologia da RMPA

Fonte: adaptado de Brasil (1989)

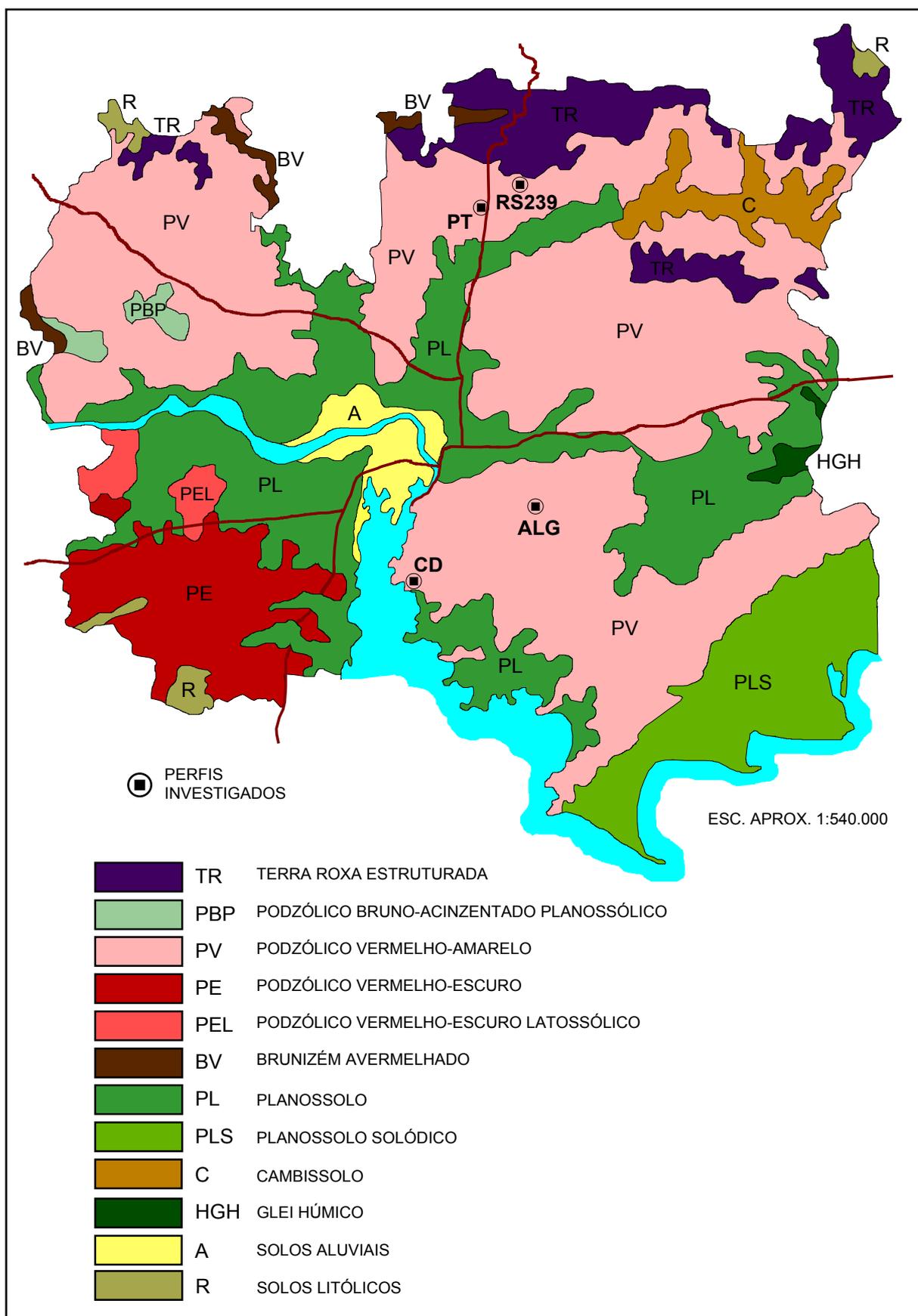


Figura 3 – Solos da RMPA

Fonte: adaptado de Brasil (1986)

Em Baptista et al.(1994) foi apresentado uma carta de erosão laminar para o município de Porto Alegre (Figura 4). Baseado no mapeamento geotécnico de Porto Alegre publicado em Bastos (1991), foi aplicada a metodologia do IPT na elaboração de cartas de susceptibilidade à erosão. As classes de risco à erosão são definidas pelo cruzamento de dados pedológicos com o mapa de declividades. Os resultados obtidos não foram satisfatórios, mostrando discordância com observações de campo. A principal causa foi atribuída à remoção dos horizontes superficiais em áreas urbanas, desconfigurando o comportamento do perfil pedológico como um todo. O horizonte saprolítico exposto nas terraplanagens não tem suas propriedades relativas à erosão previstas pela classificação pedológica. Neste mesmo trabalho, os solos do horizonte C de rochas do Complexo Granito–Gnaíssico (gnaisses e metagranitos) foram identificados in situ como muito erodíveis.

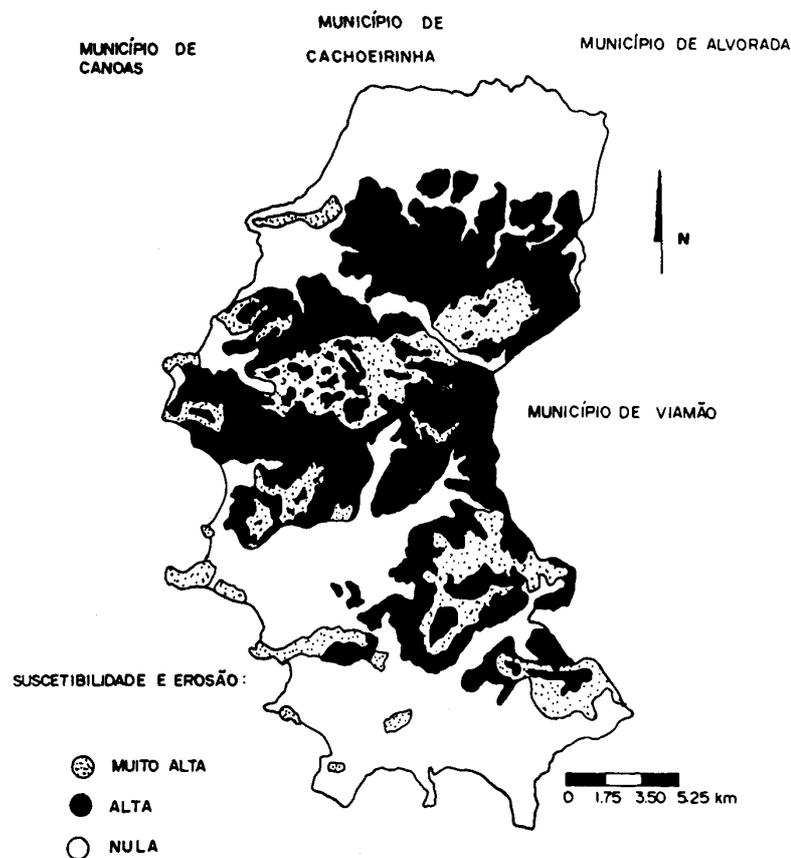


Figura 4 – Carta de erosão laminar de Porto Alegre

Fonte: Baptista et al.(1994)

Em Robaina et al.(1995), a erosão pluvial é discutida como condicionante aos processos de risco no município de Porto Alegre. Com base no levantamento de acidentes geológicos ocorridos em Porto Alegre no período 1990–1995, os autores afirmam que a erosão hídrica é o fator mais importante no desenvolvimento de escorregamentos e de movimentos de blocos de rocha e nas inundações verificados no município.

Uma descrição dos fenômenos erosivos observados na RMPA, sob a ótica geotécnica, foi realizada em Bastos e Dias (1995). Trata-se de um breve relato de aspectos sobre a erosão urbana

na região com base nos registros dos trabalhos de campo para mapeamento geotécnico do município de Porto Alegre (Bastos, 1991) e para o mapeamento geotécnico da RMPA (Dias, 1992). Foram diagnosticados três materiais muito suscetíveis a erosão hídrica acelerada na RMPA:

- Horizonte C de solos podzólicos com substrato Complexo Granito–Gnaíssico. Solos saprolíticos muito heterogêneos, com feições areno–siltosas muito friáveis e erodíveis;
- Horizonte C de solos podzólicos com substrato Arenito Botucatu. Solos saprolíticos arenosos finos, pouco coesivos e muito erodíveis quando expostos ao fluxo superficial concentrado e
- Horizonte C de solos podzólicos com substrato folhelhos. Solos saprolíticos sujeitos a desagregação superficial quando expostos a ciclos de molhagem e secagem. O material desagregado é facilmente erodido pelas águas pluviais.

O diagnóstico acima foi o marco inicial desta pesquisa, a partir do qual foram selecionados quatro perfis de solos buscando abranger os processos erosivos importantes na RMPA e os materiais com devida representatividade na região.

Os locais e perfis de solos escolhidos foram:

- *Loteamento Algarve* (identificado por *ALG*) – situado em Alvorada/RS, no bairro homônimo, nas proximidades da estrada do Caminho do Meio. Representativo dos processos erosivos por ravinas e boçorocas em loteamentos implantados em terrenos ondulados a fortemente ondulados, sobre perfis de solos oriundos do intemperismo do Complexo Granito–Gnaíssico;
- *Área de empréstimo na RS239* (identificado por *RS239*) – situada próxima à divisa dos municípios de Novo Hamburgo/RS e Campo Bom/RS, no km 5 da Rodovia RS239 (Estância Velha/RS – Taquara/RS). Representa processos erosivos por ravinas verificados em taludes e áreas de empréstimo sobre perfis de intemperismo do Arenito Botucatu ao longo da rodovia;
- *Loteamento Parque do Trabalhador* (identificado por *PT*) – situado no Bairro Rincão, em Novo Hamburgo/RS. Representativo de processos erosivos por ravinas e boçorocas em terreno fortemente ondulado, sobre perfis de solos oriundos do intemperismo do Arenito Botucatu;
- *Morro do Osso / Cidade de Deus* (identificado por *CD*) – situado na Vila Cidade de Deus, Bairro Camaquã, zona sul de Porto Alegre/RS. Representativo de processos erosivos em morros da capital sobre perfis de solos de alteração de granitos.

Na Figura 1 é indicada a localização dos perfis de solos estudados. A seguir serão descritos em detalhe cada um dos locais e perfis de solos investigados experimentalmente.

## 3.2 LOTEAMENTO ALGARVE – ALG

### 3.2.1 Processos erosivos no Loteamento Algarve

O Loteamento Algarve constitui uma grande área destinada a ocupação urbana, onde as obras de infraestrutura foram interrompidas e o investimento abandonado. O terreno é formado por coxilhas longas e onduladas, outrora recobertas por uma vegetação nativa de campo e de mata junto às drenagens. Atualmente apresenta escassa vegetação rasteira que tenta recuperar a cobertura vegetal sobre a superfície dos lotes. No Loteamento Algarve, encontramos as feições mais espetaculares em erosão urbana da RMPA.

As obras realizadas incluem o decapeamento do solo superficial nos lotes, expondo o horizonte B ou C, a abertura de ruas, em geral atingindo o horizonte saprolítico, e a implantação de redes de água e esgoto.

O decapeamento do horizonte superficial A dificultou a recuperação da cobertura vegetal e tornou o perfil sujeito a erosão entressulcos e em sulcos nos lotes. A Foto 1 ilustra o ravinamento do terreno, onde o horizonte B é exposto à superfície. O horizonte B em superfície torna-se muito ressecado e fissurado, facilitando a concentração do fluxo e a infiltração de água ao horizonte C. Mecanismos semelhantes a estes foram descritos por Ruxton e Berry (1957) para solos graníticos de Hong Kong.

A abertura das ruas, abandonadas sem pavimentação e obras de drenagem, originou grande concentração do fluxo, principalmente nas vias orientadas segundo a maior declividade das encostas. Esta concentração de fluxo superficial, associada à exposição de solos saprolíticos friáveis, resultou em ravinas profundas e boçorocas. A Foto 2 ilustra o ravinamento profundo ao ser atingido o horizonte saprolítico.

As boçorocas verificadas atingiam, em dezembro de 1998, profundidades de até 10 m, largas muito variadas (algumas vezes acrescidas pela unificação de boçorocas adjacentes) e comprimentos superiores a 300 m. As Fotos 3, 4 e 5 ilustram a magnitude de algumas das boçorocas do loteamento.

O processo de evolução destas feições pode ser resumido através das seguintes considerações:

- As boçorocas nascem do aprofundamento de ravinas, principalmente ao longo das ruas, pelo intenso fluxo concentrado que atinge o solo saprolítico, predominantemente areno-siltoso e friável;
- Ao atingir o solo do horizonte C, os processos são acelerados e avantajados, configurando incisões profundas nos terrenos, sujeitas a escorregamentos de paredes laterais;
- Associado ao fluxo concentrado superficial foram observados processos de erosão interna. Pequenas cavidades na superfície do terreno, à montante da boçoroca, apresentam comunicação com as paredes laterais e cabeceira, aumentando a

instabilidade destas pelo fluxo emergente durante o evento chuvoso (Foto 6). Algumas vezes estes caminhos preferenciais ao fluxo subsuperficial estão associados a estruturas reliquias do solo saprolíticos;

- Atingido o nível de base das drenagens, a boçoroca deixa de aprofundar-se, continuando a evoluir encosta acima por retroerosão das cabeceiras, nesta fase são comuns solapamentos e escorregamentos ao longo de estruturas reliquias (Fotos 7, 8 e 9) e
- Embora seja evidente a contribuição do fluxo subsuperficial e subterrâneo nos processos erosivos atuantes, estes fluxos internos só são visualizados até algum período de tempo após um evento chuvoso de relativa importância. Em nenhuma das boçorocas foi observado fluxo subterrâneo permanente.

Os sedimentos arenosos oriundos destas feições erosivas acumulam-se junto às várzeas das drenagens, formando depósitos de areia que durante as enxurradas contribuem ao assoreamento destes cursos d'água e de outros à jusante. Os materiais mais finos são diretamente transportados pelo fluxo da encosta às drenagens.

Em agosto de 1996, um investigação de campo ao longo de todo o loteamento levantou 21 ocorrências erosivas de grande porte (ravinas muito profundas a boçorocas). Um croqui do loteamento com a localização destas ocorrências e um quadro-resumo com os dados da investigação, são encontrados no Apêndice A.

Em pequena parte do loteamento, obras têm sido feitas para recuperação dos terrenos. Foi restabelecida a drenagem pluvial, pavimentadas ruas e reaterrados os lotes erodidos (Foto 10).

### **3. 2. 2 Perfil estudado**

A partir do levantamento de campo de 1996, uma boçoroca foi definida como área teste. A Foto 11 apresenta uma vista aérea do local e assinala a erosão escolhida.

A boçoroca estudada desenvolve-se desde o terço superior de encosta com declividade média de 10°, por cerca de 100 metros ao longo de um terraplenado leito de rua. A profundidade máxima atingida (em dezembro/1998) era 6 metros. Esta feição encontra-se associada a outras boçorocas adjacentes que, com o avanço da erosão da encosta, tendem a ramificar e interligarem-se. Estima-se que num futuro próximo ter-se-á na encosta uma única grande feição de erosão, com largura superior a 30 metros. A Foto 12 ilustra a boçoroca da área teste.

A concepção do perfil de solo original da área foi realizada a partir de uma porção de terreno intacta adjacente a erosão. A Figura 5 ilustra um perfil típico da encosta.

O perfil é classificado pedologicamente como Podzólico Vermelho-Amarelo, caracterizado por um nítido gradiente textural A/B, com concentração de argila e de sesquióxidos de ferro e alumínio no horizonte B.



Foto 1 – Sulcos e ravinas onde o horizonte B foi exposto nos lotes (ALG)



Foto 4 – Processo ativo de desmoronamento das paredes laterais de boçoroca (ALG)



Foto 2 – Ravinamento profundo ao ser atingido o horizonte C (ALG)

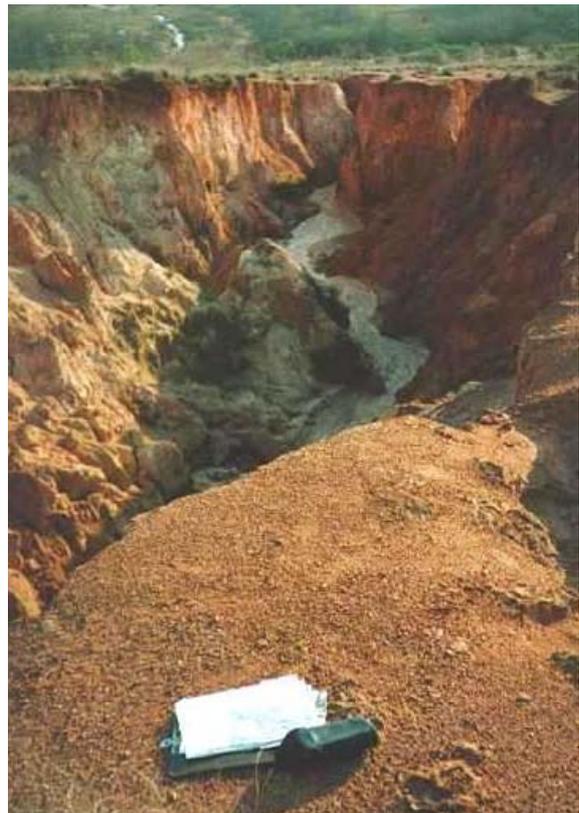


Foto 5 – Presença de sinais de fluxo de sedimentos ao fundo do canal da boçoroca (ALG)



Foto 3 – Boçoroca no Loteamento Algarve

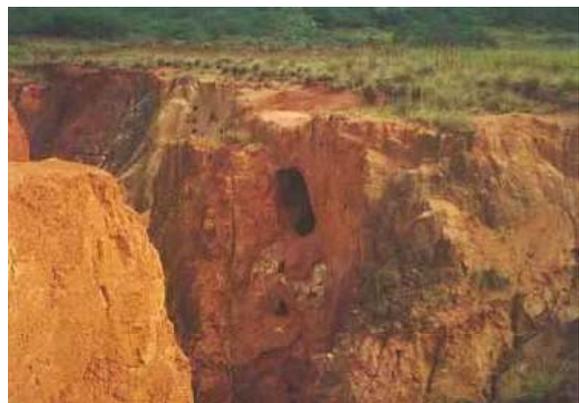


Foto 6 – Buracos evidenciando processos de erosão interna (ALG)

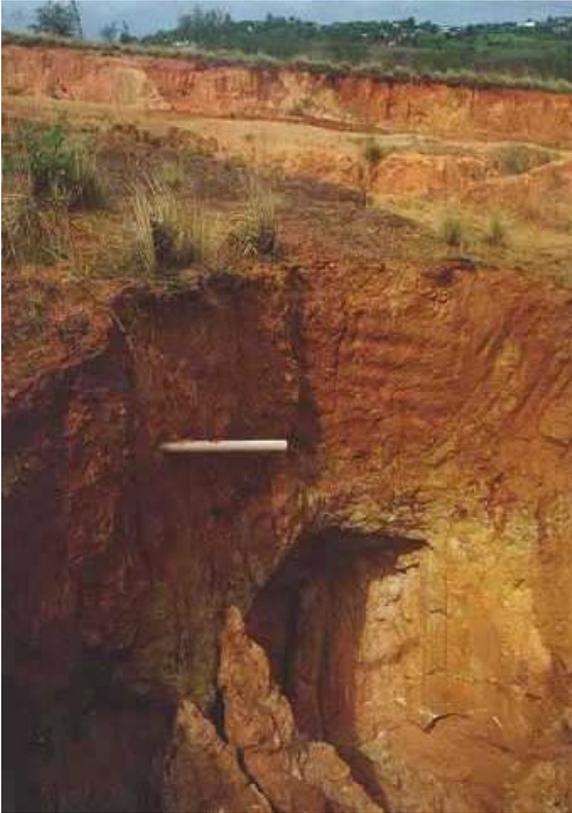


Foto 7 – Buraco responsável por solapamento da cabeceira da boçoroca (ALG)

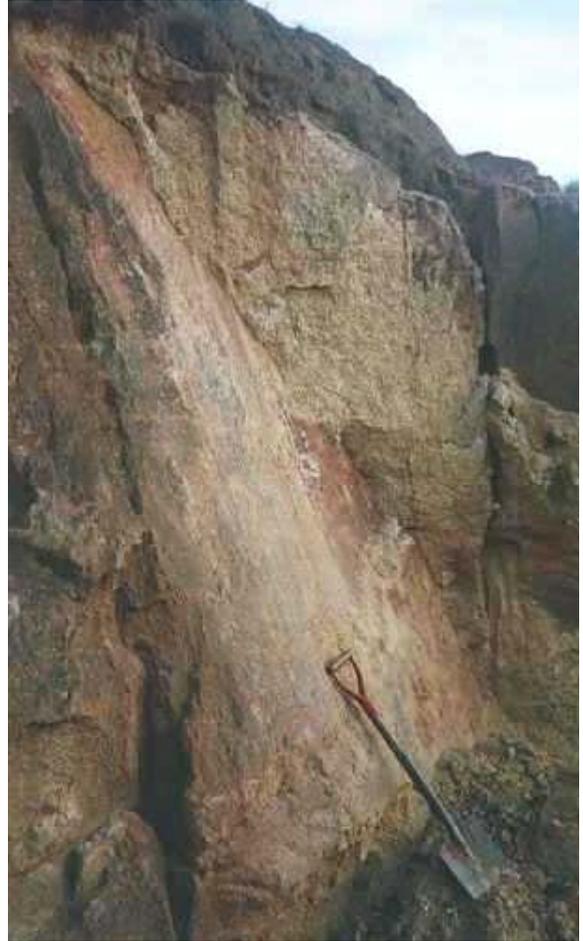


Foto 9 – Escorregamento da parede da boçoroca ao longo de estrutura relíquia (ALG)

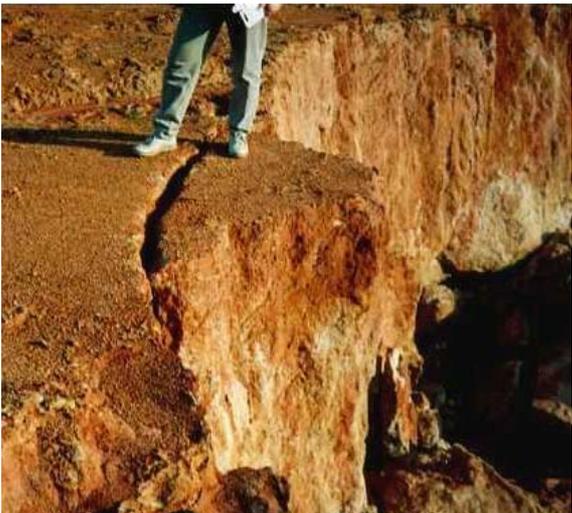


Foto 8 – Trinca evidenciando iminente solapamento (ALG)



Foto 10 – Obras de recuperação dos terrenos em área do Loteamento Algarve



Foto 11 – Vista aérea parcial do Loteamento Algarve. Localização da área teste (ALG)



Foto 12 – Boçoroca da área teste (ALG)

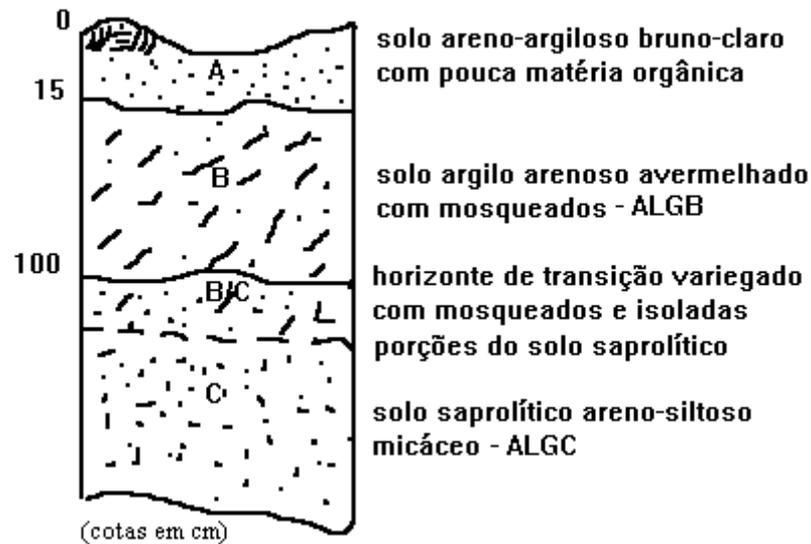


Figura 5 – Perfil típico do Loteamento Algarve (ALG)

É importante destacar que, em muitos locais, a configuração natural superficial do perfil aparece alterada por ação da terraplenagem quando das obras de implantação do loteamento. Entretanto, em alguns destes locais foi observado certa reestruturação do perfil, com a neoformação de um horizonte A de acumulação de matéria orgânica sobre o terreno terraplenado.

Quanto ao substrato, segundo o novo mapa geológico de Porto Alegre, apresentado em Menegat et al.(1998), na área do loteamento são encontradas três unidades geológicas distintas pertencentes ao Complexo Granito–Gnaíssico: Granito Saint–Hilaire, Granito Feijó e Granito Independência. Comparando amostras de rochas próximas ao perfil com as descrições destas litologias e a partir da inspeção de geólogos envolvidos no referido mapeamento (em comunicação pessoal de Ednei Koester, em 1997), concluiu–se ser o Granito Independência, o substrato geológico do perfil estudado. Esta unidade geológica reúne monzogranitos a sienogranitos cinzentos com textura equigranular média.

Em virtude da representatividade no perfil e do comportamento diferenciado em relação às ações erosivas, foram escolhidos para o estudo da erodibilidade o horizonte B e o horizonte C, identificados como *ALGB* e *ALGC*, respectivamente. Em termos relativos, o horizonte B foi considerado resistente à erosão e o horizonte C fortemente erodível.

O horizonte B foi amostrado em ravina profunda à montante da cabeceira da boçoroca. Este solo apresenta–se bastante rígido, principalmente quando exposto à superfície, em vista da remoção do horizonte A. As possíveis causas estão relacionadas à ação direta das intempéries sobre o horizonte B, facilitando a lixiviação de elementos e o concrecionamento por sesquióxidos, e à possibilidade deste horizonte ter sofrido algum efeito de compactação mecânica quando das obras de terraplanagem dos lotes. A cor deste horizonte determinada pelo sistema Munsell de cores (Munsell Color Co.,1946), segundo técnica descrita em Lemos e Santos (1982), é 2,5YR4/6 (vermelho) úmido e 5YR5/6 (vermelho–amarelado) seco. A Foto 13 ilustra o horizonte B amostrado.

O heterogêneo solo saprolítico apresenta-se com variações texturais e mineralógicas a pequenas distâncias. O solo areno-siltoso amarelado micáceo tomado como típico e objeto do estudo experimental foi aquele mais freqüentemente envolvido nos processos erosivos de todo o loteamento. Uma análise mineralógica macroscópica deste material mostrou quartzo, feldspatos muito alterados e a presença marcante de mica muscovita. A cor deste horizonte determinada pelo sistema Munsell de cores é 2,5Y7/6 (amarelo) úmido e 2,5Y7/3 (amarelo-claro-acinzentado) seco. A Foto 14 ilustra o horizonte saprolítico amostrado.

Concomitante ao acompanhamento, descrição e medições dos processos erosivos foram obtidos para o local alguns dados de ensaios de campo realizados para outras pesquisas do PPGEC/UFRGS (Bosch et al., 1995; Fogaça et al., 1995 e Cunha, 1997).

Em Bosch et al.(1995) e Fogaça et al.(1995) são apresentados resultados de ensaios de penetração de campo realizados no Loteamento Algarve. A localização dos ensaios não coincide com a da área teste, embora os processos erosivos no local tenham as mesmas magnitude e características, assim como os solos envolvidos certa similaridade. Foram realizados ensaios de CPT (Cone Penetration Test), de Cone Elétrico Manual<sup>1</sup> e de DCP (Dinamic Cone Penetrometer, também chamado de Cone Africano). Os resultados publicados são pouco conclusivos, apenas evidenciam maiores valores de resistência à penetração próximo à superfície, em face do ressecamento do solo.

Cunha (1997) apresenta ensaios de condutividade hidráulica in situ realizados na área teste com o permeâmetro de Guelph, junto a cabeceira da boçoroca e diretamente no horizonte C no interior da erosão. A Foto 15 registra a execução dos ensaios na cabeceira da boçoroca. Os valores de condutividade hidráulica saturada ( $k_{fs}$ ) medidos situaram-se entre  $10^{-7}$  e  $5 \times 10^{-7}$ m/s para o horizonte B e entre  $10^{-7}$  e  $5 \times 10^{-6}$ m/s para o horizonte C (Figura 6). A variabilidade dos resultados ao longo do perfil é justificada por concreções no horizonte B e por heterogeneidades texturais, estruturais e mineralógicas no horizonte C. O menor valor médio de condutividade hidráulica para o horizonte B é explicado pelo maior teor em argila, pelas concreções e pela possível compactação mecânica deste solo. A maior condutividade hidráulica foi verificada para o solo saprolítico no interior das erosões.

### 3. 3 ÁREA DE EMPRÉSTIMO DA RS239 – RS239

#### 3. 3. 1 Processos erosivos na RS239

Ao longo da Rodovia RS239 (Estância Velha/RS – Taquara/RS) são verificados taludes de corte de grande altura no domínio geológico do Arenito Botucatú. Nestes cortes são verificados perfis expostos de solos residuais, resultantes de variados graus de alteração do arenito e até do próprio arenito pouco alterado.

Em muitos destes cortes são constatados problemas erosivos importantes. O ravinamento das faces do talude, a abertura de buracos por erosão interna e o solapamento da base por erosão junto ao pé dos taludes são os principais processos observados (Fotos 16 e 17).

<sup>1</sup> Equipamento desenvolvido por Sotelo (1994) (apud Bosch et al., 1995)



Foto 13 – Horizonte B do perfil ALG (ALGB)



Foto 14 – Horizonte C do perfil ALG (ALGC)



Foto 15 – Execução de ensaios de condutividade hidráulica com o permeâmetro de Guelph na cabeceira da boçoroca (ALG)

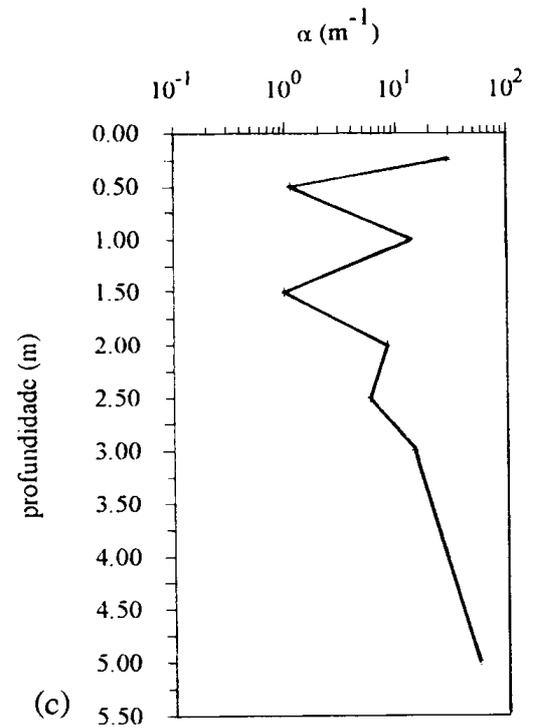
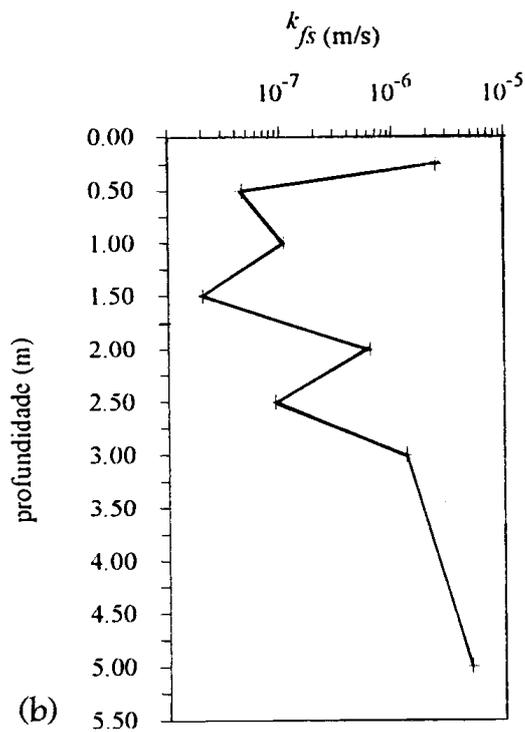
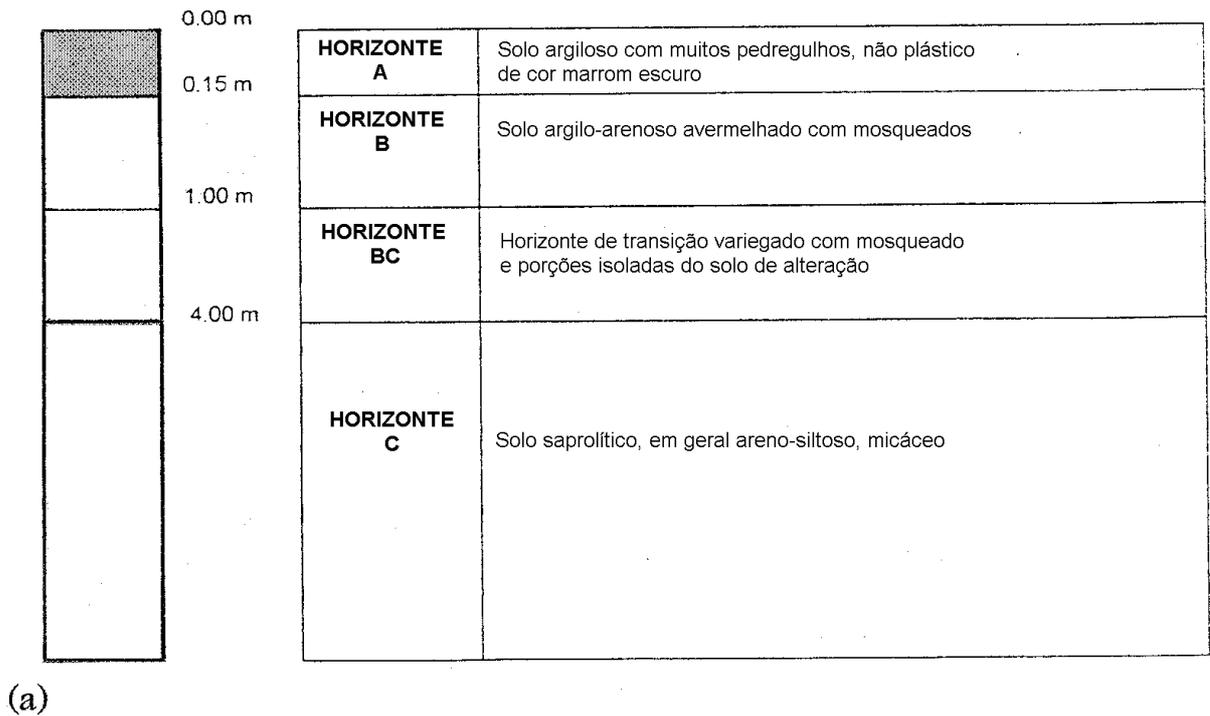


Figura 6 – Resultados de condutividade hidráulica a partir de ensaios com o permeâmetro de Guelph na área teste. (a) perfil geotécnico; (b) condutividade hidráulica saturada ( $k_{fs}$ ) e (c) parâmetro de condutividade hidráulica não saturada ( $\alpha$ ).

Fonte: Cunha (1997)

### 3.3.2 Perfil estudado

O local escolhido para amostragem é uma área de empréstimo utilizada em obras da rodovia, situada no km 5, próximo a divisa entre os municípios de Novo Hamburgo/RS e Campo Bom/RS. Na área, os horizontes superficial e subsuperficial foram removidos, deixando exposto um horizonte saprolítico pouco intemperizado. Neste horizonte são observadas ravinas profundas controladas pela estratificação do arenito. O material erodido é conduzido à margem da rodovia, acumulando-se nos sistemas de drenagem (Foto 18).

Em taludes adjacentes à área de empréstimo é observada a configuração típica do perfil de solo residual na área, esquematizado na Figura 7.



Figura 7 – Perfil típico da área teste do RS239

O perfil é classificado como Podzólico Vermelho–Amarelo, com gradiente textural e processo de iluviação de argila no horizonte B pouco espesso. Em comparação com outros perfis podzólicos de Arenito Botucatu com horizonte B mais espesso, podemos considerar este como um perfil menos evoluído. A presença do arenito alterado (com características de rocha branda) próximo à superfície é outro indicativo do menor intemperismo do perfil.

O substrato geológico é a Formação Botucatu, constituída de arenitos de coloração amarelo ao vermelho, de granulação fina a média, grãos arredondados e foscas. Estes arenitos apresentam marcante estratificação cruzada de grande porte, representando a deposição eólica em ambiente desértico. Sua mineralogia é constituída de grãos de quartzo e feldspatos impregnados de pigmentos ferruginosos, ocorrentes devido ao ambiente oxidante de deposição.

Segundo a Carta de Unidades Geotécnicas de Novo Hamburgo e Campo Bom, publicada em Orlandini (1991), este perfil situa-se na unidade PVa(fb), Podzólico Vermelho–Amarelo com substrato

arenito da Formação Botucatú. Nenhum dos perfis descritos pelo autor localizam-se próximos ao perfil em questão.

Pela representatividade no perfil e envolvimento nos processos erosivos descritos, foram escolhidos os horizontes B/C e C para estudo da erodibilidade, identificados respectivamente como *RS239BC* e *RS239C*. Ambos materiais foram amostrados em taludes adjacentes a área de extração de solo. As cores destes horizontes determinadas pelo sistema Munsell de cores são: 2,5YR3/6 (vermelho-escuro) úmido e 2,5YR6/6 (vermelho-claro) seco para o *RS239BC* e 10R6/4 (vermelho-claro-acinzentado) úmido e 10R6/3 (vermelho-claro-acinzentado) seco para o *RS239C*. As Fotos 19 e 20 ilustram os horizontes estudados.

O solo *RS239C*, com comportamento mecânico intermediário entre um solo saprolítico e rocha branda, apresentou ravinas profundas com forte controle estrutural pela orientação da estratificação (Foto 18). O horizonte B/C mostra-se mais estável frente a erosão, principalmente em taludes que mantêm-se mais úmidos.

O solo *RS239C* teve seu comportamento geomecânico quanto a resistência ao cisalhamento e deformabilidade estudado por Ferreira (1997), através de ensaios triaxiais saturados drenados com controle automático de trajetórias de tensões. Os principais parâmetros de resistência obtidos são apresentados na Tabela 1. A avaliação do comportamento tensão x deformação, com a identificação de uma superfície de fluência, foi a ênfase da pesquisa. O efeito da cimentação deste solo pouco intemperizado foi observado. As curvas tensão x deformação mostram mudança de comportamento associada à progressiva desestruturação do material.

Tabela 1 – Dados obtidos por Ferreira (1997)

	Tensões confinantes $\leq 100$ kPa		Tensões confinantes $\geq 100$ kPa	
	c' (kPa)	$\phi'$ (°)	c' (kPa)	$\phi'$ (°)
Parâmetros p/ envoltórias de pico	13,9	39,6	43,0	33,9
Parâmetros p/ envoltórias a grandes deformações (deform. axiais > 10%)	4,4	36,9	71,5	26,2



Foto 16 – Buracos por erosão interna na face de talude de corte (RS239)



Foto 17 – Solapamento de base de talude por erosão junto ao pé (RS239)



Foto 18 – Ravinamentos na área teste (RS239)

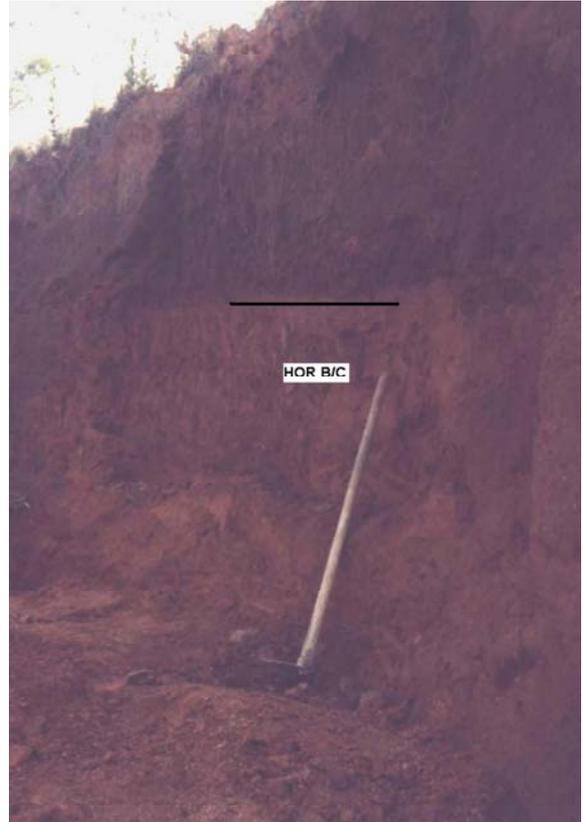


Foto 19 – Horizonte B/C do perfil RS239 (RS239BC)



Foto 20 – Horizonte C do perfil RS239 (RS239C)

### 3. 4 LOTEAMENTO PARQUE DO TRABALHADOR – PT

#### 3. 4. 1 Processos erosivos no Loteamento Parque do Trabalhador

Os processos erosivos do Loteamento Parque do Trabalhador, em Novo Hamburgo/RS, vêm sendo acompanhados desde 1989. Na época, o loteamento em implantação mostrava sérios problemas de erosão por ravinas em acelerada evolução nos lotes e ruas abertas que expunham o solo de alteração (Foto 21). O local foi escolhido para visita técnica do II Colóquio de Solos Tropicais e Subtropicais, realizado em Porto Alegre/RS, em 1989.

Em 1991, novas investigações no local revelaram que a ocupação dos lotes vinha reduzindo a frequência dos ravinamentos, entretanto problemas na rede de drenagem pluvial levava ao rompimento de certas estruturas, com excepcional concentração de fluxo superficial e o conseqüente surgimento de processos erosivos acelerados do tipo boçoroca. Em certos locais, estes processos levaram à destruição completa da rede pluvial, ao comprometimento dos passeios públicos e do calçamento das ruas e até mesmo à desestabilização de postes de energia elétrica. Outras descrições dos processos erosivos na ocasião são apresentadas em Orlandini (1991).

Desde então, o poder público tem tratado de recuperar a infraestrutura do loteamento e de controlar os processos erosivos. Hoje, erosões são observadas somente em terrenos vagos decapecados, onde a recuperação vegetal é difícil.

#### 3. 4. 2 Perfil estudado

O perfil escolhido no loteamento situa-se ao longo da Rua Ceará, próximo da esquina com a Rua Alto Uruguai. Neste local, um talude de 4 a 5 m de altura expõe um perfil de forte intemperismo do Arenito Botucatu. Em um dos trechos, o talude é cortado por uma boçoroca que invade o lote. Esta boçoroca tem ilicitamente recebido “aterros” com lixo industrial calçadista (Foto 22). Ao pé deste talude, junto ao passeio público, graves processos erosivos foram controlados com a restauração da drenagem da área e aterros.

O perfil foi classificado como Podzólico Vermelho–Amarelo por Orlandini (1991), entretanto, o padrão de cor e o maior teor de óxidos no horizonte diagnóstico B permite classificá-lo como Podzólico Vermelho–Escuro. O perfil caracteriza-se pelo gradiente textural A/B e pela iluviação de argila e sesquióxidos no horizonte B. O substrato geológico é o Arenito Botucatu, já descrito para o perfil RS239. A Figura 8 ilustra o perfil típico do local.

Dada a representatividade no perfil e o contraste no comportamento frente a erosão, foram amostrados o horizonte B (*PTB*) e o horizonte saprolítico (*PTC*). Os materiais destes horizontes foram coletados em pontos diferentes, mas bastante próximos entre si. O horizonte B, de cor 10R3/6 (vermelho–escuro) úmido e 2,5YR4/6 (vermelho) seco, foi coletado em um pequeno corte, com 1 m de altura, na parte superior do lote. O solo saprolítico, de cor 2,5YR4/6 (vermelho) úmido e 5YR7/4 (rosado) seco, foi coletado junto a base do talude de 4 m de altura situado paralelo a Rua Ceará, no mesmo lote. As Fotos 23 e 24 ilustram estes horizontes.



Figura 8 – Perfil típico PT

As evidências de campo permitem considerar o horizonte B mais resistente à erosão que o horizonte C. Em locais onde o horizonte subsuperficial foi conservado nos lotes, o ravinamento é inexpressivo. Entretanto, quando o fluxo superficial atinge o solo saprolítico friável, os processos erosivos são acelerados e mais profundos.

Em Orlandini (1991), o Loteamento Parque do Trabalhador situa-se na unidade de mapeamento geotécnico PVa(fb), Podzólico Vermelho-Amarelo com substrato arenito da Formação Botucatú. Um perfil situado no loteamento foi investigado neste trabalho. O autor obteve dados de caracterização e resistência ao cisalhamento para amostras do horizonte C, apresentados na Tabela 2. Segundo o autor, o solo saprolítico deste perfil apresenta menor teor de argila que de outros perfis da mesma unidade e que, quanto a resistência ao cisalhamento, a coesão apresenta grande decréscimo com a inundação nos ensaios de cisalhamento direto.

Segundo Orlandini, os problemas erosivos no local são determinados pela exposição deste solo saprolítico em grandes áreas com baixa declividade. Em taludes, verificou com frequência a formação de uma superfície de cimentação (denominada de camada de silicificação cimentada) e, em alguns casos, também a formação de uma película biológica (constituída de fungos e algas), ambos fornecendo proteção à erosão.



Foto 21 – Erosão por ravinas nos lotes onde o horizonte C foi exposto (PT)



Foto 22 – Boçoroca servindo como depósito de aterro e lixo industrial (PT)



Foto 23 – Horizonte B do perfil PT (PTB)



Foto 24 – Horizonte C do perfil PT (PTC)

Tabela 2 – Dados obtidos por Orlandini (1991) para solo saprolítico do Loteamento Parque do Trabalhador

CARACTERIZAÇÃO GEOTÉCNICA										
Granulometria	wl (%)	wp (%)	wc (%)	$\gamma_g$ (kN/m <sup>3</sup> )	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	$\gamma_d$ (kN/m <sup>3</sup> )	w (%)	e	S (%)	Classif. SUCS
Areia média: 27% Areia fina: 47% Silte: 26% Argila: 0%	20	15	21	26,5	17,1	15,0	14,0	0,77	48,4	SM-SC
PARÂMETROS DE RESISTÊNCIA AO CISLHAMENTO										
	Envoltória de pico				Envoltória a grandes deformações					
	c (kPa)		$\phi$ (°)		c (kPa)		$\phi$ (°)			
Umidade natural	29,1		25		8,9		34			
Inundado	6,1		26		-		-			

### 3.5 MORRO DO OSSO / CIDADE DE DEUS – CD

#### 3.5.1 Processos erosivos no Morro do Osso junto à Vila Cidade de Deus

Os morros de Porto Alegre vêm sendo progressivamente ocupados, com prejuízos a sua vegetação nativa e, em consequência, uma maior exposição dos solos à ação do fluxo superficial. A erosão laminar é importante nestes morros, gerando significativa quantidade em sedimentos que vêm a assorear vertentes e drenagens. Por outro lado, ruas abertas na direção perpendicular às curvas de nível sofrem erosão por ravinas. Em alguns casos, estes processos erosivos ocasionam situações de risco com o descalçamento de blocos de rocha aflorantes.

O Morro do Osso, situado próximo a margem do Lago Guaíba, zona sul de Porto Alegre, com 143 m de cota máxima e uma área aproximada de 220 ha, constitui uma das áreas de preservação ambiental da capital. Sua porção leste, junto à Vila Cidade de Deus, Bairro Camaquã, é ocupada até seu terço médio. No local são encontrados assentamentos populares e uma saibreira desativada. O material decapeado pela anterior atividade extrativa na saibreira tem sido fortemente erodido (Foto 25).

#### 3.5.2 Perfil estudado

O perfil CD estudado é um dos taludes, com 5 m de altura, da já referida saibreira, situada na Rua do Sínodo. O perfil de amostragem localiza-se adjacente a um incipiente processo de boçorocamento, já estabilizado (Foto 26).



Foto 25 – Erosão em saibreira desativada no Morro do Osso (CD)



Foto 26 – Perfil CD

O perfil foi classificado como Cambissolo. De baixo grau de evolução pedogenética, é constituído de um raso horizonte B incipiente, de cor 10R4/6 (vermelho) úmido e 2,5YR6/6 (vermelho-claro) seco, onde estão presentes minerais primários ainda intemperizáveis. O horizonte C, de cor 5YR7/6 (amarelo-avermelhado) úmido e 7,5YR8/3 (rosado) seco, é formado por um típico solo saprolítico arenoso oriundo do intemperismo de rocha granítica. A Figura 9 apresenta um esquema do perfil.

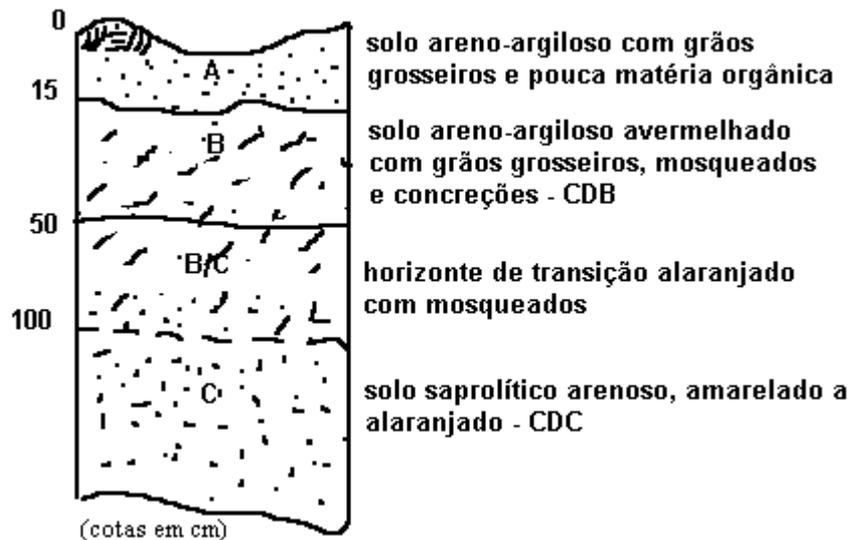


Figura 9 – Perfil típico CD

O substrato geológico, segundo Menegat et al.(1998), é o Granito Santana, um sienogranito a monzogranito laranja a vermelho, com textura equigranular média a grossa.

Segundo o Mapa Geotécnico de Solos de Porto Alegre, publicado em Bastos et al.(1998f), o perfil situa-se na unidade R/PVg2, associação de Solos Litólicos e Podzólico Vermelho-Amarelo com substrato sienogranito grosso rosado. A presença de cambissolos, na transição pedogenética entre litólicos e podzólicos, é prevista na unidade.

Como solos representativos do perfil foram selecionados o horizonte B (CDB) e o horizonte C (CDC). O horizonte subsuperficial mostra maior resistência a erosão em relação ao solo saprolítico, embora, pelo baixo grau de evolução pedogenética, esta não seja tão evidente quanto a que ocorre com o outro perfil granítico estudado (ALG).

No mapeamento geotécnico para o município de Porto Alegre, apresentado em Bastos (1991), o perfil CD foi escolhido como ponto de amostragem para a unidade Rg(g.PG)/PVg (associação de Solos Litólicos e Podzólico Vermelho-Amarelo com substrato Granito Ponta Grossa). O perfil pedológico foi considerado Podzólico Vermelho-Amarelo e o substrato, segundo Schneider et al.(1974), o Granito Ponta Grossa. Os principais resultados obtidos na caracterização geotécnica do perfil e para parâmetros de resistência ao cisalhamento e colapsibilidade são resumidos na Tabela 3.

Tabela 3 – Dados obtidos por Bastos (1991) para o perfil CD

Hor.	Prof. (m)	Granulometria (esc.ABNT)	Plasticidade	Classif. Geotéc.	Índices físicos	Parâmetros de resistência		Colapsibilidade- $i_c$ **
						w natural	Inundado	
B	0,5	Pedreg.: 2% Areia g.: 36% Areia m.: 8% Areia f.: 14% Silte: 10% Argila: 30%	wl: 54% IP: 17%	SM	$\gamma$ : 16,1 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_d$ : 13,8 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_g$ : 25,8 kN/m <sup>3</sup> e: 0,88 S: 50,7% w: 17,2%	c: 54,3 kPa $\phi$ : 37°	c: 20,5 kPa $\phi$ : 35°	0,99
B/C	1,0	Pedreg.: 3% Areia g.: 22% Areia m.: 11% Areia f.: 18% Silte: 15% Argila: 31%	wl: 40% IP: 6%	ML	$\gamma$ : 17,2 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_d$ : 14,7 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_g$ : 26,3 kN/m <sup>3</sup> e: 0,80 S: 57,1% w: 17,3%	—	—	—
C	1,5	Pedreg.: 3% Areia g.: 33% Areia m.: 11% Areia f.: 28% Silte: 14% Argila: 11%	wl: 39% IP: 5%	SM	$\gamma$ : 16,4 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_d$ : 13,9 kN/m <sup>3</sup> $\gamma_g$ : 26,5 kN/m <sup>3</sup> e: 0,90 S: 51,0% w: 17,3%	c: 28,4 kPa $\phi$ : 38°	c: 20,7 kPa $\phi$ : 36°	2,84

ensaios de cisalhamento direto rápidos

\*\*  $i_c$  – coeficiente de colapso estrutural obtido para tensão normal de 15 kPa

Para esta pesquisa, uma amostra da rocha matriz foi analisada em lâmina delgada e revelou a seguinte mineralogia básica: quartzo – 40%; feldspato alcalino – 46%; plagioclásio – 11% e biotita – 3%. O solo saprolítico apresenta grãos de quartzo e feldspatos alcalinos alterados e, em ensaios de difratometria de raios X, a fração argila revelou caulinita.

O autor destaca os significativos valores de coesão destes solos, associando-os à cimentação e à sucção, e que a inundação reduz consideravelmente estes valores. Quanto a colapsibilidade, o solo saprolítico foi considerado colapsível pelo critério de Vargas:  $i_c > 2\%$  (Vargas, 1974) e moderadamente colapsível pelo critério de Jennings e Knight:  $1\% < i_c < 5\%$  (Jennings e Knight, 1976 apud Milititsky, 1985).

### 3.6 AMOSTRAGEM

Com o objetivo de caracterizar os materiais dos perfis estudados e obter corpos de prova para os diferentes experimentos desta pesquisa, foram coletados em campo variadas amostras. O

Quadro 1 traz um resumo das amostras coletadas, com os correspondentes amostradores, dimensões e finalidades.

Quadro 1 – Resumo das amostras coletadas

Ref. Amostra	Amostradores / dimensões	Finalidade
DEF	Amostra deformada	Ensaio de caracterização, análises químicas e mineralógicas, classificação MCT, ensaios de dispersão SCS, ensaios de expansibilidade LNEC e estabilidade de agregados.
CD	Anéis metálicos cilíndricos biselados / $\phi$ :6 cm, h:2 cm	Ensaio de cisalhamento direto convencionais e com controle de sucção e ensaios de cone de laboratório.
AD	Anéis metálicos cilíndricos biselados / $\phi$ :5 cm, h:2 cm	Ensaio de colapsibilidade em oedômetros e levantamento das relações $(u_a - u_w) \times w$ (S) pela técnica do papel filtro.
IND	Anéis de PVC cilíndricos biselados / $\phi$ :10 cm, h:5cm	Ensaio de Inderbitzen e ensaios de desagregação
INF	Anéis de PVC cilíndricos biselados / $\phi$ :5 cm, h:5 cm	Ensaio de infiltrabilidade e de erodibilidade específica (Metodologia MCT)

Descritos os perfis de solos, no próximo capítulo são apresentados os métodos de ensaio para caracterização e para avaliação das propriedades geomecânicas e da erodibilidade destes solos.

## 4 MÉTODOS DE ENSAIOS

### 4.1 ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO

#### 4.1.1 Ensaios de caracterização geotécnica

Para a realização dos ensaios clássicos de caracterização geotécnica: análise granulométrica, limites de Atterberg e densidade dos grãos, foram coletadas amostras deformadas, preparadas para os ensaios de acordo com a norma ABNT NBR 6457/86 (Amostras de solo – Preparação para ensaios de compactação e ensaios de caracterização).

A *análise granulométrica por peneiramento e sedimentação* dos solos foi realizada de acordo com a norma ABNT NBR 7181/84 (Solo – Análise granulométrica). Os resultados são expressos em função da escala granulométrica da ABNT dada pela NBR 6502/95 (Rochas e Solos).

Os ensaios de limites de Atterberg: *limite de liquidez e limite de plasticidade*, foram realizados de acordo com as especificações das normas ABNT, NBR 6459/84 (Solo – Determinação do limite de liquidez) e NBR 7180/84 (Solo – Determinação do limite de plasticidade), respectivamente.

A determinação da *massa específica real dos grãos* foi realizada pelo método do picnômetro, conforme a norma ABNT NBR 6508/84 (Grãos de solo que passam pela peneira de 4,8 mm – Determinação da massa específica).

#### 4.1.2 Ensaios de caracterização química

A caracterização química dos solos foi realizada por dois grupos de ensaios: análise química da fração terra fina<sup>1</sup> e da água intersticial e análise geoquímica dos elementos maiores por ensaios de fluorescência de raios X.

A *análise química da fração terra fina e da água intersticial* dos solos foi realizada junto ao Laboratório de Análises de Solos do Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia/UFRGS. Foram determinados:

- Capacidade de Troca Catiônica (CTC) por ataque de acetato de amônio 1M a pH 7, H + Al determinado por titulação e Ca + Mg por fotômetro de absorção e
- Quantidade de sais dissolvidos no extrato de saturação (cátions de Ca, Mg, Na e K), por extração em centrífuga com água na relação solo:solução 1:5, Na e K determinados por fotômetro de chama e Ca e Mg por fotômetro de absorção.

---

<sup>1</sup> Termo utilizado em Ciência do Solo para fração de partículas  $\leq 2$  mm.

Os métodos de ensaio seguem as especificações de Tedesco et al.(1995) e da norma da ABNT NBR 13603/96 (Solo – Avaliação da dispersibilidade de solos argilosos, por meio de ensaios químicos em amostras de água intersticial).

Os *ensaios de fluorescência de raios X* foram realizados no Laboratório de Fluorescência de Raios X do Centro de Estudos em Petrologia e Geoquímica do Instituto de Geociências da UFRGS, para análise dos elementos maiores ( $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{MnO}$ ,  $\text{MgO}$ ,  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{K}_2\text{O}$ ,  $\text{TiO}_2$  e  $\text{P}_2\text{O}_5$ ) presentes na fração  $\leq 0,42$  mm (passante na peneira #40).

Foi utilizado espectrômetro de fluorescência de raios X RIGAKU RIX 2000, sendo a identificação dos elementos realizadas com padrões de rocha adaptados às condições impostas pelas amostras de solo. As amostras são preparadas em pastilha vítrea obtida por fusão em cadinho de platina de 7 g de  $\text{Li}_2\text{B}_4\text{O}_7$ , com 1 g de amostra de solo, peridrol como oxidante e  $\text{NH}_4\text{I}$  como desmoldante. A técnica de ensaio segue as especificações da norma ASTM E 1621–94 (Standard guide for X-ray emission spectrometric analysis) e de Betin (1970).

#### **4. 1. 3 Ensaios de caracterização mineralógica e microestrutural**

Com o objetivo de caracterizar a mineralogia da fração argila coloidal e da fração total  $< 0,074$  mm (passante na peneira #200), foram realizados *ensaios de difratometria de raios X* no Laboratório de Difratometria de Raios X do Instituto de Geociências da UFRGS e no Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS. Os ensaios foram realizados segundo os três tratamentos padrões das amostras: amostra natural, glicolada e calcinada.

Os solos do perfil ALG (ALGB e ALGC) tiveram suas microestruturas analisadas por *microscopia eletrônica*. Os ensaios foram realizados no microscópio eletrônico com resolução de 10 angströms do Laboratório de Microscopia Eletrônica do Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia/UFRGS. Agregados destes solos, secos em estufa e colados aos suportes de visualização, sofreram tratamento superficial por sombreamento metálico (vaporização). As amostras foram observadas em aumentos de 50 a 13.026 x para o solo ALGB e de 63 a 4.072 x para o solo ALGC.

#### **4. 1. 4 Técnica do papel filtro para levantamento das relações sucção x teor de umidade**

Com objetivo de construir as curvas que representam o comportamento da sucção matricial do solo ( $u_a - u_w$ ) com a variação do teor de umidade ( $w$ ) e do grau de saturação ( $S$ ), foi utilizada a técnica do papel filtro, descrita em detalhe em Marinho (1995).

A técnica consiste em colocar em contato com uma amostra indeformada de solo um pedaço de papel filtro específico até que seja estabelecido o equilíbrio de umidade entre eles, governado pelo estado de tensões do solo. A sucção é estimada por uma correlação com a umidade do papel filtro ( $w_{pf}$ ), obtida da calibração com outras medidas diretas da sucção.

Foi utilizado o papel filtro Whatman nº 42 e as equações de calibração obtidas por Chandler et al. (1992) (apud Marinho, 1995):

$$w_{pf} > 47\% \rightarrow (u_a - u_w) \text{ (kPa)} = 10^{(6,05 - 2,48 \log w_{pf})} \quad (1)$$

$$w_{pf} \leq 47\% \rightarrow (u_a - u_w) \text{ (kPa)} = 10^{(4,84 - 0,0622 w_{pf})} \quad (2)$$

Amostras indeformadas de solo, coletadas em anéis metálicos biselados ( $\phi = 5 \text{ cm}$  e  $h = 1,9 \text{ cm}$ ), tiveram seus teores de umidade condicionados em laboratório de forma a abranger uma grande faixa de umidade e, por conseguinte, de sucção matricial. O papel filtro, em porções com área superior a  $2 \text{ cm}^2$ , é colocado em contato direto com a amostra. O tempo de equilíbrio médio adotado foi 10 dias. A pesagem do papel filtro foi realizada em balança analítica com precisão de 0,0001 g.

Para cada solo foram levantadas as curvas  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$  em trajetórias de umedecimento e secagem, sendo que para cada curva foram utilizados dados de no mínimo 12 amostras por trajetória.

Para efeito de comparação, alguns dados sucção  $\times$  umidade para os solos ALGB e ALGC foram obtidos através da medição direta com o transdutor de pressão de alta capacidade (Imperial College Suction Probe), descrito por Ridley e Burland (1993).

#### 4. 1. 5 Ensaios de caracterização pela Metodologia MCT

A classificação geotécnica dos solos pela Metodologia MCT (Miniatura, Compactado, Tropical) foi proposta em Nogami e Villibor (1981) e também apresentada, com vistas ao meio geotécnico em geral, em Cozzolino e Nogami (1993). O conjunto de ensaios preconizados pela metodologia são detalhados em Nogami e Villibor (1995).

Para a classificação geotécnica MCT são utilizados coeficientes empíricos obtidos em dois ensaios, atualmente regulamentados por normas rodoviárias do DNER (Departamento Nacional de Estradas de Rodagem):

- Ensaio de compactação dinâmica Mini-MCV (norma DNER-ME 258/94 – Solos compactados em equipamento miniatura – Mini-MCV) e
- Ensaio de perda de massa por imersão (norma DNER-ME 256/94 – Solos compactados por equipamento miniatura – Determinação da perda de massa por imersão).

Foram utilizados nos ensaios amostras deformadas dos solos, secas ao ar e passantes na peneira de malha 2 mm (peneira #10).

O ensaio Mini-MCV consiste num ensaio de compactação com energia variável, onde o solo com umidades de compactação diferentes são compactados em moldes cilíndricos ( $\phi = 5 \text{ cm}$  e  $h = 5 \text{ cm}$ ) por um número de golpes crescente até atingida a massa específica aparente máxima. O ensaio de Mini-MCV permite a obtenção dos coeficientes classificatórios MCT:  $c'$  e  $d'$ . O coeficiente  $c'$

é dado pela inclinação das curvas de deformabilidade, enquanto  $d'$  representa a inclinação do ramo seco da curva de compactação correspondente a 12 golpes (Cozzolino e Nogami, 1993).

O ensaio de perda de massa por imersão consiste na submersão dos corpos de prova compactados no ensaio Mini-MCV. A perda por imersão ( $P_i$ ) medida permite, em conjunto com o coeficiente  $d'$ , o cálculo do índice classificatório  $e'$  (Cozzolino e Nogami, 1993):

$$e' = \left( \frac{P_i}{100} + \frac{20}{d'} \right)^{1/3} \quad (3)$$

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Solos do DEMIN/CIENTEC (Fundação de Ciência e Tecnologia do Estado do RGS).

## 4.2 ENSAIOS GEOMECÂNICOS

Com o objetivo de avaliar o comportamento geomecânico dos solos não saturados estudados quanto à resistência ao cisalhamento e à colapsibilidade, foram realizados ensaios de laboratório a partir de amostras indeformadas coletadas em anéis biselados. Os ensaios geomecânicos foram realizados no Laboratório de Mecânica dos Solos da EE/UFRGS (LMS/UFRGS) e são detalhados a seguir.

### 4.2.1 Ensaio de resistência ao cisalhamento

A resistência ao cisalhamento dos solos foi avaliada por meio de ensaios de cisalhamento direto. A importância em se estudar a variação desta propriedade com mudanças no teor de umidade e, por conseguinte, com variação na sucção matricial, fez com que fossem realizados ensaios de cisalhamento direto convencionais na condição de umidade natural e inundada e também fosse investido na execução de ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção.

As principais razões pela escolha de ensaios de cisalhamento direto foram:

- A aplicação de um esforço de cisalhamento direto, de concepção física mais próxima a erosão provocada pelo fluxo hidráulico na superfície dos terrenos do que o cisalhamento por compressão;
- O uso de um maior número de amostras, que favorece a representatividade de solos heterogêneos como os solos saprolíticos;
- A possibilidade de se ensaiar um maior número de amostras num menor tempo experimental;
- O emprego de amostras menores, o que reduz o tempo necessário para equalização da sucção matricial nos ensaios com controle de sucção.

#### 4. 2. 1. 1 Ensaio de cisalhamento direto convencionais

Foram realizados ensaios de cisalhamento direto lentos com amostras cilíndricas ( $\phi = 6$  cm e  $h = 2$  cm) em equipamento Wykeham Farrance. Os ensaios foram realizados na umidade natural das amostras e com inundação, exceto os solos ALGB e ALGC, onde foram executados ensaios convencionais somente inundados. As amostras foram ensaiadas com velocidade de cisalhamento de 0,0122 mm/min, até o deslocamento máximo horizontal de 7 mm. As envoltórias de resistência foram definidas a partir de ensaios sob tensões normais de 6,8, 15, 34,1, 50 e 100 kPa. Os valores de tensão cisalhante de ruptura adotados referem-se a valores de pico.

Para o solo ALGC foi feito um prévio estudo da resistência ao cisalhamento, baseado em ensaios de cisalhamento direto rápidos realizados em cerca de 120 amostras com variados teores de umidade. Previamente aos ensaios, as amostras foram condicionadas a teores de umidade que variaram desde a secagem em estufa à quase saturação. Como procedimentos de umedecimento e secagem das amostras foram adotados: infiltração por carga hidráulica, infiltração por ascensão capilar, dessaturação controlada por secagem ao ar ou em placa de pressão e secagem em estufa a 105°C. As amostras foram cisalhadas sob tensões normais de 7,2, 21,2, 30, 50 e 100 kPa, a uma velocidade de 0,403 mm/min até deslocamento máximo horizontal de 7 mm. Complementando este estudo foram também ensaiadas amostras inundadas. Outros detalhes deste programa experimental são encontrados em Bastos et al.(1997). Os resultados são apresentados e analisados no Apêndice C.

#### 4. 2. 1. 2 Ensaio de cisalhamento direto com controle de sucção

Devido a necessidade de se conhecer com maior detalhe a resistência ao cisalhamento com a variação da sucção matricial de solos com comportamento nitidamente diferenciado frente a erosão, foi investido em ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção para os solos ALGB e ALGC.

Para tal, foi projetado e construído um equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS), baseado no modelo proposto por Gan e Fredlund (1988) a partir da adaptação de um equipamento convencional Wykeham Farrance. A Foto 1 ilustra uma vista geral do equipamento construído no LMS/UFRGS e a Foto 2 destaca a câmara de cisalhamento. No Apêndice B são apresentados detalhes construtivos e os principais componentes deste equipamento.

Foram também utilizadas amostras cilíndricas ( $\phi = 6$  cm e  $h = 2$  cm) coletadas em anéis metálicos biselados. Antes dos ensaios, as amostras foram pré-condicionadas, por umedecimento ou secagem, na umidade correspondente à sucção matricial desejada com base na relação sucção x teor de umidade estabelecida. Após serem pré-condicionadas, as amostras foram confinadas para equilíbrio da sucção por 10 dias. Neste período, a sucção matricial de cada amostra foi medida pela técnica do papel filtro. Antes de ser submetida ao cisalhamento, cada amostra teve a sucção equalizada na câmara de pressão do equipamento, por um período mínimo de 4 dias para o solo ALGC e de 7 dias para o solo ALGB.



Foto 1 – Equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) do LMS/UFRGS – vista geral



Foto 2 – Equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) do LMS/UFRGS – câmara de cisalhamento

As envoltórias de cisalhamento foram definidas para 4 níveis de sucção matricial para o solo ALGC: 30, 75, 150 e 300 kPa e para 3 níveis de sucção matricial para o solo ALGB: 30, 100 e 300 kPa. As amostras de ambos solos foram cisalhadas sob tensões normais de 6,8, 15, 34,1, 50 e 100 kPa.

A velocidade de cisalhamento adotada foi 0,0122 mm/min, superior àquelas estimadas segundo aproximações teóricas de Gibson e Henkel (1954) e Fredlund e Rahardjo (1993), este último considerando parâmetros saturados ou não saturados, entretanto igual àquela adotada por Delgado (1993) para solos de gnaiss do Rio de Janeiro. Esta velocidade adotada determina um tempo de cisalhamento superior a 9 horas. Uma síntese das aproximações teóricas realizadas e referências de valores de velocidades de cisalhamento empregados por outros autores são apresentados no Apêndice B.

#### 4. 2. 2 Ensaios de colapsibilidade em oedômetros

Com o objetivo de avaliar o potencial de colapso dos solos estudados, foram realizados ensaios de colapsibilidade em oedômetros. Nestes ensaios, de amostras indeformadas ( $\phi = 5$  cm e  $h = 1,9$  cm) sujeitas a uma determinada tensão normal e submetidas a inundação súbita foram medidos os incrementos de deformações geradas. Para cada solo estudado foram realizados dois grupos de ensaios: no primeiro grupo, o colapso foi avaliado para tensões normais de 6,25, 12,5, 25, 50 e 100 kPa; no segundo grupo, foram realizados ensaios variando o teor de umidade das amostras para a tensão normal mais baixa adotada (6,25 kPa). Os tempos mínimos para as leituras de deformações pré e pós-inundação foram de 2 horas cada.

#### 4. 3 ENSAIOS PARA AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE

Com o objetivo de avaliar qualitativa e quantitativamente a erodibilidade dos solos estudados, foram realizados ensaios específicos destinados a fornecer elementos empregados em critérios de análise direta ou indireta da erodibilidade.

Os ensaios realizados foram:

- Ensaio de Inderbitzen;
- Ensaios pela Metodologia MCT:
  - Ensaio de infiltrabilidade e
  - Ensaio de erodibilidade específica;
- Ensaios estabelecidos pelo LNEC:
  - Ensaio de expansibilidade LNEC e
  - Ensaio de limite de absorção;
- Ensaio de dispersão SCS;

- Ensaio de desagregação;
- Ensaio de cone de laboratório e
- Ensaio de estabilidade de agregados.

#### 4.3.1 Ensaio de Inderbitzen

O ensaio de Inderbitzen, originalmente proposto por Inderbitzen (1961), consiste num dos mais simples ensaios utilizando escoamento em canais. Teve seu uso difundido no meio geotécnico desde os trabalhos do LNEC, ainda na década de 60, e foi introduzido no Brasil na pesquisa IPR/COPPE/TRAFECON “Estabilidade de Taludes” (Brasil, 1979). O ensaio de Inderbitzen e seu emprego no Brasil é revisto no Capítulo 2 (item 2.4.2.1).

Com o objetivo de realizar os ensaios de Inderbitzen, um equipamento específico foi construído no LMS/UFRGS. O equipamento compreende uma rampa hidráulica em chapa metálica (com 25 cm de largura e 60 cm de comprimento) dotada de um orifício central, onde é introduzida uma amostra de solo confinada em um anel de PVC biselado ( $\phi = 9,76$  cm e  $h = 5$  cm), utilizado na sua amostragem. Esta rampa é articulada, permitindo a variação na sua inclinação de 0 a  $54^\circ$ . O fluxo d’água na rampa é alimentado diretamente da rede hidráulica e o controle e medida de vazão realizados por um registro e rotâmetro, instalados junto ao ponto de alimentação (Foto 3). A amostra é instalada de tal forma que sua superfície coincide com o fundo da rampa (Foto 4). O sistema de coleta e seleção do material erodido é constituído por baldes plásticos de 60 litros e por um conjunto de peneiras nas malhas 4,8 mm (peneira #4), 2,0 mm (peneira #10), 0,42 mm (peneira #40) e 0,074 mm (peneira #200). A Figura 1 mostra um esquema do ensaio.

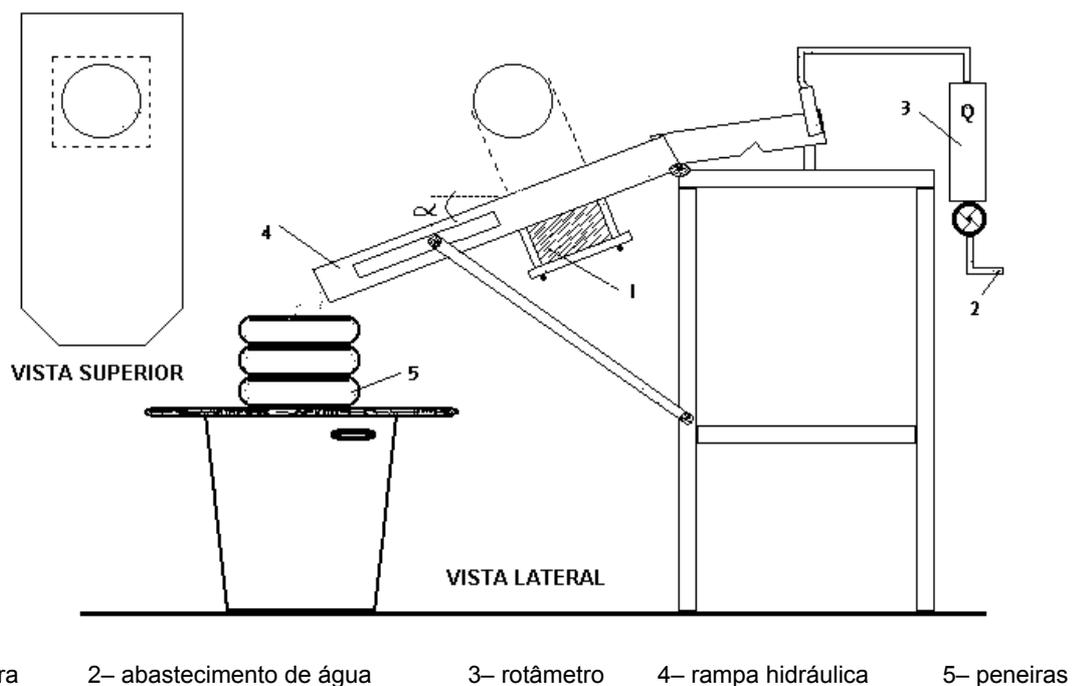


Figura 1 – Esquema do equipamento de Inderbitzen do LMS/UFRGS

As Fotos 5 e 6 ilustram um ensaio de Inderbitzen em andamento.

As variáveis de ensaio adotadas no programa experimental foram:

- Inclinação da rampa: 10°, 26°, 45° e 54°;
- Vazão: 3 e 6 l/min;
- Condição prévia de umidade das amostras: secas ao ar, na umidade natural e pré-umedecidas;

As inclinações escolhidas procuram simular as declividades de encostas e inclinações de taludes envolvidos nas áreas teste. As vazões foram definidas pela capacidade de escoamento da rampa e pela sensibilidade dos valores de perda de solo medidos.

Os procedimentos básicos de ensaio são descritos a seguir:

- (a) Amostras de solo coletadas em campo em anéis biselados de PVC são preparadas para o ensaio. Cuidado especial deve ser dispensado no arrasamento da superfície a ensaiar, de forma a não provocar desagregação e não deixar material solto sobre a mesma;
- (b) No caso de amostras secas ao ar e pré-umedecidas, o condicionamento é realizado por secagem ao ar, no mínimo por 72 horas, e por umedecimento por ascensão capilar, no mínimo por 24 horas, respectivamente;
- (c) A rampa hidráulica é umedecida antes da instalação da amostra para se evitar uma maior resistência ao fluxo superficial inicial imposta pela tensão superficial;
- (d) A amostra é instalada rente ao fundo do canal e iniciado o ensaio;
- (e) Nos tempos 1 min, 5 min, 10 min e 20 min de ensaio o balde coletor do sedimento é substituído de modo a individualizar as medições nestes tempos. O fluxo é encerrado aos 20 min de ensaio;
- (f) O material remanescente da amostra é retirado do anel e seco em estufa para obtenção de seu peso seco;
- (g) O material recolhido em cada balde é submetido a um peneiramento úmido no conjunto de peneiras (Foto 7). O material retido em cada peneira é seco em estufa para quantificação do peso seco;
- (h) O sedimento passante na peneira #200 é medido indiretamente, a partir de uma amostra representativa da mistura de água com finos, obtida do balde após cuidadosa homogeneização.

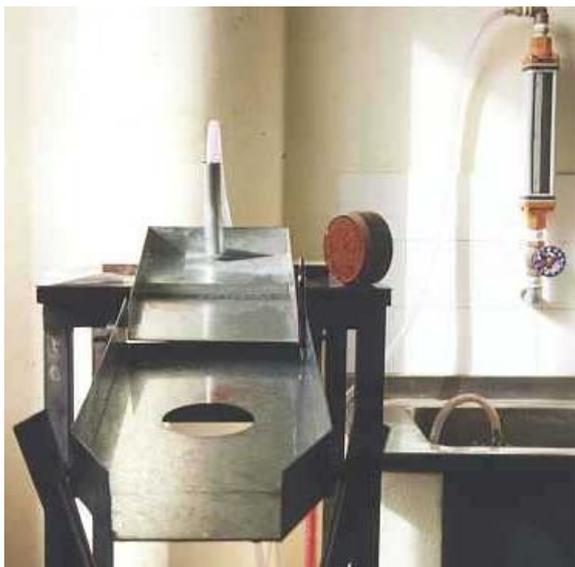


Foto 3 – Elementos do equipamento de Inderbitzen – rampa hidráulica, sistema de abastecimento d'água e amostra de solo

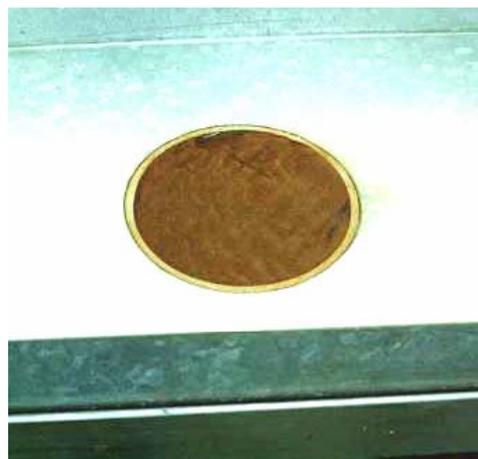


Foto 4 – Ensaio de Inderbitzen – amostra instalada ao fundo do canal para o ensaio



Foto 6 – Ensaio de Inderbitzen – detalhe da amostra erodida pelo fluxo hidráulico



Foto 5 – Ensaio de Inderbitzen em andamento



Foto 7 – Ensaio de Inderbitzen – peneiramento do sedimento coletado no ensaio

Os resultados são expressos em peso seco de solo erodido acumulado por unidade de área da amostra (em  $\text{g}/\text{cm}^2$ ) e plotados em relação ao tempo de ensaio. Uma curva típica é mostrada na Figura 2. Observa-se uma maior erosão nos tempos iniciais, em geral, vindo a estabilizar após os 10 min de ensaio. Entre os trechos 0 a 1 min e 0 a 10 min foram calculados os gradientes de erosão: perda de solo em peso de solo seco erodido por unidade de área da amostra por unidade de tempo do ensaio (em  $\text{g}/\text{cm}^2/\text{min}$ ).

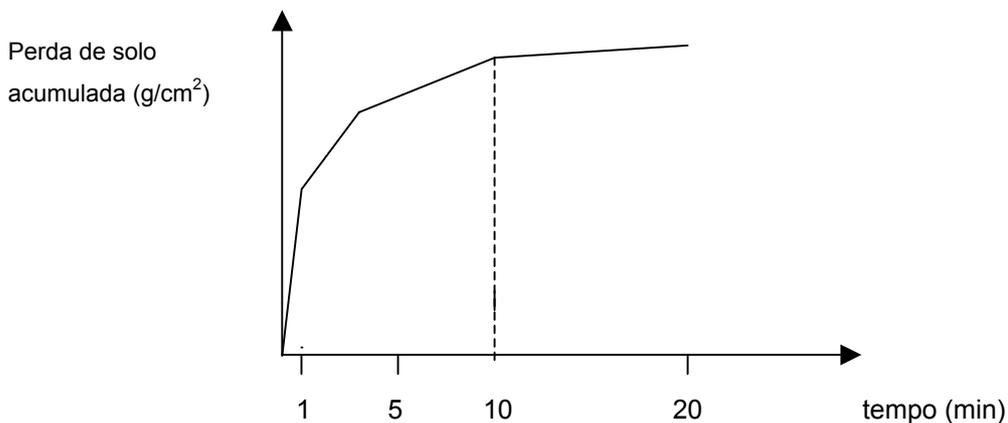


Figura 2 – Curva típica perda de solo acumulada por unidade de área x tempo de ensaio para o ensaio de Inderbitzen

Os dados de perda de solo (em  $\text{g}/\text{cm}^2/\text{min}$ ) de cada ensaio são plotados contra a tensão cisalhante hidráulica atuante no ensaio,  $\tau_h$  (em Pa). Esta tensão hidráulica atuante é estimada por:

$$\tau_h = \gamma \cdot h \cdot d \quad (4)$$

onde:  $\gamma$  = peso específico da água ( $\text{N}/\text{cm}^3$ );  $h$  = altura da lâmina de fluxo (cm) e  $d$  = declividade da rampa. A altura da lâmina d'água foi estimada a partir da velocidade de escoamento (medida pela técnica do corante) e do valor da vazão:

$$h = \frac{Q}{vL} \quad (5)$$

onde:  $Q$  = vazão,  $v$  = velocidade do fluxo e  $L$  = largura da rampa.

Os valores de velocidade de escoamento, altura de lâmina d'água e tensão cisalhante hidráulica, para combinações de vazão e inclinação da rampa adotados, são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Valores da velocidade de escoamento ( $v$ ), altura da lâmina d'água ( $h$ ) e tensão cisalhante hidráulica ( $\tau_h$ ) para combinações de vazão ( $Q$ ) e inclinação de rampa ( $i$ ) adotados

i	10°		26°		45°		54°	
	3 l/min	6 l/min						
v (cm/s)	31,05	50,64	57,05	96,65	77,36	145,86	83,50	169,97
h (cm)	0,064	0,079	0,035	0,041	0,026	0,027	0,024	0,024
$\tau_h$ (Pa)	1,136	1,393	1,710	2,018	2,585	2,742	3,297	3,239

Aos dados plotados no gráfico  $\tau_h$  x perda de solo, é ajustada uma reta que representa a equação de Du Boys (Capítulo 2, item 2.1.2.2). A partir desta reta de ajuste são estimados os parâmetros de erodibilidade: tensão cisalhante hidráulica crítica,  $\tau_{hcrit}$  (Pa), que corresponde ao máximo valor de  $\tau_h$  para erosão nula, e taxa de erodibilidade,  $K$  ( $g/cm^2/min/Pa$ ), que representa o gradiente da perda de solo em relação às tensões hidráulicas aplicadas (Figura 3).

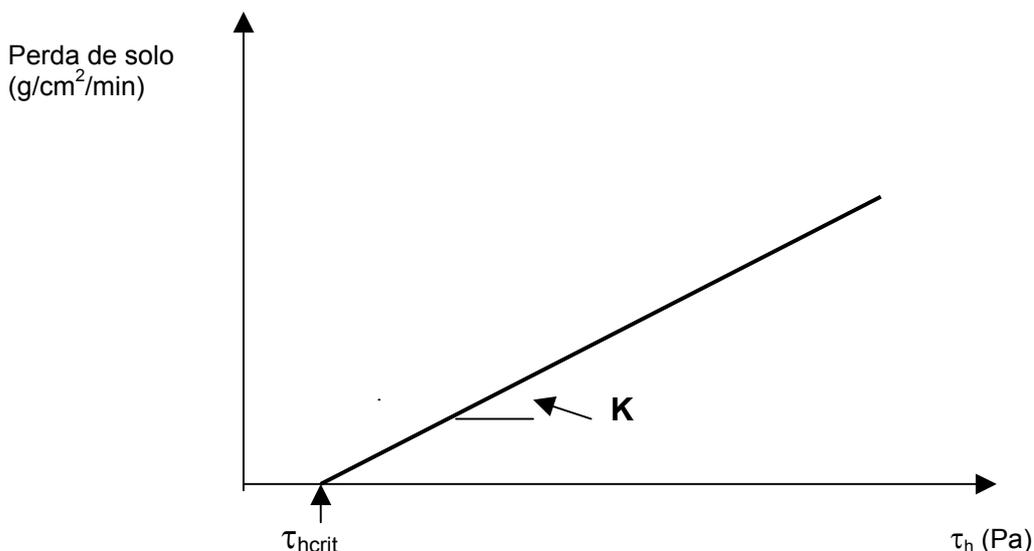


Figura 3 – Definição dos parâmetros  $K$  e  $\tau_{hcrit}$  a partir dos resultados do ensaio de Inderbitzen

A separação do material erodido em frações granulométricas pelo peneiramento ainda possibilita, quando de interesse, a análise da distribuição granulométrica do sedimento.

#### 4. 3. 2 Ensaios pelo critério de erodibilidade MCT

Em Nogami e Villibor (1979), foi proposto o critério de erodibilidade baseado em ensaios da Metodologia MCT. Este critério é fundamentado em dois parâmetros: o coeficiente de sorção, obtido no ensaio de infiltrabilidade, e a perda de massa por imersão modificado, obtido no ensaio de erodibilidade específica. No Capítulo 2 (item 2.4.3.2) é apresentada a proposição do critério e dos ensaios.

#### 4. 3. 2. 1 Ensaio de infiltrabilidade

O ensaio de infiltrabilidade proposto na Metodologia MCT destina-se a quantificar a velocidade de ascensão capilar em amostras de solo.

Para o ensaio foram coletadas amostras indeformadas em moldes biselados de PVC ( $\phi = 5$  cm e  $h = 5$  cm). As amostras foram ensaiadas em três condições de umidade: secas ao ar, na umidade natural e pré-umedecidas. A secagem ao ar foi realizada por um período mínimo de 72 horas, enquanto a condição de pré-umedecimento foi satisfeita reensaiando amostras.

O dispositivo construído para o ensaio segue as indicações da Metodologia MCT. Trata-se de um plano em madeira onde são dispostos horizontalmente tubos capilares de vidro ( $\phi = 6$  mm). Cada um dos tubos é conectado a um pequeno reservatório de PVC que, na parte superior, possui uma pedra porosa de granulação aberta sobre a qual é colocada a amostra de solo, ainda confinada no molde de amostragem. A base da amostra coincide com o nível do tubo capilar. Completando a montagem do ensaio, paralelo ao tubo capilar é disposta uma régua graduada.

As Fotos 8 e 9 ilustram o dispositivo e as amostras empregadas do ensaio.

O procedimento básico de ensaio é o seguinte: sobre o sistema tubo capilar – reservatório saturado é disposta a amostra na condição de umidade previamente estabelecida. O fluxo ascendente da água na amostra, por força das tensões capilares relacionadas à sucção do solo, determina o movimento da água ao longo do tubo capilar. Com auxílio da régua graduada e de um cronômetro, são registradas as distâncias percorridas pelo menisco capilar no tubo em intervalos de tempo que seguem uma relação quadrática (1, 2, 4, 9, 16, 25, 36, 49, 64 min e assim por diante), até o movimento estabilizar em uma velocidade muito lenta.

Os resultados são expressos em função da distância percorrida no tubo capilar ( $L$  em cm) e da raiz quadrada do tempo ( $t^{1/2}$  em  $\text{min}^{1/2}$ ). As curvas  $L \times t^{1/2}$  definidas têm a configuração típica da Figura 4, onde se observa um nítido comportamento bilinear, com um íngreme trecho retilíneo inicial seguido por outro de tendência quase horizontal, significando que a frente de umidade atingiu o topo da amostra. A inclinação da curva no seu trecho inicial determina o coeficiente de sorção ( $s$  em  $\text{cm}/\text{min}^{1/2}$ ):

$$s = \frac{(L_b - L_a)S}{10 (t_b - t_a) A} \quad (6)$$

onde:  $S$  é a área da seção do tubo capilar e  $A$  é a área da seção da amostra.

#### 4. 3. 2. 2 Ensaio de erodibilidade específica

O ensaio de erodibilidade específica (ou ensaio de perda de massa por imersão modificado), também proposto pela Metodologia MCT, avalia o potencial de desagregação do solo frente à imersão em água.

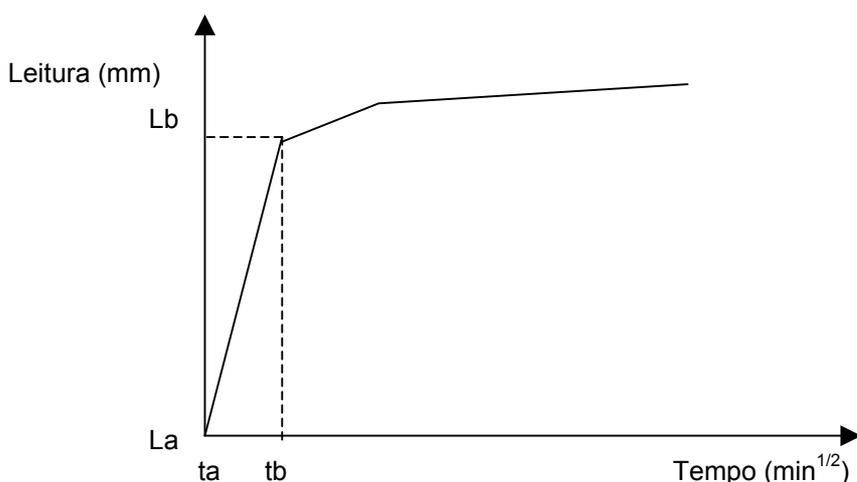


Figura 4 – Curva típica  $L \times t^{1/2}$  e elementos para estimativa do coeficiente de sorção (s) no ensaio de infiltrabilidade da Metodologia MCT

As amostras para o ensaio são coletadas nos mesmos moldes amostradores usados para o ensaio de infiltrabilidade, entretanto têm, em laboratório, suas alturas reduzidas para 2,5 cm. Os ensaios também foram realizados para condições distintas de umidade das amostras: secas ao ar (secagem por no mínimo 72 horas), na umidade natural e pré-umedecidas (amostras oriundas do ensaio de infiltrabilidade). As amostras têm sua face interior ao molde vedada por uma pedra porosa, enquanto a face exposta é mantida rente à borda do molde. A Foto 10 ilustra uma amostra preparada ao ensaio.

O ensaio consiste em imergir as amostras por 20 horas, dispendo-as horizontalmente. O material desagregado da face livre exposta é recolhido.

O resultado é representado pela porcentagem de material seco desagregado em relação ao peso seco total da amostra.

#### 4.3.3 Ensaio pelo critério de erodibilidade do LNEC

O critério LNEC para escolha de solos resistentes à erosão foi apresentado em Nascimento e Castro (1976). Além de avaliações qualitativas, o critério baseia-se na medida de duas propriedades dos solos em ensaios específicos. A primeira delas é a expansibilidade, quantificada pelo ensaio de expansibilidade LNEC e que, segundo os autores, é responsável pela importância relativa da fração granular frente à erosão em relação à fração fina dos solos. A outra propriedade é a petrificação, avaliada pelo limite de absorção, que representa a capacidade máxima de absorção de água por ascensão capilar. A proposição do critério de erodibilidade LNEC por Nascimento e Castro (1976) é revista no Capítulo 2 (item 2.4.1).



Foto 8 – Metodologia MCT – dispositivo para o ensaio de infiltrabilidade



Foto 9 – Metodologia MCT – amostra no ensaio de infiltrabilidade



Foto 10 – Metodologia MCT – amostra preparada ao ensaio de erodibilidade específica

#### 4. 3. 3. 1 Ensaio de expansibilidade LNEC

O ensaio de expansibilidade LNEC segue as especificações apresentadas em Castro (1964). No ensaio é medida a expansão livre de amostras de solo passantes na peneira de malha 0,42 mm (peneira #40), secas em estufa e compactadas.

Os procedimentos do ensaio são brevemente descritos abaixo:

- (a) Amostras dos solos são peneiradas na peneira #40 e secas em estufa a  $60^{\circ}$  ;
- (b) Os solos são compactados em anéis de oedômetros ( $\phi = 5$  cm e  $h = 1,9$  cm), através de um pisoteador de mola de seção plena, regulado a exercer uma carga de 5 kg a uma deformação da mola de 22 mm. A compactação é feita em duas camadas, com 50 golpes por camada;
- (c) Cada anel foi montado na célula oedométrica com uma pedra porosa na parte inferior e uma leve placa de acrílico na parte superior, esta última destinada unicamente a receber a ponteira do deflectômetro, e
- (d) Instalada a célula no oedômetro, esta é inundada somente até a base da amostra junto à pedra porosa inferior. A leitura da expansão no deflectômetro é feita em intervalos de 15 min na primeira hora de ensaio e posteriormente de hora de hora até 24 horas ou até duas leituras coincidirem (ou decrescerem) por um intervalo de 2 horas.

As Fotos 11, 12, 13 e 14 ilustram etapas na preparação das amostras e na execução do ensaio.

O resultado de expansão livre medido no ensaio, a expansibilidade LNEC ( $\varepsilon$ ), é expresso em porcentagem da altura inicial da amostra.

#### 4. 3. 3. 2 Ensaio de determinação do limite de absorção

O ensaio de determinação do limite de absorção para amostras indeformadas ( $w'_A$ ) segue as especificações de Castro (1974). O ensaio visa determinar o máximo teor de umidade absorvido por capilaridade por amostras indeformadas de solo.

Amostras indeformadas em anéis metálicos ( $\phi = 5$  cm e  $h = 1,9$  cm) em duas condições distintas de umidade, na umidade natural e secas ao ar por no mínimo 72 horas, são dispostas sobre superfícies porosas com nível d'água junto a base. O limite de absorção ( $w'_A$ ) de cada amostra corresponde ao teor de umidade após 24 horas de infiltração. Para cada amostra é também estimada a umidade de saturação teórica ( $w_o$ ). A Foto 15 ilustra a execução do ensaio.



Foto 11 – Ensaio de expansibilidade LNEC – material para preparação da amostra



Foto 13 – Ensaio de expansibilidade LNEC – detalhe da amostra



Foto 12 – Ensaio de expansibilidade LNEC – preparação da amostra



Foto 14 – Ensaio de expansibilidade LNEC – execução do ensaio de expansibilidade



Foto 15 – Ensaio de determinação do limite de absorção

#### 4.3.4 Ensaio de dispersão SCS

O ensaio de dispersão SCS (ou ensaio sedimentométrico comparativo ou ainda ensaio duplo hidrométrico) tem por objetivo a avaliação da dispersibilidade de solos argilosos pela comparação entre as porcentagens (em massa) de partículas com diâmetro menor que 0,005 mm, determinadas de acordo com o ensaio de sedimentação proposto para a análise granulométrica (NBR 7181/84) e de acordo com o ensaio de sedimentação realizado sem agitação mecânica e agente defloculante.

O ensaio foi desenvolvido pelo SCS/USDA (Soil Conservation Service/United States Department Agriculture) e recentemente normatizado no Brasil pela norma ABNT NBR 13602/96 (Solo – Avaliação da dispersibilidade de solos argilosos pelo ensaio sedimentométrico comparativo). Especificações para este ensaio são também encontradas na especificação de método de ensaio MSL-12 (Ensaio de erodibilidade de solos) do Laboratório Central de Engenharia Civil da CESP (Companhia Energética de São Paulo) (CESP, 1979). Uma revisão sobre o ensaio e sua aplicação na avaliação da dispersibilidade é apresentada no Capítulo 2 (item 2.2.4).

Neste estudo, foram seguidas as especificações da norma ABNT, com única exceção: foram executados os ensaios com e sem dispersão com uma mesma quantidade de material, 50 g. A norma 13602/96 indica a realização do ensaio de sedimentação com agitação e defloculante pela norma padrão de granulometria (NBR 7181/84), que especifica o emprego de 70 g para solos siltosos e argilosos, enquanto em particular para o ensaio sem dispersão especifica o uso de uma amostra de solo de 25 g.

A Foto 16 ilustra a comparação entre provetas de um mesmo solo, com e sem dispersão química e agitação.

O parâmetro obtido do ensaio é a chamada porcentagem de dispersão:

$$\% \text{dispersão} = \left( \frac{A}{B} \right) 100\% \quad (7)$$

onde: A é a porcentagem, em massa, de partículas < 0,005 mm sem defloculante e agitação mecânica e B é a porcentagem, em massa, de partículas < 0,005 mm com defloculante e agitação mecânica.

Convém destacar que a norma ABNT só considera válidos os resultados obtidos para solos com teor de argila (< 0,005 mm) > 12% (em ensaios com defloculante).

#### 4.3.5 Ensaio de desagregação

O ensaio de desagregação ou “slaking test” tem por objetivo a verificação da estabilidade de uma amostra de solo indeformada frente à imersão em água destilada, independente da dispersão do material. Uma revisão sobre o ensaio de desagregação é apresentada no Capítulo 2 (item 2.4.2.2).

O método de ensaio empregado é baseado naquele proposto em Santos (1997). Amostras cilíndricas ( $\phi = 9,76$  cm e  $h = 5$  cm) coletadas em anéis biselados de PVC foram condicionadas a

duas situações distintas de umidade: secas ao ar por um período mínimo de 72 horas e na umidade natural. Cuidadosamente extraídas do molde de amostragem, as amostras são dispostas sobre uma superfície porosa e submetidas a um processo de lenta submersão, segundo os seguintes estágios:

- (a) Água destilada na base por 30 min;
- (b) Água destilada a 1/3 e 2/3 da amostra por períodos de 15 min e
- (c) Submersão total, permanecendo por 24 horas.

O resultado do ensaio é puramente qualitativo. Em cada uma destas etapas é registrado o comportamento da amostra. São descritos o caráter, a intensidade e a velocidade dos processos atuantes: umedecimento, expansão, abatimentos, fraturamentos, rupturas, dispersão e outros.

As Fotos 17 e 18 ilustram amostras submetidas ao ensaio de desagregação. Observa-se nitidamente a diferença de comportamento entre as amostras.

#### **4.3.6 Ensaio de cone de laboratório**

O ensaio de cone de laboratório, como método de avaliação da erodibilidade dos solos, foi proposto por Alcântara (1997). Este ensaio foi adaptado do clássico ensaio para determinação do limite de liquidez de argilas remoldadas (normatizado pela BS1377/1975) e tem por objetivo avaliar a resistência à penetração de um pequeno cone em queda oferecida por uma amostra indeformada de solo. Uma revisão sobre a proposta de Alcântara (1997) é apresentada no Capítulo 2 (item 2.4.4). O método de ensaio adotado difere em alguns detalhes da proposta original.

Foram utilizados o equipamento de cone de laboratório Geonor e amostras indeformadas coletadas em anéis metálicos biselados ( $\phi = 6$  cm e  $h = 2$  cm). As amostras foram condicionadas em três situações distintas de umidade: secas ao ar (secagem por no mínimo 72 horas), na umidade natural e pré-umedecidas (infiltração por ascensão capilar por 1 hora). O conjunto de penetração empregou o cone de  $30^\circ$  e teve sua massa e altura de penetração alterados para 100 g e 5 mm.

O ensaio consiste na medida da penetração do cone em no mínimo nove pontos da amostra. Foram descartados os pontos com medidas fora da faixa de um desvio padrão a maior e a menor da média inicial. Um número mínimo de seis medidas válidas foi exigido.

A Foto 19 ilustra a execução de um ensaio de cone de laboratório.



Foto 16 – Ensaio de dispersão SCS – comparação entre ensaios com e sem dispersão química e agitação mecânica (proveta da direita e da esquerda, respectivamente)



Foto 17 – Ensaio de desagregação – amostra resistente a desagregação



Foto 18 – Ensaio de desagregação – amostra completamente desagregada



Foto 19 – Ensaio de cone de laboratório em amostra de solo estudado

Os resultados são expressos em função da média dos valores de penetração válidos. São definidos os valores de penetração seca ao ar ( $P_{seca}$ ), penetração na umidade natural ( $P_{wnat}$ ) e penetração saturada ( $P_{sat}$ ). São calculados os parâmetros de variação de penetração DP, DPA, DP' e DPA', dados por:

$$DP = \frac{P_{sat} - P_{wnat}}{P_{wnat}} \quad (8)$$

$$DPA = \frac{P_{sat} - P_{wnat}}{P_{sat}} \quad (9)$$

$$DP' = \frac{P_{sat} - P_{seca}}{P_{seca}} \quad (10)$$

$$DPA' = \frac{P_{sat} - P_{seca}}{P_{sat}} \quad (11)$$

#### 4. 3. 7 Ensaio de estabilidade de agregados pelo método de peneiramento múltiplo

O emprego do ensaio de estabilidade de agregados na avaliação da erodibilidade com fins geotécnicos foi proposto em Alcântara (1997). O autor propôs o ensaio de peneiramento em água para avaliação da resistência de agregados. Uma revisão sobre esta proposta de ensaio é apresentada no Capítulo 2 (item 2.4.4).

O ensaio de estabilidade de agregados pelo método de peneiramento múltiplo foi executado segundo as especificações de Kemper e Chepil (1965), baseadas em Yoder (1936). O ensaio consiste em submeter uma amostra de agregados do solo a um processo de peneiramento mecânico submerso e posteriormente avaliar a distribuição granulométrica dos agregados. A estabilidade dos agregados está inversamente relacionada com a redução no diâmetro médio dos agregados após o peneiramento submerso. Os agregados foram ensaiados em duas condições distintas de umidade: na umidade natural e secos ao ar (secagem por um período mínimo de 7 dias).

Para a realização do peneiramento foi empregado agitador mecânico cedido pelo Laboratório de Física dos Solos da Faculdade de Agronomia/UFRGS. O equipamento permite a instalação simultânea de quatro idênticos conjuntos de peneiras e promove movimentos cíclicos ascendentes e descendentes dos conjuntos em recipientes com água a uma velocidade de 45 ciclos/minuto.

O procedimento básico do ensaios é brevemente descrito abaixo:

- (a) O equipamento de agitação mecânica é montado com a seguinte série de peneiras: malhas 4,76 mm (peneira #4), 2 mm (peneira #10), 1 mm (peneira #18) e 0,25 mm (peneira #60);
- (b) São preparadas amostras com 50 g de agregados secos ao ar ou na umidade natural, selecionados por peneiramento ao intervalo  $> 4,76$  mm (peneira #4) e  $< 8$  mm (peneira

#5/16”). É medido o teor de umidade dos agregados para determinação inicial do peso total seco das amostras;

- (c) Os agregados são dispostos cuidadosamente na peneira superior da série (peneira #4), de tal modo que, na posição mais alta do conjunto, a água fique ao nível do fundo da peneira;
- (d) É realizada a agitação por um período de 10 min;
- (e) O material ensaiado é removido de cada peneira, seco em estufa e pesado. É obtido para cada fração o peso total de agregados + areia;
- (f) O material passante na peneira # 60 é dado por diferença do peso seco total;
- (g) É descontada a areia retida em cada peneira. Para tal, o material retido é individualmente dispersado com defloculante e agitação mecânica, seco em estufa e novamente peneirado na respectiva malha, o material retido é a fração areia do intervalo. A fração passante na última peneira da série (peneira #60) é peneirado na malha 0,074 mm (peneira #200), o material retido é considerado a areia na fração < 0,25 mm.

As Fotos 20 a 23 ilustram as amostras de agregados dos solos estudados e alguns passos na execução do ensaio.

O parâmetro calculado do ensaio é o Diâmetro Médio Ponderado (DMP), dado por:

$$DMP = \sum x_i w_i \quad (12)$$

onde:  $x_i$  é o diâmetro médio de cada fração, dado pela média das malhas das peneiras do entorno, e  $w_i$  é a razão entre o peso seco da fração e o peso seco total.



Foto 20 – Solos estudados preparados para análise da estabilidade dos agregados



Foto 21 – Estabilidade de agregados – amostras para o ensaio de peneiramento múltiplo



Foto 22 – Estabilidade de agregados – execução do peneiramento múltiplo submerso



Foto 23 – Estabilidade de agregados – avaliação da distribuição granulométrica dos agregados após ensaio

## 5 RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DOS SOLOS

### 5.1 CARACTERIZAÇÃO FÍSICA

#### 5.1.1 Granulometria, limites de Atterberg e classificação SUCS

A granulometria, os limites de Atterberg e a classificação geotécnica pelo SUCS (Sistema Unificado de Classificação dos Solos) dos solos estudados (conforme Cap.4, item 4.1.1) são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Granulometria, limites de Atterberg e classificação SUCS dos solos estudados

SOLO	Granulometria (escala ABNT)					Lim Atterb.		Classificação SUCS
	A.Grossa (%)	A.Média (%)	A.Fina (%)	Silte (%)	Argila (%)	wl (%)	wp (%)	
ALGB	1	16	29	12	42	41	31	ML
ALGC	12	41	23	17	7	39	34	SM
RS239BC	–	–	68	9	23	23	16	SM–SC
RS239C	–	–	74	10	16	20	14	SM–SC
PTB	–	3	35	5	57	44	31	ML
PTC	–	8	62	18	12	19	14	SM–SC
CDB	23	16	13	10	38	53	31	SM
CDC	25	28	17	19	11	38	31	SM

Os resultados revelam que os solos dos perfis estudados são predominantemente arenosos, ocorrendo enriquecimento nas frações finas para os solos subsuperficiais (horizontes B e B/C), decorrente dos processos de intemperismo e pedogênese, mais especificamente do processo pedogenético de lessivagem (iluviação de argila no horizonte B) característico de perfis podzólicos.

Os solos dos perfis RS239 e PT, com substrato arenito, são arenosos finos, representando a textura da rocha sedimentar. Dentre estes, o solo PTB, devido ao avançado intemperismo e pedogênese, apresenta maior teor em argila. Os perfis ALG e CD, com substrato granítico, apresentam granulometria melhor distribuída desde a fração areia grossa até argila.

#### 5.1.2 Índices físicos

A Tabela 2 apresenta os valores médios obtidos para o peso específico aparente natural ( $\gamma$ ), peso específico aparente seco ( $\gamma_d$ ) e índice de vazios ( $e$ ), os resultados para o peso específico real dos grãos ( $\gamma_g$ ) e a faixa de valores de campo para o teor de umidade ( $w$ ) e o grau de saturação ( $S$ ).

Os dados foram obtidos do grande número de amostras indeformadas para os diferentes ensaios realizados (cerca de uma centena de amostras para cada solo estudado), coletadas em diferentes condições climáticas ao longo do programa experimental, à exceção do peso específico dos grãos, determinado em ensaio específico a partir de amostras deformadas (conforme Cap.4, item 4.1.1).

Tabela 2 – Índices físicos dos solos estudados

SOLO	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	$\gamma_d$ (kN/m <sup>3</sup> )	$\gamma_g$ (kN/m <sup>3</sup> )	e	w (%)	S (%)
ALGB	16,9	13,4	26,8	0,99	20,7 a 30,1	55,9 a 81,3
ALGC	15,6	13,5	26,6	0,97	9,2 a 21,9	25,3 a 60,1
RS239BC	18,9	15,8	26,6	0,69	13,8 a 26,0	53,4 a 100
RS239C	17,6	15,9	26,4	0,66	7,8 a 14,3	31,3 a 57,1
PTB	16,1	13,6	28,5	1,10	15,3 a 22,7	39,6 a 58,7
PTC	17,0	15,2	26,5	0,74	10,2 a 13,4	36,3 a 48,0
CDB	16,1	14,1	26,2	0,86	9,9 a 19,5	30,2 a 59,4
CDC	15,1	13,2	26,3	1,00	9,2 a 20,2	24,1 a 53,1

Os resultados mostram índices de vazios próximos a 1, característicos de solos residuais tropicais, à exceção do perfil RS239, onde, devido ao baixo grau de intemperismo do perfil, a porosidade aproxima-se àquela do arenito intacto.

Ao longo de 33 meses do programa experimental foram realizadas medidas do teor de umidade em campo dos solos estudados. As variações nos valores de teor de umidade observados retratam variações climáticas extremas, que incluem períodos de estiagem e de chuvas intensas. Os valores mínimos e máximos são aqueles apresentados na Tabela 2 e a representação gráfica destas medidas são ilustradas na Figura 1.

Os valores de grau de saturação estimados confirmam o caráter não saturado destes solos. Como exceção, o solo RS239BC, numa condição extrema de umidade em períodos chuvosos, mostra-se saturado pela condição peculiar de drenagem do talude de amostragem.

Observa-se na Figura 1 que existem significativas variações no teor de umidade para um mesmo solo. Algumas destas variações representam ganhos de umidade por eventos pluviométricos ocorrentes em data próxima, antecedente à coleta das amostras. Outra evidência é o maior teor de umidade para os horizontes subsuperficiais em relação aos horizontes saprolíticos de um mesmo perfil, a exceção do perfil CD, onde não é observada uma diferenciação relevante entre os teores de umidade.

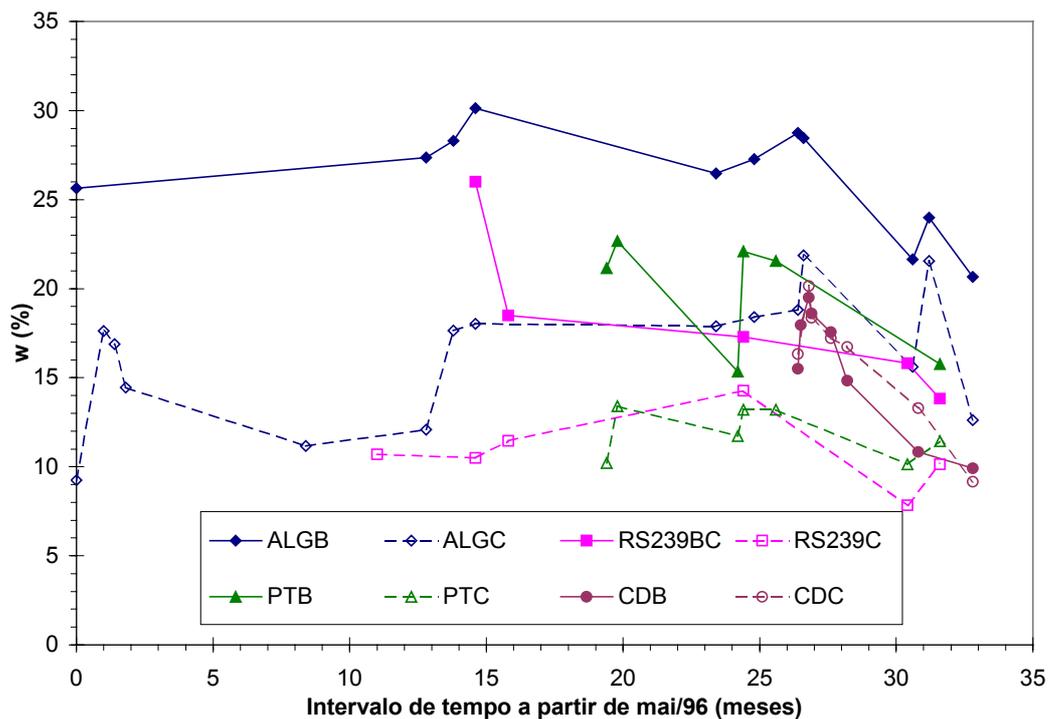


Figura 1 – Valores de umidade de campo medidos ao longo do programa experimental (de maio/96 a janeiro/99)

## 5.2 CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA

### 5.2.1 Análise química da fração terra fina e da água intersticial

Na Tabela 3 são apresentados os valores da CTC e dos teores de sais dissolvidos no extrato de saturação, obtidos por análise química da fração terra fina (< 2 mm) e da água intersticial, respectivamente (conforme Cap.4, item 4.1.2). A partir destes dados são calculados os seguintes parâmetros, empregados na análise da dispersibilidade dos solos no Capítulo 7:

- Total de sais dissolvidos (TSD ou TDS):

$$\text{TSD} = \text{Ca} + \text{Mg} + \text{Na} + \text{K} \text{ (em meq/l)} \quad (1)$$

- Porcentagem de sódio:

$$\% \text{Na} = \frac{\text{Na}}{\text{TSD}} 100 \% \quad (2)$$

- Razão de absorção de sódio (índice RAS ou índice SAR):

$$\text{índice RAS} = \frac{\text{Na}}{[(\text{Ca} + \text{Mg})/2]^{1/2}} \quad (3)$$

Tabela 3 – Valores de CTC, teores de cátions Ca, Mg, Na e K no extrato de saturação e os parâmetros TSD, %Na e índice RAS

SOLO	CTC (meq/100g)	Teor de sais na água intersticial				Parâmetros		
		Ca (meq/l)	Mg (meq/l)	Na (meq/l)	K (meq/l)	TDS (meq/l)	%Na (%)	índice RAS
ALGB	5,67	0,040	0,030	0,074	0,010	0,15	48,1	0,40
ALGC	2,69	0,030	0,016	0,048	0,042	0,14	35,3	0,32
RS239BC	3,24	0,050	0,016	0,026	0,002	0,09	27,7	0,14
RS239	2,39	0,050	0,020	0,026	0,028	0,12	21,0	0,14
PTB	8,98	0,060	0,036	0,026	0,002	0,12	21,0	0,12
PTC	2,34	0,050	0,044	0,022	0,002	0,12	18,6	0,10
CDB	3,10	0,060	0,076	0,092	0,082	0,31	29,7	0,35
CDC	6,88	0,030	0,024	0,086	0,044	0,18	46,7	0,52

### 5. 2. 2 Análise dos elementos químicos maiores por fluorescência de raios X

Os resultados dos ensaios geoquímicos por fluorescência de raios X, realizados para obtenção dos teores dos elementos maiores presentes na fração passante na peneira #40 (< 0,42 mm) (conforme Cap.4, item 4.1.2), são apresentados na Tabela 4. Também são apresentadas as relações moleculares  $K_i^*$  e  $K_r^{*1}$ , definidas como:

$$K_i^* = 1,7 \frac{\text{SiO}_2}{\text{Al}_2\text{O}_3} \quad (4)$$

$$K_r^* = 1,7 \frac{\text{SiO}_2}{\text{Al}_2\text{O}_3 + 0,6375 \text{Fe}_2\text{O}_3} \quad (5)$$

e destinadas à avaliação comparativa da concentração de sesquióxidos de Fe e Al, indicador indireto do grau intemperismo no perfil de solo.

Os resultados mostram que são significativos os teores de sílica ( $\text{SiO}_2 > 50\%$ ), de acordo com a composição areno-quartzosa destes solos. O perfil RS239, de características mineralógicas muito próximas àquelas do arenito são, chega a apresentar teores de sílica superiores a 80%.

<sup>1</sup> Os parâmetros  $K_i^*$  e  $K_r^*$  adotados neste estudo, diferem das convencionais relações moleculares  $K_i$  e  $K_r$ . Estas últimas referem-se a determinação dos teores de  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  somente para a fração argila através do ensaio da fração terra fina por ataque com ácido sulfúrico.

Tabela 4 – Teores de elementos maiores determinados por fluorescência de raios X para a fração de solo < 0,42 mm e parâmetros  $Ki^*$  e  $Kr^*$  calculados

SOLO	ELEMENTOS MAIORES (em %)									$Ki^*$	$Kr^*$
	$SiO_2$	$Al_2O_3$	$Fe_2O_3$	MnO	MgO	$Na_2O$	$K_2O$	$TiO_2$	$P_2O_5$		
ALGB	58,0	24,1	6,6	0,02	0,4	0	1,0	0,9	0,04	4,09	3,48
ALGC	52,0	27,6	3,8	0,03	0,7	0,1	5,2	0,6	0,06	3,20	2,94
RS239BC	82,0	11,0	1,9	0	0,2	0	0,2	0,3	0,02	12,67	11,42
RS239C	87,0	8,7	0,7	0	0,2	0,2	0,2	0,02	0,02	17,00	16,17
PTB	60,0	21,1	7,0	0	0,3	0	0,2	0,9	0,06	4,83	3,99
PTC	79,0	13,1	1,5	0	0,2	0,04	0,1	0,2	0,02	10,25	9,55
CDB	51,0	25,1	5,8	0,1	0,4	0,1	4,5	0,9	0,05	3,45	3,01
CDC	52,0	25,7	5,8	0,3	0,8	0,1	4,9	1,0	0,04	3,45	3,01

Os teores mais elevados de óxidos de ferro ( $Fe_2O_3$ ) nos horizontes subsuperficiais dos perfis ALG, RS239 e PT, em relação aos respectivos horizontes saprolíticos, evidenciam a pedogênese destes solos podzólicos (com a concentração de óxidos no horizonte B de iluviação). Os valores mais altos para os solos ALGB e PTB estão de acordo com as evidências morfológicas (cor, estrutura e evolução pedogenética do perfil) de um maior grau de laterização destes solos. O perfil cambissolo CD, de baixo grau de intemperismo, não demonstrou concentração de sesquióxidos no horizonte B.

Os teores elevados em sílica, também devido a inclusão das frações areia fina e silte na análise, determinam parâmetros  $Ki^*$  e  $Kr^*$  elevados, fora dos padrões esperados para os parâmetros convencionais  $Ki$  e  $Kr$  obtidos desde a análise de elementos maiores somente para a fração argila. Os valores de  $Kr^*$  para solos do horizonte B variam de 3 a 4, enquanto para os solos do horizonte de transição e horizontes saprolíticos variam entre aproximadamente 3 e 16, sendo os maiores valores para os solos com substrato arenito, mais ricos em sílica.

Os teores em sódio ( $Na_2O$ ) presentes na composição mineralógica são pouco significativos, corroborando a tese da baixa dispersibilidade destes solos, a ser discutida no Capítulo 7. Já os teores relativamente mais elevados em potássio ( $K_2O$ ) para os perfis ALG e CD são explicados pela presença do feldspato alcalino no substrato granítico de origem.

### 5.3 CARACTERIZAÇÃO MINERALÓGICA E MICROESTRUTURAL

#### 5.3.1 Mineralogia da fração fina

Os resultados de ensaios de difratometria de raios X das frações pó (< 0,074 mm) e argila coloidal (conforme Cap.4, item 4.1.3) são apresentados no Quadro 1.

Quadro 1 – Minerais identificados na fração < 0,074 mm (pó) e argila coloidal (arg) em ensaios de difratometria de raios X

SOLO / FRAÇÃO	MINERAIS IDENTIFICADOS						
	Caulinita	quartzo	mica/ilita*	ilita	óxidos Fe	feldsp. K	sulfato Fe
ALGB arg	X	X	X				
ALGB pó	X	X			X		
ALGC arg	X	X	X				
ALGC pó	X	X	X	X		X	
RS239BC arg	X						
RS239BC pó	X	X			X		
RS239C arg	X		X				
RS239C pó	X	X		X	X		
PTB arg	X	X					
PTB pó	X	X					X
PTC arg	X		X				
PTC pó	X	X		X	X		
CDB arg	X		X				
CDB pó	X	X		X	X	X	
CDC arg	X		X				
CDC pó	X	X	X		X		

\* mica/ilita reúne micas e minerais no estágio intermediário de alteração de micas a ilitas

Os resultados mostram que os solos estudados são essencialmente cauliniticos e quartzosos. A presença de mica e/ou ilita é destacada nos perfis de substrato granítico, confirmando evidências macroscópicas em amostras destes materiais.

Os solos saprolíticos mostram macroscopicamente a presença de grãos friáveis de feldspatos em alteração. Os solos lateríticos dos horizontes B apresentam na fração areia quase que exclusivamente resistentes grãos quartzosos.

### 5.3.2 Análise microestrutural dos solos do perfil ALG

Imagens aumentadas de agregados naturais dos solos ALGB e ALGC, obtidas por microscopia eletrônica (conforme Cap.4, item 4.1.3), permitiram observar algumas características microestruturais destes materiais.

As Fotos 1 e 2 ilustram imagens obtidas para o solo ALGB (aumento de 407x) e para o solo ALGC (aumento de 1292x), respectivamente.

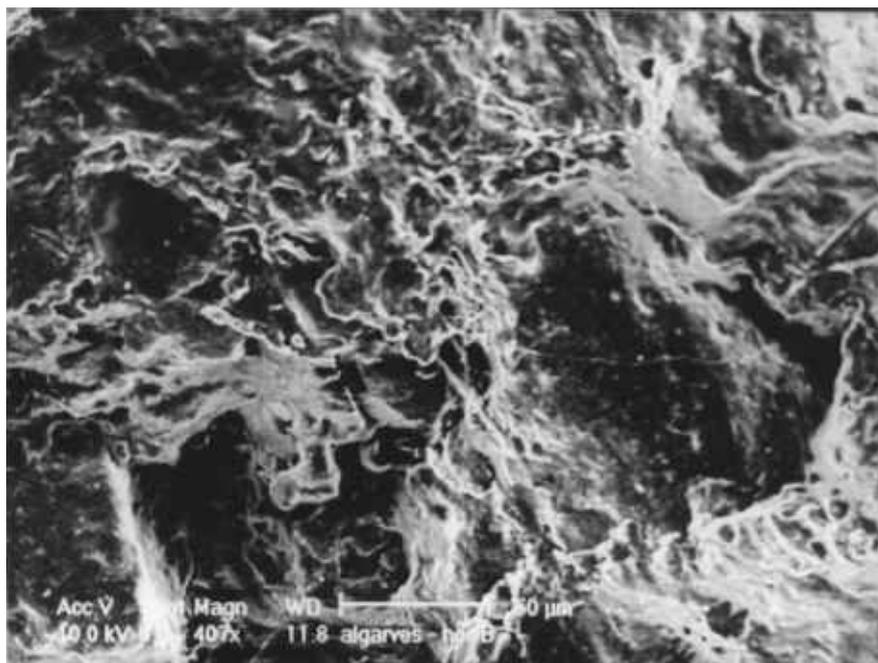


Foto 1 – Imagem em microscopia eletrônica do solo ALGB – aumento de 407x



Foto 2 – Imagem em microscopia eletrônica do solo ALGC – aumento de 1292x

O solo ALGB mostra padrão microestrutural típico dos solos lateríticos, com agregações de partículas argilosas e presença de óxidos de ferro, com a formação de macroporos. A imagem do solo saprolítico ALGC mostra uma estrutura onde é marcante a presença de partículas de mica lamelares em arranjos de pacotes. Estes arranjos dispostos caoticamente determinam à estrutura um aspecto de fragilidade figurado como um “castelo de cartas”. Esta suposta fragilidade estrutural é confirmada por testes físicos com agregados deste solos, discutidos no Capítulo 7.

#### 5.4 RELAÇÕES SUÇÃO x UMIDADE E SUÇÃO x GRAU DE SATURAÇÃO

Os dados  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$ , obtidos pela técnica do papel filtro em trajetórias de umedecimento e secagem (conforme Cap.4, item 4.1.4), são apresentados nas Figuras 2 e 3. São também incluídos dados obtidos com o transdutor de pressão de alta capacidade (Imperial College Suction Probe) para o perfil ALG.

A análise das Figuras 2 e 3 não permite definir com clareza efeitos de histerese entre trajetórias de umedecimento e secagem. Este mesmo comportamento foi observado para os demais solos estudados. Em vista disto, dentro das finalidades deste estudo, as análises que se seguem reúnem os dados obtidos em ambas trajetórias como uma única tendência.

De uma maneira geral, pode se destacar uma razoável proximidade entre os dados obtidos com a técnica do papel filtro e com o transdutor de pressão, embora para o solo ALGC é possível dizer que os valores de sucção medidos com o transdutor são maiores.

As Figuras 4 e 5 reúnem dados  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$  para os solos estudados.

Foram determinadas curvas de tendência para os dados  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$  a partir de ajuste estatístico simples dos dados experimentais na faixa de sucção matricial de 0 a 1000 kPa. Este intervalo tem maior interesse em função da variação de umidade dos solos constatada em campo. A Figura 6 exemplifica os ajustes para o solo ALGC. O Quadro 2 reúne as expressões de ajuste para todos os solos estudados e apresenta a estimativa da variação de sucção matricial no campo em função da variação de umidade (dados na Tabela 2). A Figura 7 ilustra as representações gráficas para as funções  $(u_a - u_w) \times S$  obtidas.

As expressões para as curvas de ajuste encontradas têm a forma:

$$(u_a - u_w) = a w^b \quad \text{ou} \quad (6)$$

$$(u_a - u_w) = c S^d \quad (7)$$

onde a, b, c e d são coeficientes obtidos pelo ajuste estatístico.

Os coeficientes exponenciais b e d apresentam forte relação com o teor em argila dos solos estudados. Os valores são, em módulo, diretamente proporcionais ao teor de finos, implicando que a taxa de crescimento da sucção matricial do solo com a secagem (ou dessaturação) é tão maior quanto maior o teor de argila. Esta tendência é mostrada na Figura 8. Os pontos referentes ao solo PTB afastam-se desta tendência. Evidências físicas e morfológicas do perfil indicam que este horizonte B altamente laterizado apresenta um padrão de retenção d'água diferenciado. Este solo, mesmo com 57% de argila, apresenta-se poroso e bem drenado em campo.

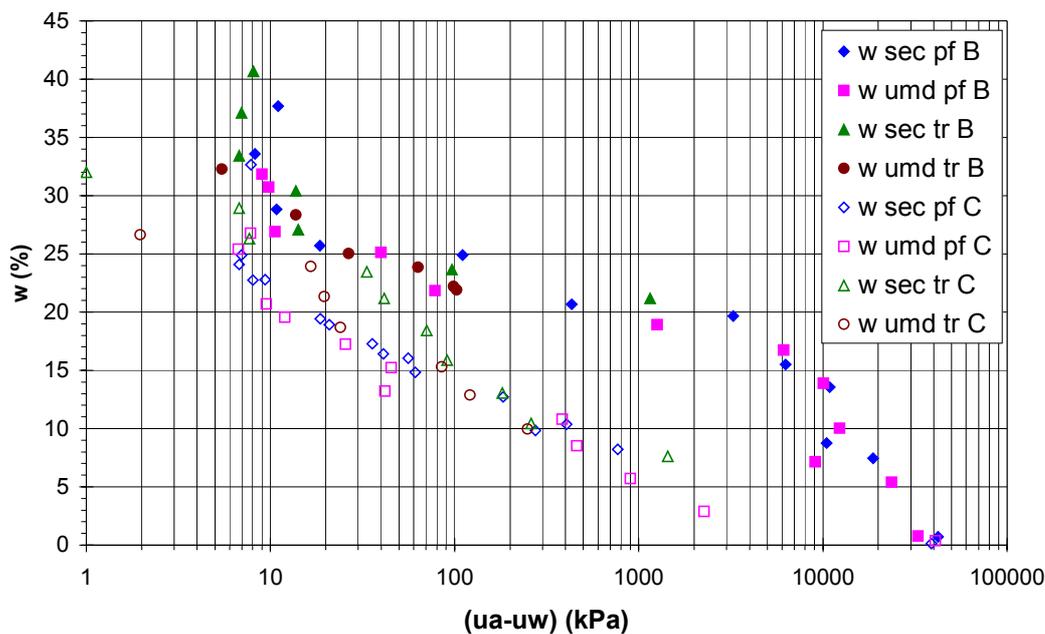


Figura 2 – Dados sucção matricial x umidade  $((ua-uw) \times w)$  obtidos em trajetórias de umedecimento (umd) e secagem (sec) pela técnica do papel filtro (pf) e pelo transdutor de alta capacidade (tr) para os solos ALGB (B) e ALGC (C)

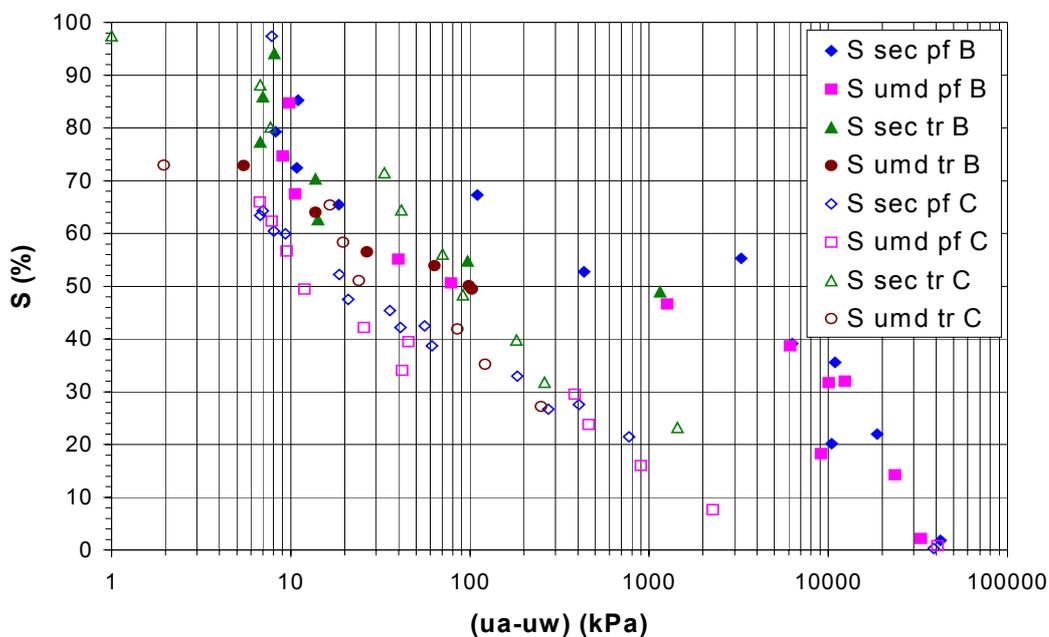


Figura 3 – Dados sucção matricial x grau de saturação  $((ua-uw) \times S)$  obtidos em trajetórias de umedecimento (umd) e secagem (sec) pela técnica do papel filtro (pf) e pelo transdutor de alta capacidade (tr) para os solos ALGB (B) e ALGC (C)

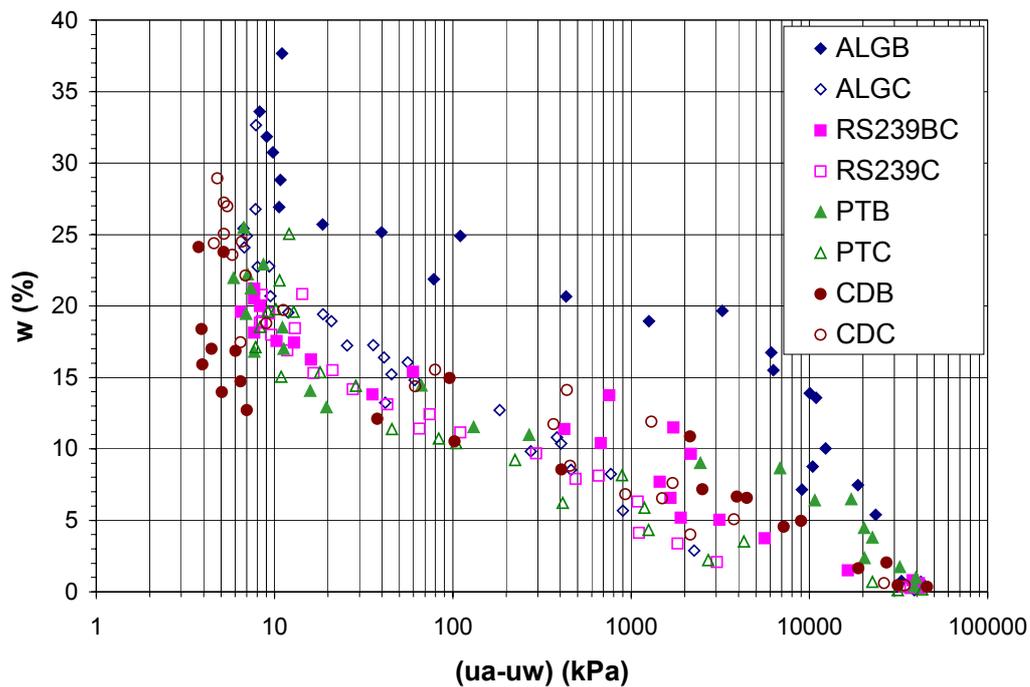


Figura 4 – Dados sucção matricial x umidade  $((ua-uw) \times w)$  para os solos estudados

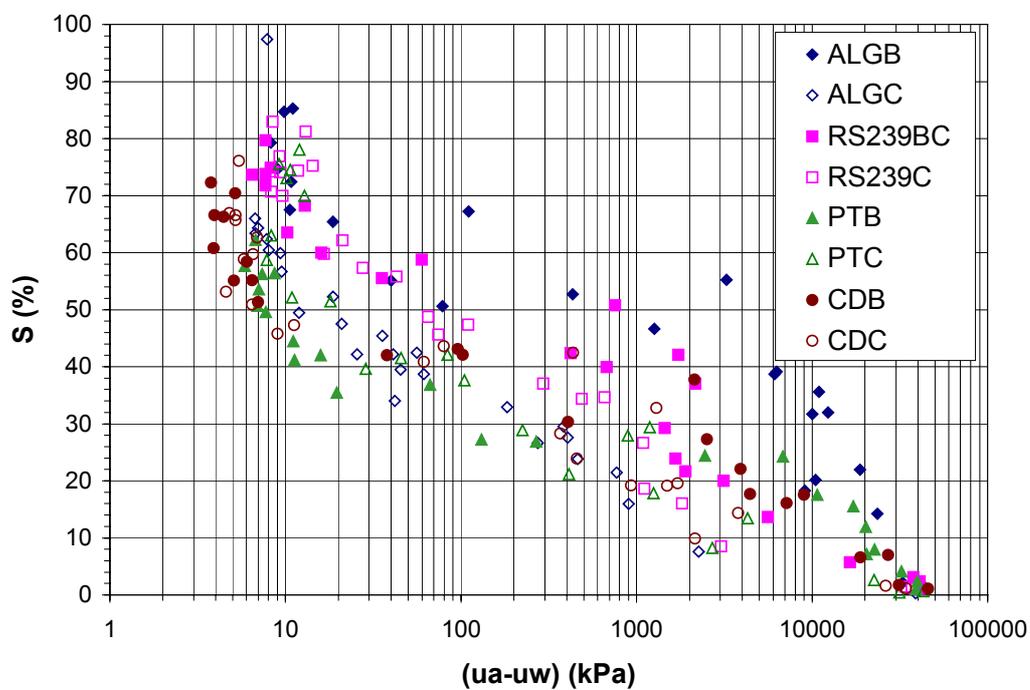


Figura 5 – Dados sucção matricial x grau de saturação  $((ua-uw) \times S)$  para os solos estudados

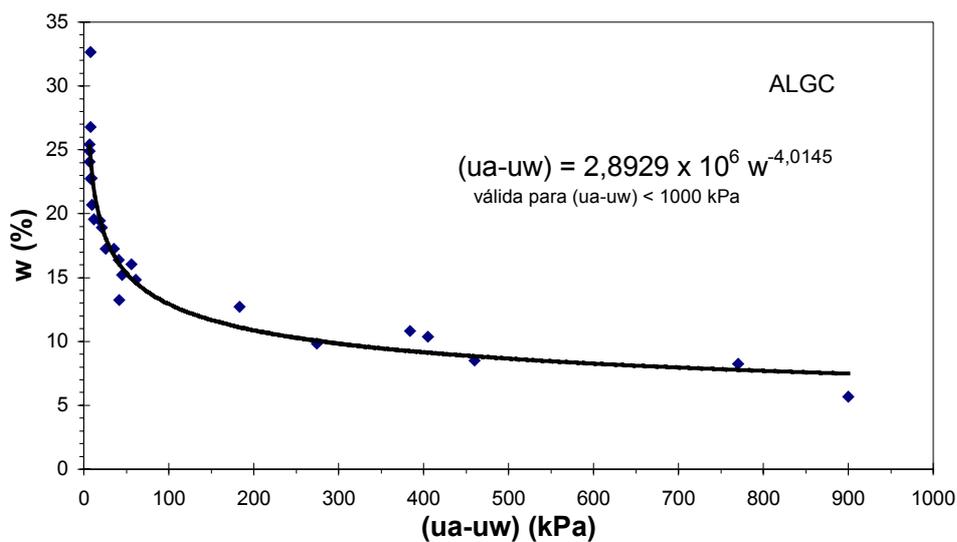
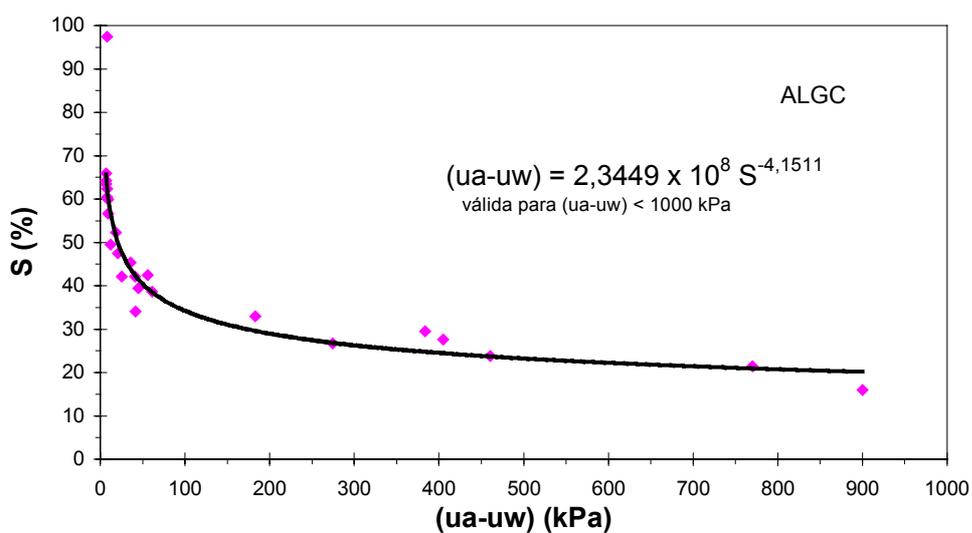
a) relação  $(ua-uw)$  x  $w$ b) relação  $(ua-uw)$  x  $S$ 

Figura 6 – Curvas de ajuste às relações  $(ua-uw)$  x  $w$  e  $(ua-uw)$  x  $S$  para o solo ALGC, válidas para valores de  $(ua-uw) \leq 1000$  kPa

Quadro 2 – Expressões das curvas ajuste para relações  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$  (válidas para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa) e estimativa da variação da sucção matricial em campo

SOLO	Correlação $(u_a - u_w) \times w^*$	Correlação $(u_a - u_w) \times S^{**}$	Estimativa da variação da sucção no campo	
			w***	S****
ALGB	$(u_a - u_w) = 6,258 \times 10^{13} w^{-8,606}$ ( $R^2 = 0,700$ )	$(u_a - u_w) = 1,843 \times 10^{19} S^{-9,756}$ ( $R^2 = 0,714$ )	12 a 296 kPa	4 a 165 kPa
ALGC	$(u_a - u_w) = 2,893 \times 10^6 w^{-4,015}$ ( $R^2 = 0,928$ )	$(u_a - u_w) = 2,345 \times 10^8 S^{-4,151}$ ( $R^2 = 0,905$ )	12 a 391 kPa	10 a 351 kPa
RS239BC	$(u_a - u_w) = 2,963 \times 10^{10} w^{-7,469}$ ( $R^2 = 0,848$ )	$(u_a - u_w) = 6,960 \times 10^{14} S^{-7,502}$ ( $R^2 = 0,867$ )	1 a 89 kPa	1 a 76 kPa
RS239C	$(u_a - u_w) = 7,256 \times 10^6 w^{-4,618}$ ( $R^2 = 0,963$ )	$(u_a - u_w) = 1,623 \times 10^{10} S^{-4,929}$ ( $R^2 = 0,958$ )	33 a 537 kPa	36 a 691 kPa
PTB	$(u_a - u_w) = 1,418 \times 10^9 w^{-6,402}$ ( $R^2 = 0,782$ )	$(u_a - u_w) = 4,930 \times 10^{11} S^{-6,345}$ ( $R^2 = 0,832$ )	3 a 37 kPa	3 a 36 kPa
PTC	$(u_a - u_w) = 2,022 \times 10^6 w^{-4,163}$ ( $R^2 = 0,886$ )	$(u_a - u_w) = 2,309 \times 10^9 S^{-4,632}$ ( $R^2 = 0,821$ )	41 a 131 kPa	38 a 137 kPa
CDB	$(u_a - u_w) = 2,443 \times 10^9 w^{-7,027}$ ( $R^2 = 0,590$ )	$(u_a - u_w) = 4,243 \times 10^{12} S^{-6,667}$ ( $R^2 = 0,875$ )	2 a 246 kPa	6 a 577 kPa
CDC	$(u_a - u_w) = 5,606 \times 10^7 w^{-5,074}$ ( $R^2 = 0,864$ )	$(u_a - u_w) = 6,818 \times 10^{10} S^{-5,656}$ ( $R^2 = 0,808$ )	13 a 743 kPa	12 a 1040 kPa

\* valores de w em porcentagem e  $(u_a - u_w)$  em kPa

\*\* valores de S em porcentagem e  $(u_a - u_w)$  em kPa – obs: válidas até 1040 kPa para CDC

\*\*\* estimativas a partir das correlações  $(u_a - u_w) \times w$  e dados da variação de umidade em campo (Tabela 2)

\*\*\*\* estimativas a partir das correlações  $(u_a - u_w) \times S$  e dados da variação do grau de saturação (Tabela 2)

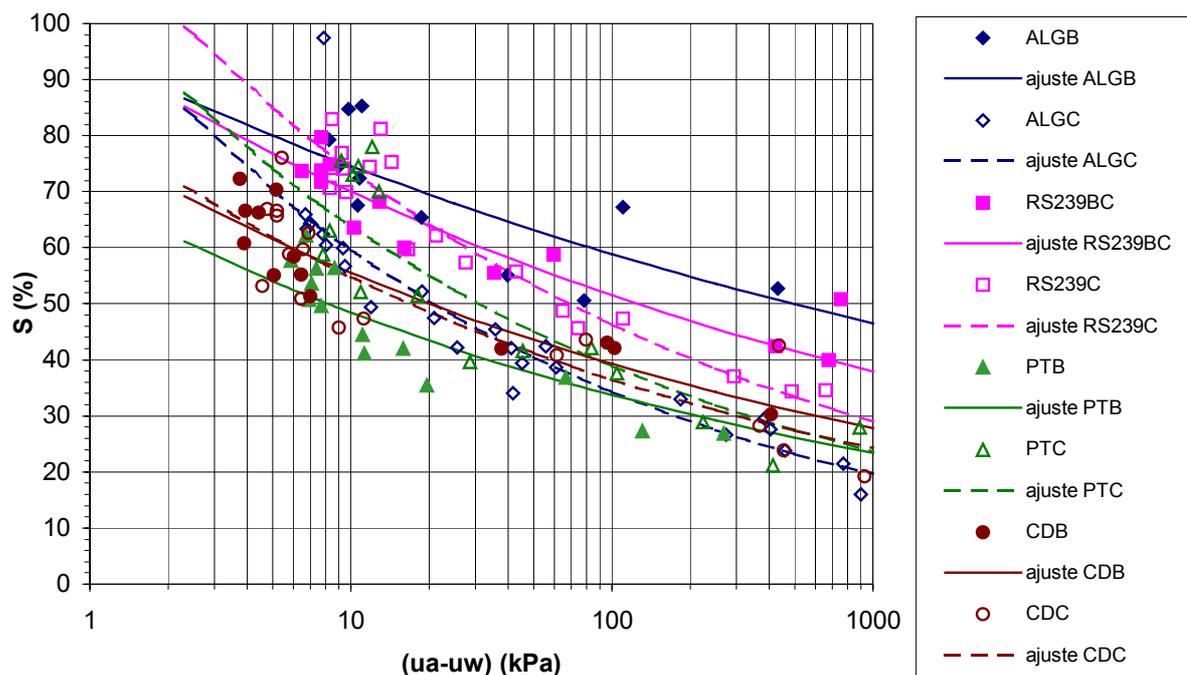


Figura 7 – Dados experimentais e curvas de ajuste  $(u_a - u_w) \times S$  para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa

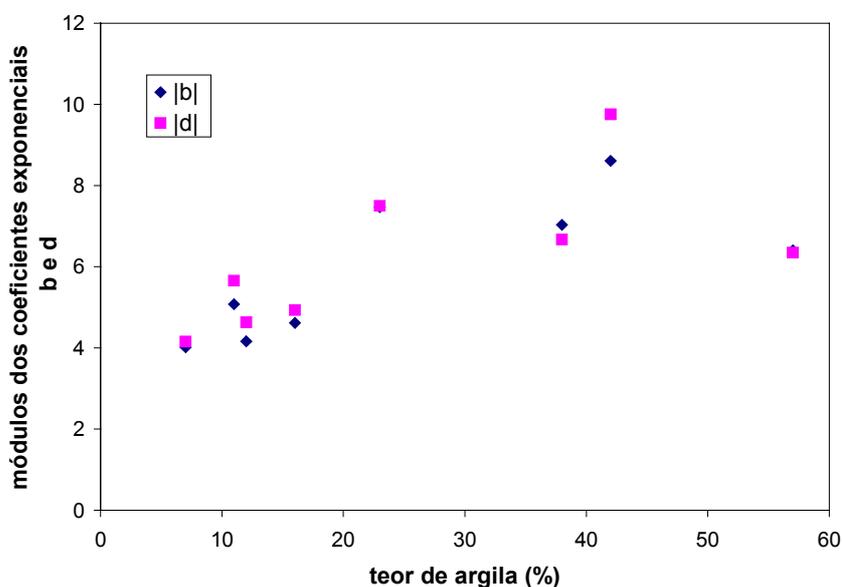


Figura 8 – Relação entre os coeficientes exponenciais das expressões para as curvas de ajuste  $(u_a - u_w) \times w$  e  $(u_a - u_w) \times S$  para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa e o teor de argila ( $< 0,005$  mm) dos solos estudados

Uma outra proposta de ajuste aos dados  $(u_a - u_w) \times S$  foi estudada para estes solos. Trata-se da equação geral para curva característica apresentada em Fredlund e Xing (1994). Este modelo baseia-se na hipótese de que a forma da curva característica é dependente da distribuição do tamanho de poros do solo e tem a forma de uma curva de distribuição de frequência integrada,

abrangendo sucções na faixa de 0 a  $10^6$  kPa. Em termos do grau de saturação  $S$  (em %), a função curva característica é a seguinte:

$$S = C(u_a - u_w) \left\{ \frac{100}{\left[ \ln \left( e + \left( \frac{u_a - u_w}{a} \right)^n \right) \right]^m} \right\} \quad (8)$$

onde:

$$C(u_a - u_w) = 1 - \left\{ \frac{\ln \left[ 1 + \frac{(u_a - u_w)_r}{(u_a - u_w)_r} \right]}{\ln \left[ 1 + \frac{1000000}{(u_a - u_w)_r} \right]} \right\} \quad (9)$$

sendo:  $(u_a - u_w)_r$ , a chamada sucção residual, valor de sucção matricial a partir do qual a dessaturação é muito pequena para um significativo aumento de sucção;  $a$ ,  $n$  e  $m$  são os parâmetros de ajuste determinados por procedimentos de regressão não linear. A Tabela 5 reúne os parâmetros de ajuste do modelo de Fredlund e Xing (1994).

Tabela 5 – Parâmetros de ajuste para a relação  $(u_a - u_w) \times S$ , segundo Fredlund e Xing (1994), e estimativa da variação da sucção matricial no campo para os solos estudados.

SOLO	$(u_a - u_w)_r$ (kPa)	PARÂMETROS DE AJUSTE			Estimativa da variação da sucção no campo*
		$a$	$n$	$m$	
ALGB	10	$3,046 \times 10^7$	0,089	2,463	2 a 234 kPa
	40000	$2,116 \times 10^7$	0,218	18,90	
ALGC	5000	4,027	0,833	1,073	11 a 265 kPa
RS239BC	40000	$2,422 \times 10^8$	0,258	40,20	0 a 123 kPa
RS239C	4000	112,1	0,443	2,787	46 a 420 kPa
PTB	10	4,629	52,81	0,184	5 a 23 kPa
	40000	1,378	0,914	0,912	
PTC	5000	7,957	0,666	1,351	39 a 104 kPa
CDB	10	$2,000 \times 10^7$	0,119	7,82	7 a 673 kPa
	40000	$9,589 \times 10^6$	0,187	20,19	
CDC	10	$6,383 \times 10^6$	0,157	11,57	17 a 792 kPa
	30000	$6,478 \times 10^6$	0,214	27,68	

\* estimativas a partir do modelo de Fredlund e Xing (1994) para a variação do grau de saturação em campo

A Figura 9 ilustra o ajuste de Fredlund e Xing (1994) para o solo ALGC. Observa-se que o modelo não mostra um bom ajuste no trecho final da curva (referente a valores mais elevados de sucção matricial), assim como não é possível uma melhor análise no seu trecho inicial pela carência em dados experimentais para valores de sucção matricial inferiores a 10 kPa. Problemas na obtenção de dados experimentais confiáveis para sucções muito baixas são inerentes à técnica do papel filtro. A Figura 10 mostra, para valores de  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa, um detalhe das curvas segundo o modelo

de Fredlund e Xing (1994) e segundo a expressão de ajuste apresentada no Quadro 2. Ambas curvas representam razoavelmente bem os dados experimentais.

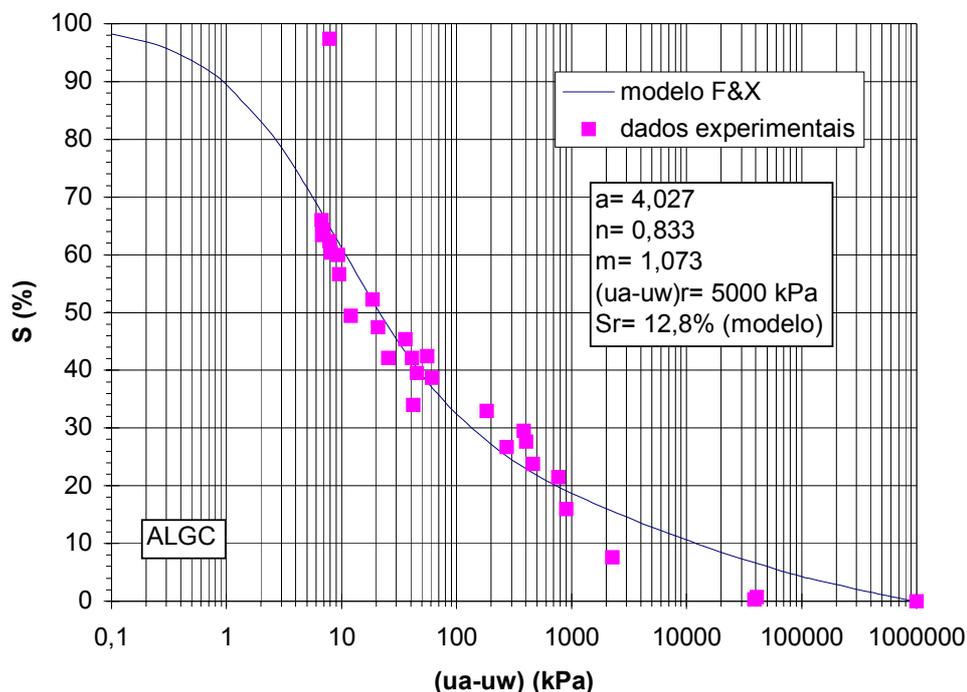


Figura 9 – Ajuste dos dados  $(ua-uw) \times S$  por Fredlund e Xing (1994) para o solo ALGC

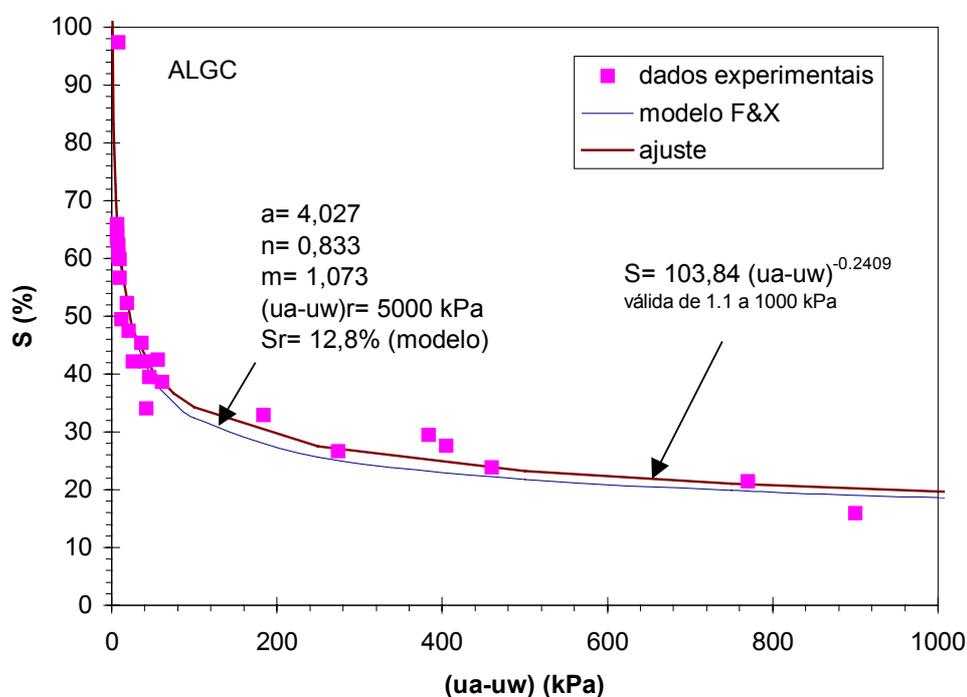


Figura 10 – Ajuste aos dados  $(ua-uw) \times S$  pelo modelo de Fredlund e Xing (1994) e pela expressão de ajuste estatístico para o solo ALGC. Detalhe para  $(ua-uw) \leq 1000$  kPa.

A aplicação do modelo ao solo ALGB não é satisfatória, como pode ser observado na Figura 11. Observa-se a tendência diferenciada dos dados experimentais em relação ao solo ALGC. Um patamar quase horizontal no trecho intermediário de sucção matricial (entre 10 e 10000 kPa) torna difícil a interpretação da sucção residual como um valor único (Figuras 2 e 3). Esta característica se repetiu para outros solos estudados, entretanto, com maior destaque para o solo PTB. Os solos ALGB e PTB têm em comum o fato de pertencerem aos horizontes B mais evoluídos e estruturados por pedogênese dentre os estudados.

A distribuição bimodal de poros explicando este comportamento peculiar é discutida por Bortoli (1999), ao estudar um solo laterítico originado do Arenito Botucatú. A configuração de “sela” para a tendência dos dados  $(u_a - u_w) \times S$  é indicativo de que a capacidade de retenção d’água destes solos é governada até certo nível de sucção matricial pelos macroporos (entre agregados) e acima deste pelos microporos (intra-agregados).

A Figura 11 ilustra como o ajuste fica prejudicado, seja quando adota-se  $(u_a - u_w)_r = 10 \text{ kPa}$  (valor aproximado associado à retenção d’água pelos macroporos) ou  $(u_a - u_w)_r = 40000 \text{ kPa}$  (valor aproximado associado à retenção d’água pelos microporos). A Figura 12 mostra o detalhe das curvas pelo modelo para  $(u_a - u_w) \leq 1000 \text{ kPa}$ , comparando-as com o ajuste segundo a expressão apresentada no Quadro 2.

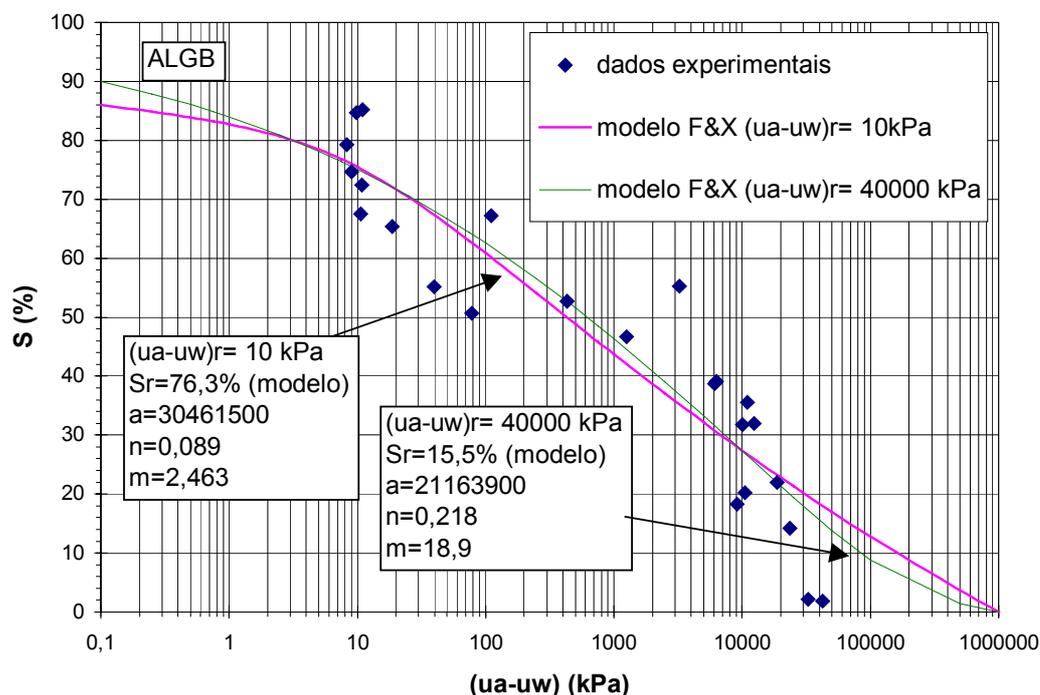


Figura 11 – Ajuste aos dados  $(u_a - u_w) \times S$  por Fredlund e Xing (1994) para o solo ALGB

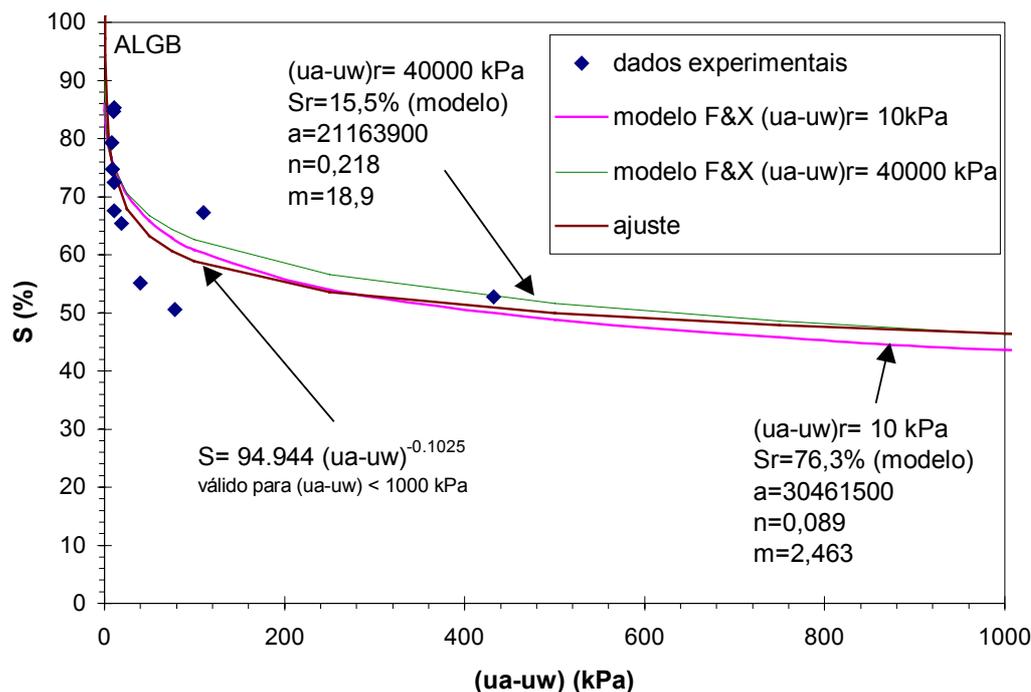


Figura 12 – Ajuste aos dados (ua-uw) x S por Fredlund e Xing (1994) e pela expressão de ajuste estatístico para o solo ALGB. Detalhe para (ua-uw)  $\leq$  1000 kPa

As estimativas da variação da sucção matricial de campo, apresentadas na Tabela 5, são comparáveis com aquelas apresentadas no Quadro 2. Estes dados têm grande importância neste estudo, sendo resgatados no próximo capítulo quando da estimativa da resistência ao cisalhamento destes solos com a variação de umidade.

As diferenças observadas são compatíveis com a imprecisão de cada ajuste analisado individualmente e com a acurácia dos dados experimentais obtidos pela técnica do papel filtro. Esta técnica não fornece dados acurados para baixos valores de sucção matricial ((ua-uw) < 10kPa), estando nesta faixa sujeita a erros experimentais. A obtenção de novos dados, baseados na medida direta da sucção (com o transdutor de alta capacidade) ou pelo emprego de equipamentos que se utilizam da técnica da translação de eixos (p.ex. placa de pressão), viria a afinar os ajustes e as estimativas de sucção matricial em campo.

Os resultados analisados justificam o ajuste de dados (ua-uw) x S e (ua-uw) x w por aproximações estatísticas simples na faixa de interesse de sucção matricial (no caso deste estudo (ua-uw)  $\leq$  1000 kPa).

O emprego do modelo de Fredlund e Xing (1994) mostra-se limitado por duas razões principais:

- Concebido a partir de solos compactados, não consegue ajustar os dados  $(u_a - u_w) \times S$  para solos do horizonte B (ALGB, PTB e CDB), cujo comportamento de retenção d'água é regido pela macroestrutura de origem pedogenética e
- Depende do parâmetro de sucção residual, que apresentou difícil definição para solos residuais no estado natural estudados.

## 5.5 CLASSIFICAÇÃO DOS SOLOS PELA METODOLOGIA MCT

Os coeficientes classificatórios  $c'$  e  $d'$ , o índice  $e'$  e a perda por imersão  $P_i$  para os solos estudados, obtidos dos ensaios de compactação dinâmica Mini-MCV e de perda de massa por imersão da Metodologia MCT (conforme Cap.4, item 4.1.5), são apresentados na Tabela 6. Na Figura 13, os solos são situados no diagrama da classificação MCT.

Os solos estudados pertencem a três das classes MCT. Os solos do horizonte B (ALGB, PTB e CDB) são classificados como  $LG'$  (*solos lateríticos argilosos*); os solos saprolíticos de arenito e o horizonte de transição B/C do mesmo substrato (RS239BC, RS239C e PTC) são classificados como  $NA'$  (*solos não lateríticos arenosos*); e os solos saprolíticos graníticos (ALGC e CDC) são classificados como  $NS'$  (*solos não lateríticos siltosos*).

As características físicas, morfológicas, químicas e mineralógicas dos solos estudados e o principalmente o comportamento frente à erosão mostram afinidade com as definições das respectivas classes (Villibor et al., 1986). A aplicação da classificação MCT na avaliação da erodibilidade dos solos estudados será discutida no Capítulo 7.

Tabela 6 – Coeficientes  $c'$  e  $d'$ , índice  $e'$  e perda por imersão  $P_i$  da Metodologia MCT para os solos estudados

SOLO	$c'$	$d'$	$P_i$ (%)	$e'$
ALGB	2,33	66,1	13	0,76
ALGC	1,16	2,7	299	2,18
RS239BC	1,40	30,2	112	1,21
RS239C	0,61	43,3	219	1,38
PTB	2,33	80,2	86	1,03
PTC	0,90	29,2	216	1,42
CDB	1,82	34,3	10	0,88
CDC	1,11	11,0	131	1,46

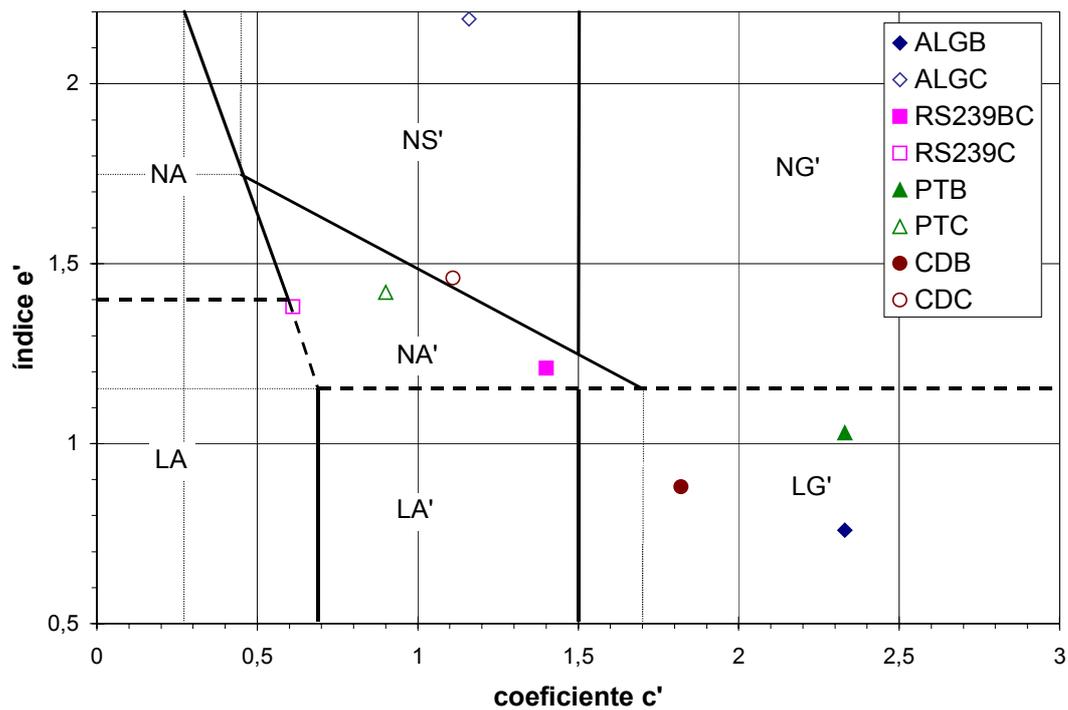


Figura 13 – Solos estudados no gráfico de classificação MCT

## **6 PROPRIEDADES GEOMECÂNICAS DOS SOLOS ESTUDADOS – RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO E COLAPSIBILIDADE**

### **6.1 RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO**

A relação entre a erodibilidade e a resistência ao cisalhamento dos solos é assumida por autores de diferentes áreas de conhecimento, conforme discutido no Capítulo 2. A variação desta propriedade geomecânica dos solos sob a ação do fluxo superficial concentrado, é considerada um parâmetro fundamental no estabelecimento de uma abordagem geotécnica à erodibilidade dos solos tropicais e subtropicais não saturados.

Neste sentido, a resistência ao cisalhamento dos solos estudados foi avaliada em laboratório por dois grupos de ensaios:

- Ensaios de cisalhamento direto com controle da sucção das amostras dos solos ALGB e ALGC, complementados por ensaios de cisalhamento direto convencionais inundados;
- Ensaios de cisalhamento direto convencionais na condição de umidade natural das amostras e inundados para os demais solos;

Neste capítulo são apresentados e analisados os resultados destes ensaios.

Ensaios de cisalhamento direto convencionais para amostras do solo ALGC numa ampla faixa de variação de umidade antecederam o programa experimental especificado acima. Os resultados são apresentados no apêndice C.

#### **6.1.1 Resistência ao cisalhamento sob condições de sucção controlada para os solos ALGB e ALGC**

Para os solos do perfil ALG foram realizados ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) (conforme Cap.4, item 4.2.1.2), complementados por ensaios convencionais inundados (CD inundados).

A Tabela 1 apresenta um resumo dos valores de resistência ao cisalhamento ( $\tau_r$ ) para todos os ensaios realizados.

As Figuras 1 e 2 ilustram as envoltórias de resistência para os solos ALGB e ALGC, respectivamente.

Tabela 1 – Ensaio CDCS e CD inundados para os solos ALGB e ALGC – teor de umidade inicial ( $w_{inicial}$ ) e final ( $w_{final}$ ) e tensão cisalhante de ruptura ( $\tau_r$ )

ENSAIO	$\sigma$ (kPa)	ALGB			ALGC		
		$w_{inicial}$ (%)	$w_{final}$ (%)	$\tau_r$ (kPa)	$w_{inicial}$ (%)	$w_{final}$ (%)	$\tau_r$ (kPa)
CD inundado	6,7	23,5	44,1	5,0	19,8	39,3	6,8
	15	25,7	43,9	14,6	19,7	38,4	19,0
	34,1	24,2	41,4	26,8	21,3	38,3	38,5
	50	25,9	41,3	39,3	18,8	38,4	49,6
	100	22,8	34,1	74,1	20,4	36,3	107,5
CDCS (ua-uw)= 30 kPa	6,7	27,1	24,8	21,8	17,5	18,9	23,4
	15	27,2	24,9	31,0	17,3	18,6	32,1
	34,1	27,3	24,3	43,2	17,1	18,9	48,5
	50	27,0	25,9	55,7	17,3	16,6	70,7
	100	27,0	26,0	100,7	16,9	14,7	110,8
CDCS (ua-uw)= 75 kPa	6,7	–	–	–	13,6	14,0	29,8
	15	–	–	–	13,3	13,4	35,1
	34,1	–	–	–	13,7	14,6	51,1
	50	–	–	–	13,6	14,3	72,3
	100	–	–	–	13,6	14,2	112,4
CDCS (ua-uw)= 100 kPa	6,7	24,7	23,2	30,8	–	–	–
	15	23,8	23,4	34,8	–	–	–
	34,1	23,9	23,6	53,6	–	–	–
	50	22,3	23,6	71,0	–	–	–
	100	23,9	22,8	107,0	–	–	–
CDCS (ua-uw)= 150 kPa	6,7	–	–	–	11,4	12,4	30,7
	15	–	–	–	11,6	11,4	33,5
	34,1	–	–	–	8,8	12,8	55,6
	50	–	–	–	7,3	12,6	69,8
	100	–	–	–	7,8	12,8	111,2
CDCS (ua-uw)= 300 kPa	6,7	21,2	22,7	41,0	9,9	10,6	36,2
	15	20,4	21,5	57,9	9,9	9,2	38,2
	34,1	19,5	21,3	72,3	9,8	9,8	66,3
	50	24,3	22,0	76,6	9,6	8,4	75,8
	100	19,3	21,5	126,6	9,8	9,9	114,0

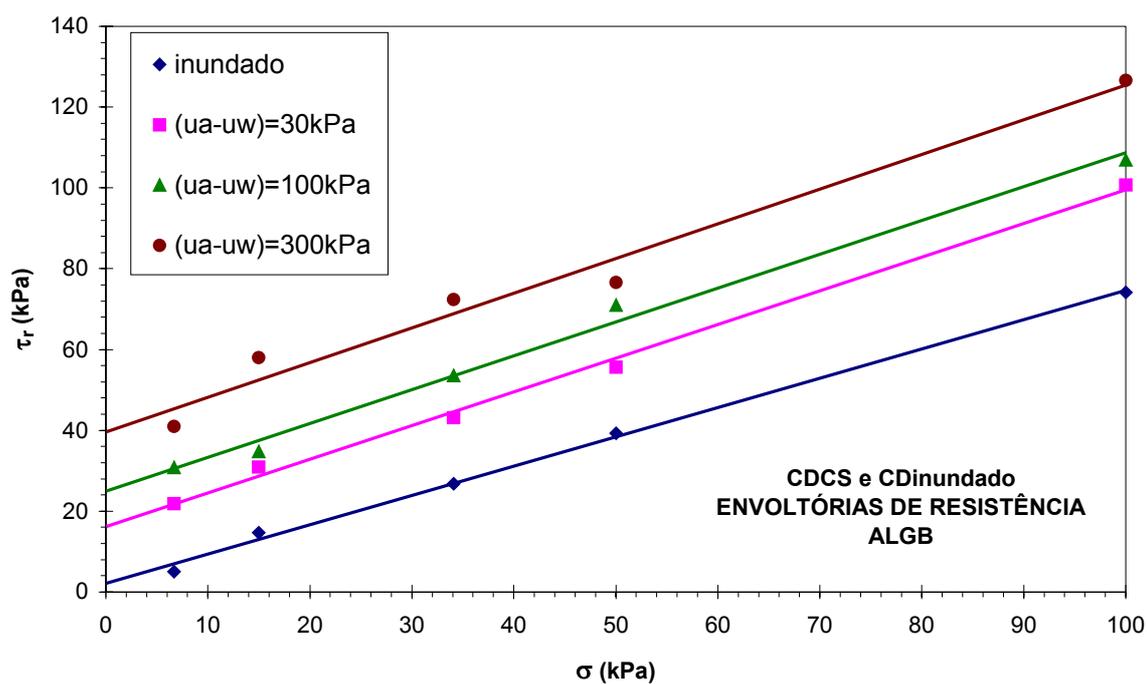


Figura 1 – Envolvórias de resistência para o solo ALGB

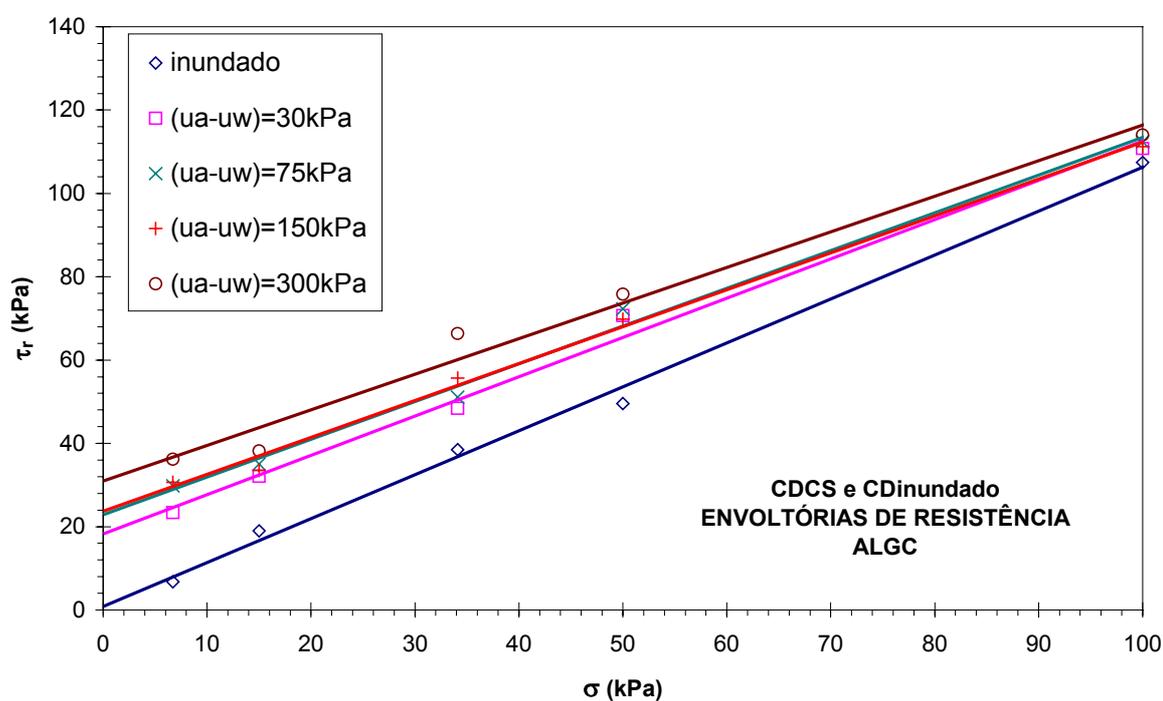


Figura 2 – Envolvórias de resistência para o solo ALGC

As envoltórias de resistência mostram razoável ajuste linear no intervalo de tensões normais ( $\sigma$ ) de 6,7 a 100 kPa. Entretanto, observa-se diferenciada tendência entre as envoltórias do solo

ALGB e ALGC. O solo laterítico areno-argiloso ALGB mostra envoltórias praticamente paralelas, evidenciando um uniforme aumento da resistência do solo com a sucção matricial  $((u_a - u_w))$  na faixa de tensões normais ensaiadas. O solo saprolítico areno-siltoso ALGC mostra envoltórias não paralelas, indicando que a contribuição da sucção matricial na resistência diminui com o aumento na tensão normal. Um mínimo valor de acréscimo de resistência com a sucção é observado para  $\sigma = 100$  kPa.

Uma hipótese sugerida para o comportamento do solo ALGC reside na possibilidade da frágil estrutura deste solo saprolítico, evidenciada por microscopia eletrônica (Cap.5, item 5.3.2), ser parcialmente destruída a partir de determinado nível de tensão normal, dentro do intervalo empregado nos ensaios CDCS. A desestruturação do solo modificaria a distribuição de vazios do solo de tal forma a minimizar o efeito da sucção matricial. Neste caso, para este solo areno-siltoso passariam a ser válidas as considerações apresentadas em Vanapalli et al.(1996) nas quais, atingida a condição de sucção residual  $((u_a - u_w)_r)$  para o solo desestruturado (que, segundo os autores, pode corresponder a valores relativamente baixos de sucção para areias e siltes), reduz-se a efetiva transmissão de sucção matricial entre partículas e agregados. Assim, um aumento na sucção matricial não implicaria diretamente em aumento na resistência.

O fato do solo ALGB apresentar envoltórias paralelas, segundo esta mesma hipótese, poderia ser explicado pela sua estrutura mais rígida, que implicaria numa maior resistência à desestruturação na faixa de carregamento empregada, e por sua textura mais argilosa, em tese determinante de um maior valor de sucção residual.

Estas hipóteses de comportamento estão em acordo com os resultados de alguns poucos ensaios oedométricos com sucção controlada e inundados realizados para os solos ALGB e ALGC. Estes resultados obtidos ainda não são conclusivos, mas indicam que o solo ALGC apresenta uma tensão normal crítica  $(\sigma_c)$  inferior a 100 kPa, enquanto para o solo ALGB,  $\sigma_c > 100$  kPa.

O importante papel da estrutura natural no comportamento de retenção d'água dos solos residuais tropicais e subtropicais ainda necessita de uma maior investigação por estudos específicos. Uma maior discussão sobre o tema foge ao escopo deste trabalho.

A Tabela 2 apresenta os parâmetros de resistência obtidos nos ensaios CDCS e CD inundados, enquanto a Figura 3 ilustra a variação destes com a sucção matricial. Para ambos os solos é observado o aumento da coesão com o acréscimo de  $(u_a - u_w)$ . Quanto ao ângulo de atrito, as diferentes tendências apresentadas pelas envoltórias das Figuras 1 e 2 indicam que o solo ALGB mostra pequeno acréscimo de  $\phi$  com a sucção matricial, enquanto o solo ALGC apresenta redução deste parâmetro de resistência com  $(u_a - u_w)$ .

Tabela 2 – Parâmetros de resistência: coesão (c) e ângulo de atrito ( $\phi$ ) obtidos para os solos ALGB e ALGC nos ensaios CDCS e CD inundado

SOLO	PARÂMETRO	(ua-uw)					
		0*	30 kPa**	75 kPa**	100 kPa**	150 kPa**	300 kPa**
ALGB	c (kPa)	2,0	16,2	–	25,0	–	39,6
	$\phi$ (°)	36	39,8	–	39,9	–	40,6
ALGC	c (kPa)	0,9	18,2	22,9	–	23,7	30,9
	$\phi$ (°)	46,5	43,3	42,2	–	41,5	40,5

\* ensaios CD inundados \*\* ensaios CDCS

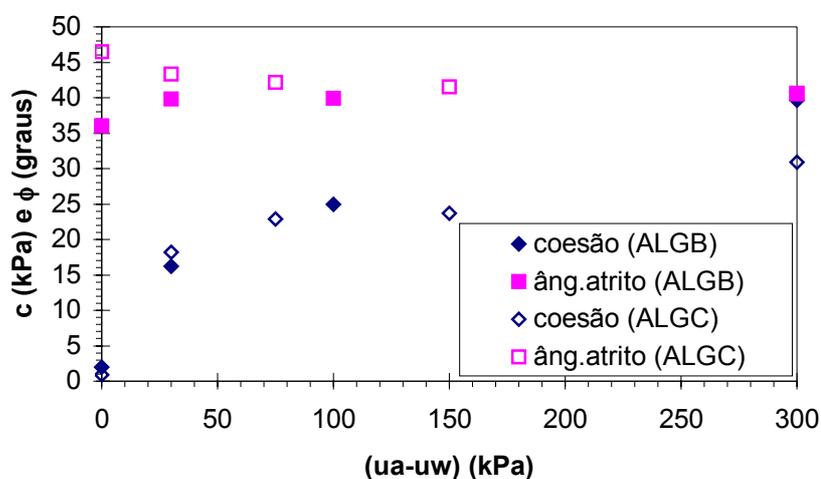


Figura 3 – Parâmetros de resistência em função da sucção matricial para os solos ALGB e ALGC

Conforme sugerido em Machado e Vilar (1998), a variação da coesão com a sucção matricial foi ajustada por funções hiperbólicas segundo o método dos mínimos quadrados. As funções são do tipo:

$$c = c' + \frac{(ua - uw)}{a + b \cdot (ua - uw)} \quad (1)$$

onde:  $c'$  é a coesão medida nos ensaios inundados e  $a$  e  $b$  são os coeficientes do ajuste. A Tabela 3 apresenta os coeficientes determinados, enquanto a Figura 4 ilustra o bom ajuste das funções hiperbólicas aos dados experimentais.

Tabela 3 – Valores dos coeficientes das funções hiperbólicas ajustadas a variação da coesão com a sucção matricial e coeficientes de determinação dos ajustes

SOLO	$c'$ (kPa)	$a$	$b$ (kPa) <sup>-1</sup>	$R^2$
ALGB	2,0	1,87	0,021	0,986
ALGC	0,9	0,85	0,033	0,971

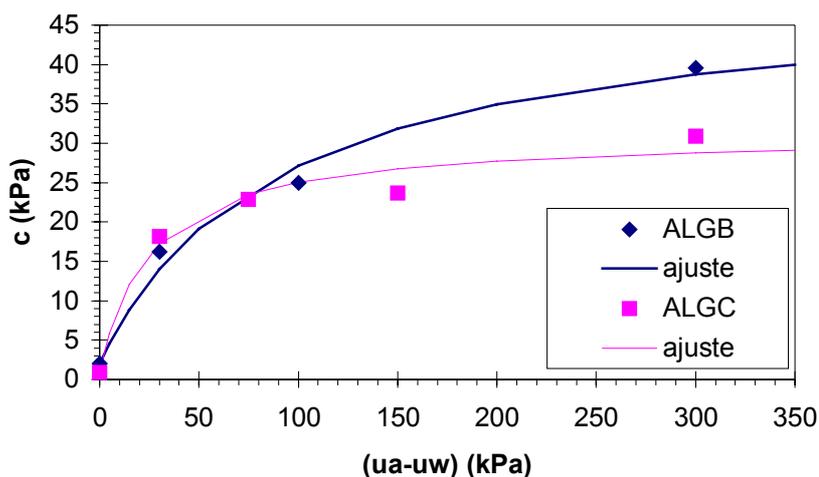


Figura 4 – Ajuste por funções hiperbólicas da variação da coesão com a sucção matricial dos solos ALGB e ALGC

#### 6. 1. 1. 1 Análise da variação da resistência ao cisalhamento com relação a sucção matricial dos solos ALGB e ALGC

A extensão do Princípio das Tensões Efetivas aos solos não saturados foi proposta por Bishop (1959) (apud Öberg e Sällfors, 1995) na seguinte forma:

$$\sigma' = (\sigma - ua) + \chi (ua - uw) \quad (2)$$

onde:  $\sigma'$  é a tensão efetiva,  $\sigma$  é a tensão total,  $ua$  é a pressão de ar nos poros,  $uw$  é a pressão de água nos poros e  $\chi$  é um parâmetro com valores entre 0 e 1 que reflete a influência da sucção matricial na tensão efetiva (função do tipo de solo e do grau de saturação). Aplicando a Equação (2) ao critério de ruptura de Mohr–Coulomb a equação de resistência ao cisalhamento assume a seguinte formulação para solos não saturados:

$$\tau_r = c' + (\sigma - ua) \tan\phi' + \chi (ua - uw) \tan\phi' \quad (3)$$

onde:  $c'$  e  $\phi'$  são os parâmetros de resistência coesão e ângulo de atrito efetivos do solo.

Fredlund et al.(1978) apresenta a equação de resistência ao cisalhamento para solos não saturados expressa por:

$$\tau_r = c' + (\sigma - ua) \tan\phi' + (ua - uw) \tan\phi^b \quad (4)$$

onde:  $\phi^b$  é o chamado ângulo da resistência ao cisalhamento com respeito à sucção matricial. Este parâmetro foi definido originalmente como constante, implicando numa relação linear entre a resistência ao cisalhamento e a sucção matricial. Entretanto, diversos autores, entre os quais Escário e Saez (1986), Gan et al.(1988) e Escário e Jucá (1989), têm mostrado relações não lineares entre a resistência ao cisalhamento e a sucção matricial, de forma que é atualmente aceito que  $\tan\phi^b = f(ua - uw)$ .

Os parâmetros da equação de Fredlund et al.(1978) foram determinados para os solos ALGB e ALGC com base nos ensaios CDCS e CD inundados realizados. Os parâmetros de resistência efetivos ( $c'$  e  $\phi'$ ) adotados foram aqueles obtidos para ensaios CD inundados (conforme Tabela 2). Os parâmetros  $\phi^b$  foram determinados a partir dos dados da resistência ao cisalhamento x sucção matricial pelos ensaios CDCS. Os dados experimentais obtidos confirmam o comportamento não linear  $\tau_r$  x  $(ua - uw)$  (Figura 5).

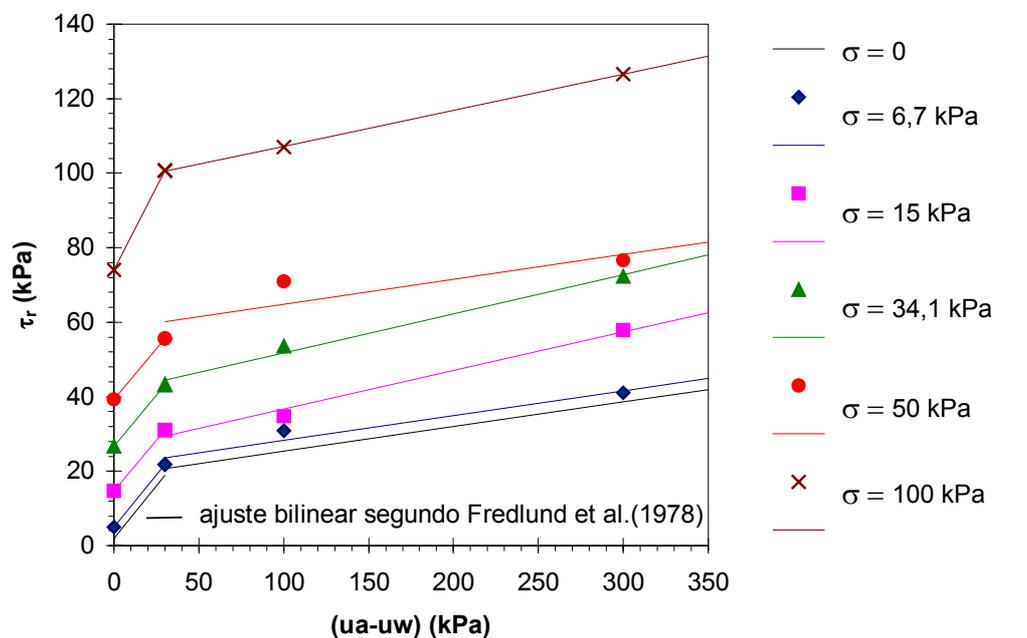
Segundo Vanapalli et al. (1996), apesar da não linearidade do termo associado a sucção, a equação proposta por Fredlund et al.(1978) continua válida com respeito a intervalos específicos de sucção matricial. O parâmetro de resistência associado a sucção é determinado nos moldes do que é aceito para definição dos parâmetros saturados a partir da envoltória de Mohr–Coulomb, assumida linear em intervalos específicos de tensão normal. Neste sentido, foram definidos ajustes bilineares às envoltórias  $\tau_r$  x  $(ua - uw)$ , para intervalos de sucção matricial de 0 a 30 kPa e de 30 a 300 kPa (Tabela 4 e Figura 5).

Tabela 4 – Valores de  $\phi^b$  ( $\phi_1^b$  e  $\phi_2^b$ ) pela aproximação bilinear às envoltórias  $\tau_r$  x  $(ua - uw)$

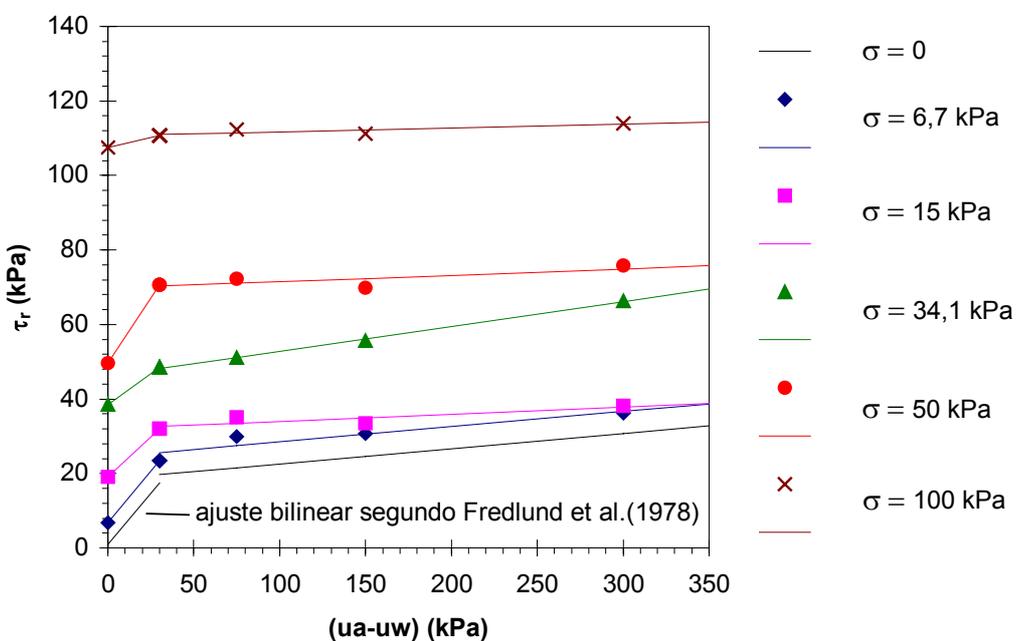
SOLO	Parâmetro	Tensão Normal				
		$\sigma = 6,7\text{kPa}$	$\sigma = 15\text{ kPa}$	$\sigma = 34,1\text{kPa}$	$\sigma = 50\text{ kPa}$	$\sigma = 100\text{ kPa}$
ALGB	$\phi_1^b - (ua - uw) \leq 30\text{kPa}$	29,8	28,5	28,7	28,6	41,6*
	$\phi_2^b - (ua - uw) > 30\text{kPa}$	3,8	5,9	6,0	3,8	5,5
ALGC	$\phi_1^b - (ua - uw) \leq 30\text{kPa}$	28,5	23,5	18,4	35,1	6,2*
	$\phi_2^b - (ua - uw) > 30\text{kPa}$	2,3	1,1	3,8	1,0	0,6

\* desconsiderado no cálculo dos valores médios

A Figura 5 também apresenta estimativa da envoltória para  $\sigma =$  zero, empregando para tal os parâmetros aproximados para  $\sigma = 6,7$  kPa.



a) ALGB



b) ALGC

Figura 5 – Ajustes bilineares por Fredlund et al.(1978) aos dados  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC

Os valores médios de  $\phi^b_1$  e  $\phi^b_2$  são:

- Solo ALGB –  $\phi^b_1 = 28,9^\circ$  e  $\phi^b_2 = 5,0^\circ$  e
- Solo ALGC –  $\phi^b_1 = 26,4^\circ$  e  $\phi^b_2 = 1,8^\circ$ .

Segundo Gan e Fredlund (1996), a não linearidade da envoltória  $\tau_r \times (u_a - u_w)$  está relacionada ao efeito de dessaturação do solo devido à sucção aplicada e à dilatância (expansão volumétrica do solo durante o cisalhamento). Ambos resultam na diminuição da área de contato dos meniscos capilares com as partículas de solo e agregados e, por consequência, na redução da taxa de aumento da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial. A Figura 6(a) ilustra a relação entre a curva característica e a envoltória  $\tau_r \times (u_a - u_w)$ , destacando o efeito da dessaturação e da dilatação durante o cisalhamento. A Figura 6(b) ilustra, num elemento de solo formado por duas partículas, o efeito da dessaturação na resistência ao cisalhamento.

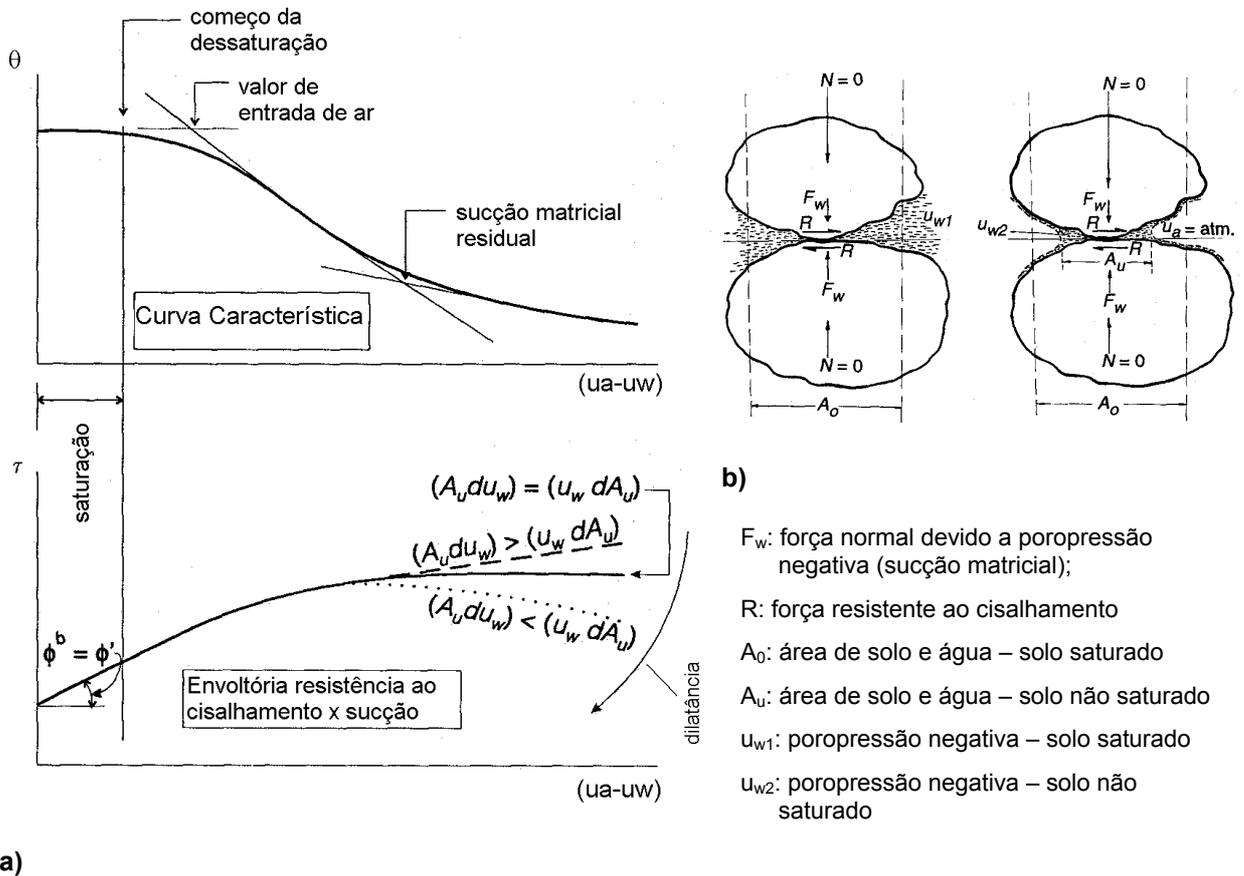


Figura 6 – Variação da resistência ao cisalhamento do solo com a sucção matricial. (a) relação entre a curva característica e a envoltória  $\tau_r \times (u_a - u_w)$  e (b) efeito da dessaturação na resistência ao cisalhamento num elemento formado por duas partículas

Fonte: adaptado de Gan e Fredlund (1996)

De acordo com a Figura 6(a),  $\phi^b = \phi'$  para valores de sucção inferiores ao valor de entrada de ar (valor de sucção na qual o ar entra nos poros maiores do solo e a partir do qual o solo dessatura mais facilmente). Os valores obtidos para  $\phi^b$  no primeiro intervalo da aproximação bilinear são inferiores aos valores de  $\phi'$ . O fato indica que o ajuste linear neste primeiro intervalo possivelmente inclui pontos de sucção da chamada fase de transição da curva característica (fase de efetiva dessaturação do solo para valores de sucção maiores que o valor de entrada de ar).

Relatos experimentais, como aqueles apresentados em Escário e Jucá (1989), indicam que após atingido a sucção residual (onde uma grande variação na sucção corresponde a relativamente pequena mudança no grau de saturação do solo) a resistência ao cisalhamento mantém-se constante ou pode até mesmo diminuir com o aumento na sucção matricial. Este comportamento é válido para solos arenosos e siltosos, que dessaturam relativamente mais rápido e atingem o chamado estado residual a valores mais baixos de sucção. Para solos argilosos a transmissão de sucção pelas partículas mantém-se até valores muito altos de sucção, sendo bastante difícil a definição do valor de sucção residual (Vanapalli et al., 1996).

#### 6. 1. 1. 2 Previsão da variação da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial baseada na curva característica

A dificuldade na obtenção de parâmetros de resistência ao cisalhamento para solos não saturados, motivada pela necessidade de equipamentos concebidos ou adaptados a este fim e pelo demasiado tempo necessário a ensaios desta natureza, tem inspirado modelos de previsão da resistência ao cisalhamento com respeito à sucção. Estes modelos baseiam-se no comportamento de retenção d'água dos solos, representado pela curva característica.

Alguns destes modelos foram aplicados aos solos do perfil ALG e comparados com os dados experimentais obtidos. O objetivo principal deste exercício é avaliar a adequabilidade da aplicação dos mesmos aos solos dos outros perfis estudados, para os quais ensaios de resistência ao cisalhamento com controle de sucção não foram realizados. Os modelos avaliados foram aqueles propostos por Öberg e Sällfors (1995), Fredlund et al.(1995) e Vanapalli et al.(1996).

Interesse especial foi dado a previsão de envoltórias  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  para a condição  $\sigma = \text{zero}$ . Esta condição representa a resistência ao cisalhamento do solo junto à superfície dos terrenos, onde este é sujeito à ação cisalhante pelo fluxo hidráulico superficial.

##### I) Modelo de Öberg e Sällfors (1995)

Em Öberg e Sällfors (1995) (posteriormente em Öberg e Sällfors, 1997) é proposto um modelo chamado de aproximação racional para determinação da resistência ao cisalhamento de siltes e areias não saturados. A hipótese básica do modelo consiste em assumir o parâmetro  $\chi$  de Bishop como a representação da fração da área total dos poros ocupados por água ( $A_w/A_{tot}$ ).

Baseados em estudos com solos ideais (modelos de esferas), os autores admitem que, para solos arenosos e siltosos e para valores do grau de saturação ( $S$ ) superiores a 50%,  $A_w/A_{tot}$  seja equivalente a  $S$ , de tal forma que  $\chi = S$ . Segundo os mesmos autores, erros associados a esta hipótese de igualdade são menores que 20%, sendo ainda menores em termos da resistência ao cisalhamento prevista.

Substituindo a igualdade  $\chi = S$  na Equação (3), tem-se a seguinte expressão para a resistência ao cisalhamento (Öberg e Sällfors, 1997):

$$\tau_r = c' + (\sigma - S \cdot uw - (1 - S)ua) \tan \phi' \quad (5)$$

A Equação (5) pode ser escrita da seguinte forma:

$$\tau_r = c' + (\sigma - ua) \tan \phi' + S(ua - uw) \tan \phi' \quad (6)$$

Para a aplicação do modelo é necessário conhecer a relação entre o grau de saturação e a sucção matricial pela curva característica. Na ausência destes dados experimentais para determinado solo, os autores propõem a alternativa de emprego de curvas características obtidas para outros solos de distribuição granulométrica semelhante.

Os autores aplicaram o modelo a uma série de resultados de resistência ao cisalhamento de solos não saturados obtidos em ensaios triaxiais e de cisalhamento direto com controle de sucção apresentados na literatura (entre estes aos resultados de Escário e Saez, 1986 e Abramento e Carvalho, 1989) e concluíram por uma razoável acurácia.

Machado e Vilar (1998) aplicaram o modelo na previsão da resistência ao cisalhamento de solos de sedimentos cenozóicos da região de São Carlos/SP, em comparação com resultados de coesão aparente obtidos em ensaios triaxiais com múltiplo estágio. A relação  $(ua - uw) \times S$  foi obtida a partir de dados de ensaios em funil de placa porosa e em câmara de Richards e teve os pontos experimentais ajustados por Fredlund e Xing (1994). Os autores também aplicaram o modelo a outros solos brasileiros de diferentes origens geológicas, a partir de dados de outros autores (entre estes, Fonseca, 1991 para solos de gnaiss do Rio de Janeiro/RJ). Os resultados apresentados pelo modelo foram considerados razoáveis na estimativa da resistência ao cisalhamento em função da sucção matricial.

O modelo de Öberg e Sällfors (1995) foi aplicado aos solos ALGB e ALGC e comparados os resultados àqueles obtidos nos ensaios CDCS. Para as relações  $(ua - uw) \times S$  de ambos solos foram utilizadas as expressões de ajuste aos dados experimentais pela técnica do papel filtro obtidos para  $(ua - uw) \leq 1000$  kPa, apresentadas no Capítulo 5 (item 5.4 – Quadro 2) e ilustradas na Figura 7.

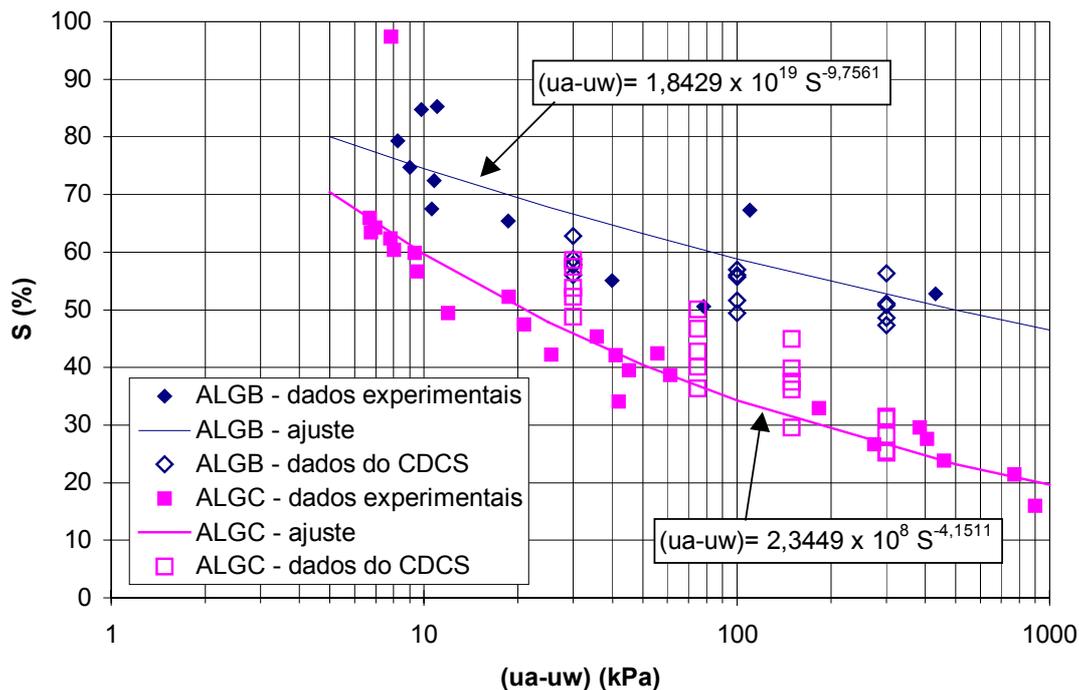


Figura 7 – Relação  $(u_a - u_w)$  x  $S$  para o solos ALGB e ALGC – dados experimentais, ajuste estatístico e dados finais dos ensaios CDCS

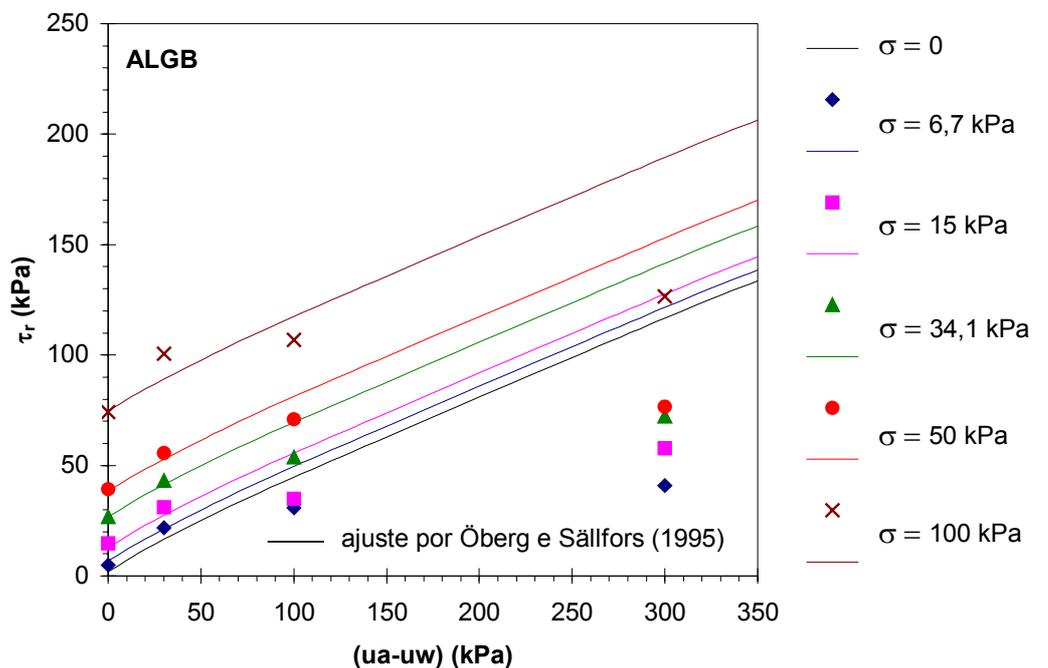
Na Figura 7 são também representados valores finais do grau de saturação das amostras após equalização da sucção matricial e cisalhamento no CDCS. Estes valores mostram relativa discordância com a tendência da relação  $(u_a - u_w)$  x  $S$  apresentada. Para o solo ALGB esta discordância está dentro da mesma magnitude da dispersão dos dados experimentais em relação ao ajuste estatístico. Para o solo ALGC, entretanto, os dados finais do CDCS mostram-se, em geral, acima da linha de tendência do ajuste. Convém destacar que os dados do CDCS envolvem amostras sob variável carregamento normal, o que não ocorre com amostras empregadas pela técnica do papel filtro. Este fato para um solo com frágil estrutura (como o solo ALGC) tem significativa importância (Vanapalli et al., 1996).

A estimativa da resistência ao cisalhamento para os solos ALGB e ALGC segundo o modelo de Öberg e Sällfors (1995) é dada pela Equação (6), onde:

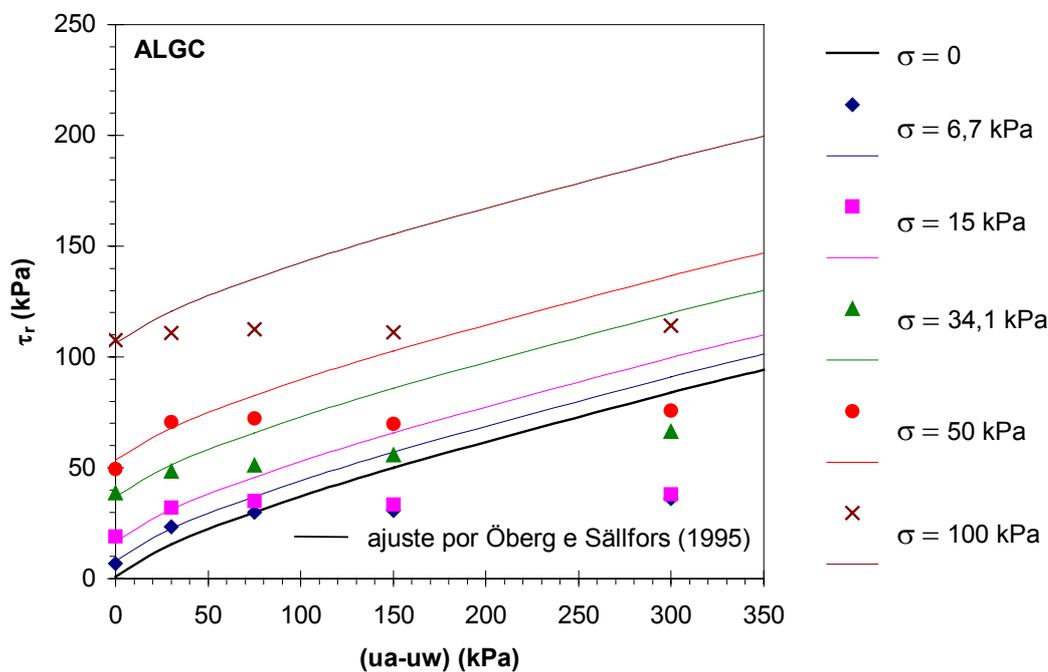
- ALGB:  $c' = 2,0$  kPa;  $\phi' = 36,0^\circ$  e  $S = 0,943(u_a - u_w)^{-0,103}$  (válida de 0,6 a 1000 kPa);
- ALGC:  $c' = 0,9$  kPa;  $\phi' = 46,5^\circ$  e  $S = 1,038(u_a - u_w)^{-0,241}$  (válida de 1,2 a 1000 kPa)

A Figura 8 ilustra os dados experimentais frente ao ajuste pelo modelo e também apresenta uma estimativa da resistência para a condição  $\sigma =$  zero. Observa-se que, de uma maneira geral, o modelo não representa satisfatoriamente os dados experimentais, vindo a afastar-se mais destes quanto maior o valor de sucção matricial. O pior desempenho do modelo foi verificado para o solo

ALGB, em acordo com sua inadequabilidade prevista para solos argilosos, assumida pelos autores no seu desenvolvimento teórico.



a) ALGB



b) ALGC

Figura 8 – Envoltórias  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  pelo modelo de Öberg e Sällfors (1995) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC

## II) Modelo de Fredlund et al.(1995)

Outro modelo matemático para previsão da resistência ao cisalhamento com respeito à sucção a partir da curva característica é proposto por Fredlund et al.(1995), também apresentado em Vanapalli et al.(1996).

O modelo assume que a variação de resistência ao cisalhamento ( $d\tau_r$ ) devido à variação de sucção matricial  $d(u_a - u_w)$  é dada por:

$$d\tau_r = C \cdot A_w \cdot d(u_a - u_w) \quad (7)$$

onde:  $A_w$  é a área de contato de água efetiva e  $C$  uma constante de proporcionalidade.  $A_w$  é relacionada ao chamado grau de saturação efetivo ( $S_e$ ), definido como:

$$S_e = \frac{S - S_r}{1 - S_r} \quad (8)$$

onde:  $S_r$  corresponde ao grau de saturação residual, referente ao valor de sucção residual. Fredlund et al.(1995) propõe a seguinte relação entre  $A_w$  e  $S_r$ :

$$A_w = [S_e]^p \quad (9)$$

sendo:  $p$  um parâmetro de ajuste.

Substituindo a Equação (9) em (7) e integrando esta última tem-se:

$$\tau_r = C_1 + C \int_0^{(u_a - u_w)} [S_e]^p d(u_a - u_w) \quad (10)$$

onde:

$$C_1 = \tau((u_a - u_w) = 0) = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' \quad e \quad (11)$$

$$C = \tan \phi' \quad (12)$$

A equação resultante, que representa a resistência ao cisalhamento em função da sucção matricial, é:

$$\tau_r = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + \tan \phi' \int_0^{(u_a - u_w)} [S_e]^p \cdot d(u_a - u_w) \quad (13)$$

Segundo Fredlund et al.(1995), para areias, siltes e alguns solos finos inativos e para valores de sucção matricial menores que 500 kPa, é possível considerar  $p = 1$ . A equação para resistência ao cisalhamento pode então ser expressa da seguinte forma (Vanapalli et al., 1996):

$$\tau_r = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi' \frac{S - S_r}{1 - S_r} \quad (14)$$

Para aplicação do modelo são necessários parâmetros efetivos do solo ( $c'$  e  $\phi'$ ), a relação  $(u_a - u_w) \times S$  própria do solo e a estimativa do valor do grau de saturação residual ( $S_r$ ). Fredlund et al.(1995) e Vanapalli et al.(1996) aplicam o modelo a um “glacial till” compactado ensaiado em cisalhamento direto com múltiplo estágio e destacam a boa aproximação entre os dados previstos e medidos.

Na proposta original do modelo é empregada a função  $(u_a - u_w) \times S$  ajustada por Fredlund e Xing (1994). Entretanto, como foi discutido no Capítulo 5 (item 5.4), este modelo de ajuste mostrou limitações na reprodução do comportamento de retenção d’água dos solos estudados. Portanto, como para o modelo de Öberg e Sällfors (1995), foi adotado um ajuste estatístico mais simples aos dados  $(u_a - u_w) \times S$ , na faixa de sucção matricial de interesse (Figura 7).

Os valores de  $S_r$  são de difícil definição para os solos estudados, em particular para o solo ALGB, onde a configuração de “sela” apresentada pela tendência dos dados  $(u_a - u_w) \times S$  sugere uma distribuição bimodal de poros (Cap.5, item 5.4 – Figuras 9 e 11). Numa primeira aproximação foi estimado:

ALGB:  $S_r = 15,5\%$  para  $(u_a - u_w)_r = 40000$  kPa

ALGC:  $S_r = 12,8\%$  para  $(u_a - u_w)_r = 5000$  kPa

Em resumo, os parâmetros de entrada no modelo pela Equação (14) são:

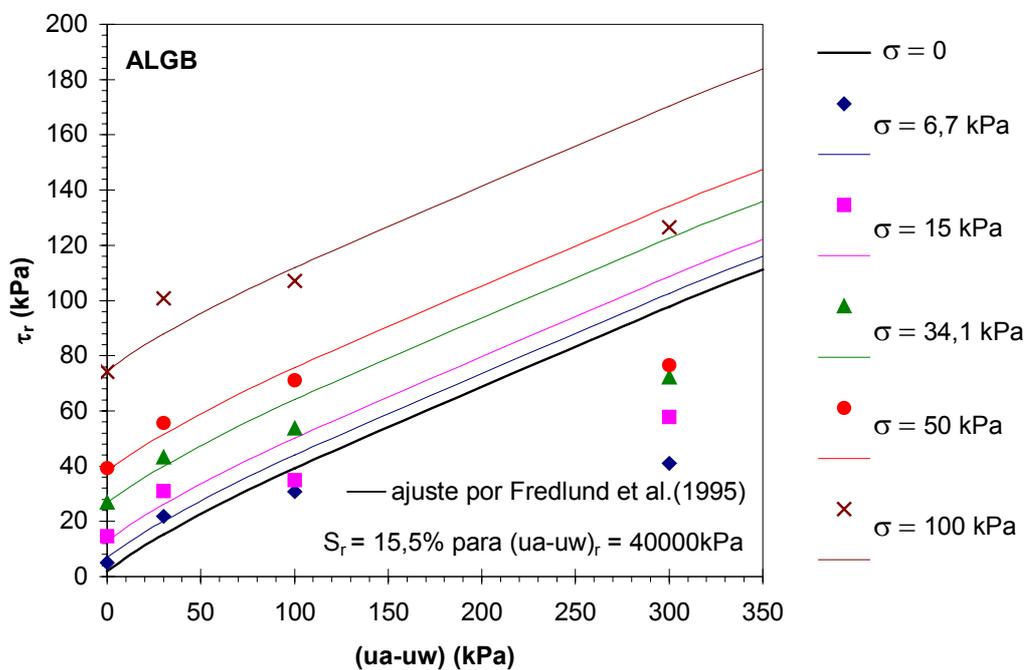
- ALGB:  $c' = 2,0$  kPa;  $\phi' = 36,0^\circ$ ;  $S = 0,943(u_a - u_w)^{-0,103}$  (válida de 0,6 a 1000 kPa) e  $S_r = 15,5\%$  para  $(u_a - u_w)_r = 40000$  kPa;
- ALGC:  $c' = 0,9$  kPa;  $\phi' = 46,5^\circ$ ;  $S = 1,038(u_a - u_w)^{-0,241}$  (válida de 1,2 a 1000 kPa) e  $S_r = 12,8\%$  para  $(u_a - u_w)_r = 5000$  kPa.

O modelo independe de dados experimentais para ajuste, entretanto necessita da definição do valor de  $S_r$  como parâmetro de entrada. Como discutido anteriormente, este parâmetro e a respectiva sucção residual  $((u_a - u_w)_r)$  apresentam difícil interpretação para solos residuais no estado indeformado.

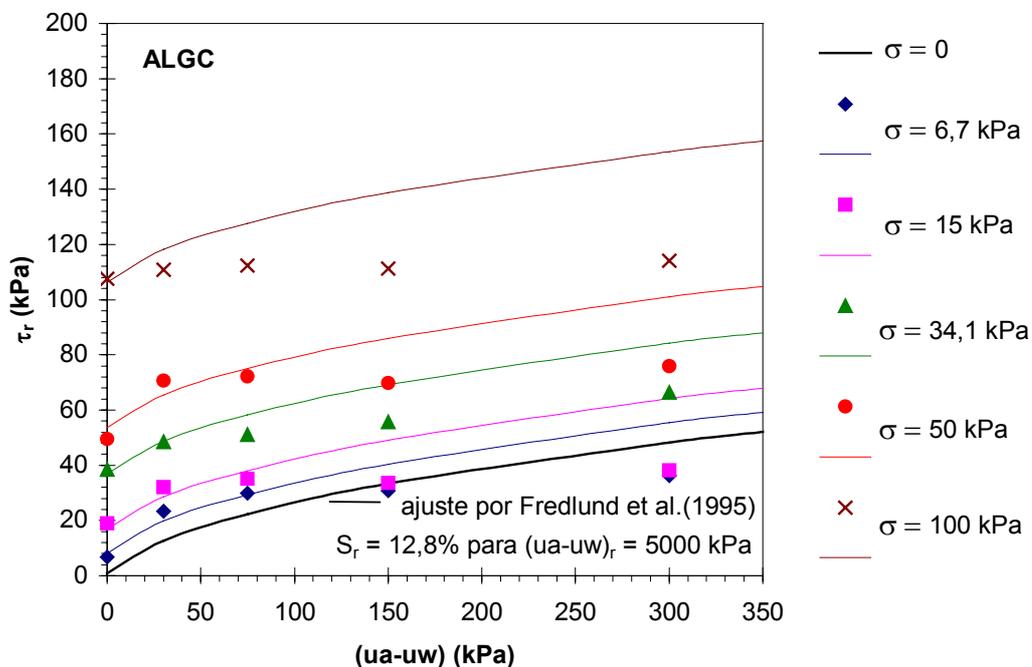
A Figura 9 apresenta as envoltórias pelo modelo de Fredlund et al.(1995) frente aos dados experimentais e também uma estimativa da resistência ao cisalhamento para a condição  $\sigma = \text{zero}$ . A previsão pelo modelo é também insatisfatória. Como para o modelo de Öberg e Sällfors (1995), observa-se uma significativa disparidade entre a envoltória prevista e os dados experimentais, crescente com o aumento na sucção matricial.

Machado e Vilar (1998) aplicaram também este modelo a solos de sedimentos cenozóicos de São Carlos/SP, em comparação com resultados de coesão aparente obtidos em ensaios triaxiais com múltiplo estágio. Partindo do ajuste estatístico aos dados experimentais, tomando como parâmetro de ajuste o coeficiente  $p$  na Equação (13), os autores verificam valores entre 0,6 e 1,0 para este expoente. O valor mais afastado da unidade é atribuído a problemas experimentais. Os autores

também aplicaram o modelo a outros solos brasileiros com resultados publicados de ensaios de resistência ao cisalhamento com controle de sucção e consideraram razoável a concordância entre os valores de resistência previstos e medidos.



a) ALGB



b) ALGC

Figura 9 – Envoltórias  $\tau_r$  x  $(ua-uw)$  pelo modelo de Fredlund et al.(1995) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC

### III) Modelo de Vanapalli et al.(1996)

Vanapalli et al.(1996) propõem um modelo cujo desenvolvimento teórico é análogo àquele proposto em Fredlund et al.(1995). Entretanto, diferem na hipótese básica que relaciona a área de contato de água efetiva, neste caso área de água normalizada ( $a_w$ ), ao teor de umidade volumétrica normalizado ( $\Theta$ ). O modelo assume que:

$$a_w = \Theta^\kappa \quad (15)$$

A equação que representa a variação da resistência ao cisalhamento com a sucção, com dedução análoga àquela da Equação (14), é a seguinte:

$$\tau_r = c' + (\sigma - ua) \tan \phi' + (ua - uw) (\Theta^\kappa \cdot \tan \phi') \quad (16)$$

onde:  $\Theta$  é o teor de umidade volumétrica normalizado:  $\Theta = \theta/\theta_s$ , sendo  $\theta$  o teor de umidade volumétrica e  $\theta_s$  o teor de umidade volumétrica para a saturação, logo  $\Theta = S$ , e  $\kappa$  é um parâmetro de ajuste.

O modelo se resume a um ajuste estatístico entre a função  $(ua - uw) \times S$  e a função  $\tau_r \times (ua - uw)$  por meio do parâmetro de ajuste  $\kappa$ , logo, impescinde de dados experimentais de resistência ao cisalhamento com variação da sucção matricial.

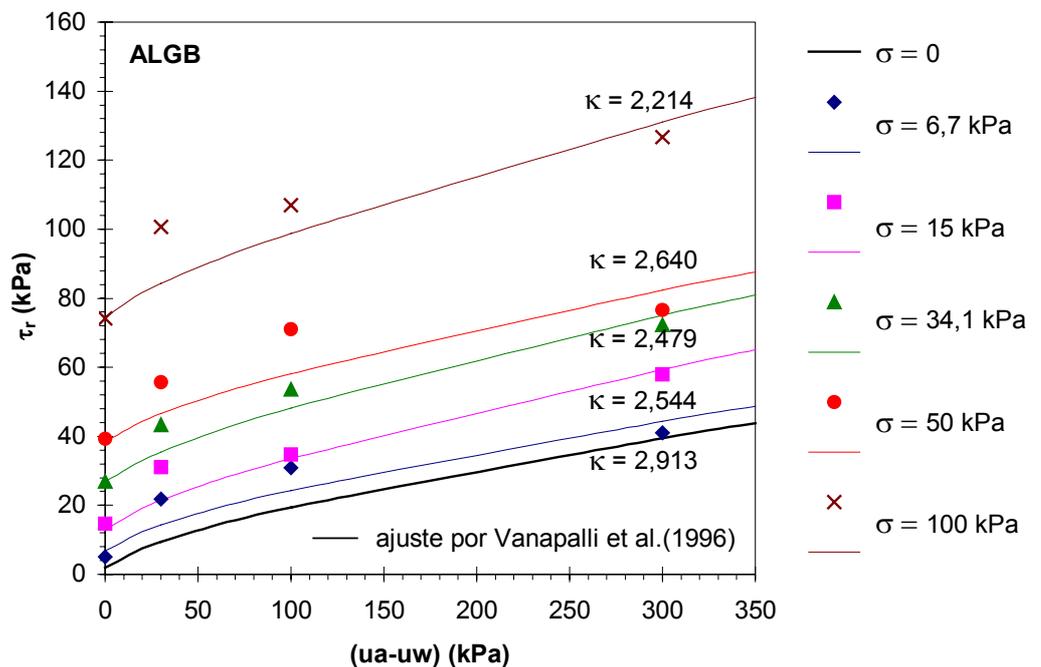
Os parâmetros de entrada ao modelo para os solos do perfil ALG são os mesmos indicados para o modelo de Fredlund et al.(1995). O parâmetro de ajuste  $\kappa$  é determinado por regressão não linear (método dos mínimos quadrados) a partir dos dados experimentais  $\tau_r \times (ua - uw)$ .

A Figura 10 ilustra o ajuste para a envoltória  $\tau_r \times (ua - uw)$  nos diferentes níveis de tensão normal ensaiados e apresenta estimativas do modelo para a condição  $\sigma =$  zero, a partir do parâmetro  $\kappa$  ajustado para  $\sigma = 6,7$  kPa.

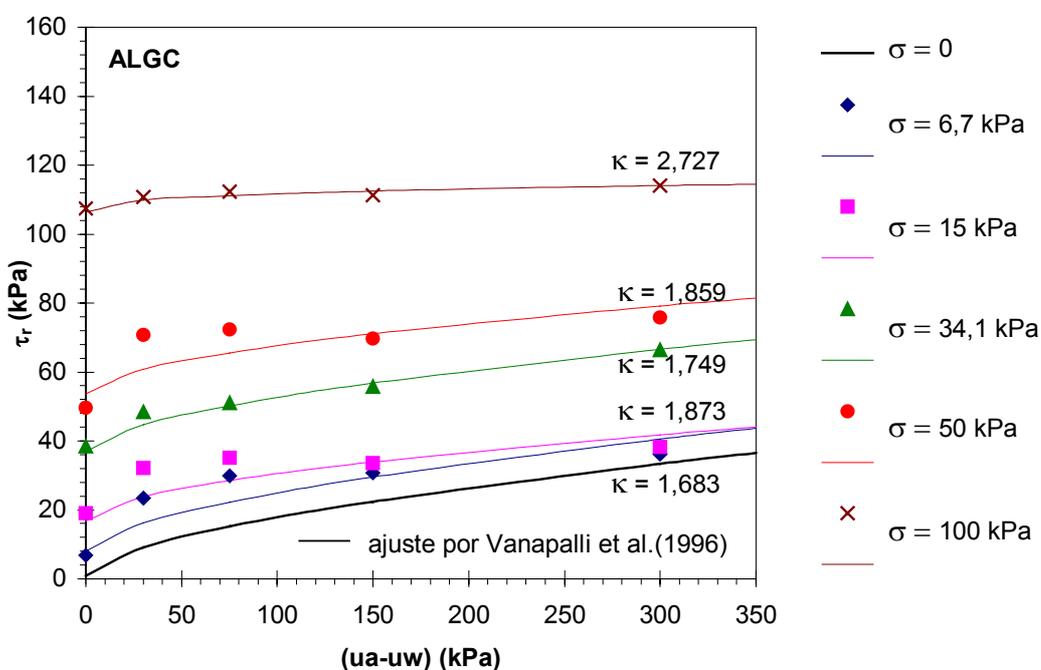
Os valores dos parâmetros  $\kappa$  obtidos são comparáveis àquele registrado por Vanapalli et al.(1996) para um "glacial till" compactado na umidade ótima (carga normal de 25 kPa):  $\kappa = 2,2$ . Entretanto, o ajuste aos dados experimentais é considerado apenas razoável. Em comparação com as envoltórias bilineares por Fredlund et al.(1978) (Figura 5), este modelo não apresenta melhor ajuste dos dados. Dessa forma, em primeira análise, não se justifica seu emprego aos solos em questão, visto que também parte do ajuste estatístico de dados de ensaios com controle de sucção.

Concluindo, os modelos de previsão da resistência ao cisalhamento com base na relação  $(ua - uw) \times S$  que independem do ajuste de dados experimentais (modelo de Öberg e Sällfors, 1995 e modelo de Fredlund et al., 1995) mostraram-se insatisfatórios. A diferença entre valores medidos e previstos é crescente com o nível de sucção matricial. O modelo de Fredlund et al.(1995) tem ainda

como agravante a necessidade do valor de grau de saturação residual como dado de entrada, parâmetro que mostrou difícil definição para solos estruturados no estado indeformado.



a) ALGB



b) ALGC

Figura 10 – Envoltórias  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  pelo modelo de Vanapalli et al.(1996) para (a) solo ALGB e (b) solo ALGC

O modelo de Vanapalli et al.(1996) ajustou razoavelmente os dados experimentais, entretanto, representa um ajuste estatístico de dados de resistência existentes em função do grau de saturação. Logo, não se configura como um modelo de previsão e sim um modelo de ajuste. Neste sentido, o ajuste de envoltórias  $\tau_r \times (ua-uw)$  pelo emprego de envoltórias bilineares (segundo Fredlund et al., 1978) mostrou desempenho equivalente.

### 6. 1. 1. 3 Estimativa da resistência ao cisalhamento na superfície do terreno para os solos ALGB e ALGC nas condições de umidade verificadas em campo e para a condição de saturação

Os valores de resistência ao cisalhamento dos solos ALGB e ALGC para a superfície do terreno (condição  $\sigma =$  zero),  $\tau_{r(\sigma=0)}$ , na faixa de variação do grau de saturação de campo, têm de particular interesse na abordagem geotécnica proposta à erodibilidade destes solos. Estes valores, segundo os modelos de ajuste e previsão discutidos anteriormente (identificados como aproximações **A a E**), são apresentados na Tabela 5. As expressões e os parâmetros de ajuste que definem os valores de  $\tau_{r(\sigma=0)}$  são resumidos abaixo:

- A.** Valores de coesão obtidos diretamente das envoltórias de resistência de Mohr–Coulomb. Estimativa da coesão a partir das curvas de tendência  $c \times (ua-uw)$ , representadas por funções hiperbólicas (Figura 4):

$$\tau_{r(\sigma=0)} = c \quad (17)$$

- B.** Ajuste dos dados experimentais por envoltórias  $\tau_r \times (ua-uw)$  bilineares segundo a equação de resistência de Fredlund et al.(1978) (Figura 5):

$$\tau_{r(\sigma=0)} = c' + (ua-uw) \tan\phi_1^b \quad \text{para } (ua-uw) \leq 30 \text{ kPa} \quad (18)$$

$$\tau_{r(\sigma=0)} = c' + 30 \tan\phi_1^b + [(ua-uw) - 30] \tan\phi_2^b \quad \text{para } (ua-uw) > 30 \text{ kPa} \quad (19)$$

para os valores dos parâmetros  $\phi_1^b$  e  $\phi_2^b$  na condição  $\sigma =$  zero foram adotados, por aproximação, os valores obtidos para  $\sigma = 6,7 \text{ kPa}$ :

$$\text{ALGB: } \phi_1^b = 29,8^\circ \text{ e } \phi_2^b = 3,8^\circ \text{ e}$$

$$\text{ALGC: } \phi_1^b = 28,5^\circ \text{ e } \phi_2^b = 2,3^\circ;$$

- C.** Previsão segundo o modelo de Öberg e Sällfors (1995) (Figura 8):

$$\tau_{r(\sigma=0)} = c' + (ua - uw) \cdot S \cdot \tan\phi' \quad (20)$$

**D.** Previsão segundo o modelo de Fredlund et al.(1995) (Figura 9):

$$\tau_{r(\sigma = 0)} = c' + (u_a - u_w) \frac{S - S_r}{1 - S_r} \tan \phi' \quad (21)$$

para os valores de  $S_r$  foram estimados:

ALGB:  $S_r = 15,5\%$  correspondente a  $(u_a - u_w)_r = 40000$  kPa e

ALGC:  $S_r = 12,8\%$  correspondente a  $(u_a - u_w)_r = 5000$  kPa

**E.** Ajuste dos dados experimentais por envoltórias  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$ , definidas pelo modelo de Vanapalli et al.(1996) (Figura 10):

$$\tau_{r(\sigma = 0)} = c' + (u_a - u_w) \cdot S^\kappa \cdot \tan \phi' \quad (22)$$

para os valores dos parâmetros  $\kappa$  para a condição  $\sigma =$  zero, foram adotados por aproximação os valores referentes a  $\sigma = 6,7$  kPa:

ALGB:  $\kappa = 2,913$  e

ALGC:  $\kappa = 1,683$ ;

Cabe novamente destacar que, para todos os modelos, os valores de  $c'$  e  $\phi'$  correspondem aos interceptos coesivos obtidos em ensaios CD inundados:

ALGB:  $c' = 2,0$  kPa e  $\phi' = 36,0^\circ$

ALGC:  $c' = 0,9$  kPa e  $\phi' = 46,5^\circ$

e que foram adotadas as relações  $(u_a - u_w)$  x  $S$  obtidas por ajustes estatísticos válidos para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa, ilustradas na Figura 7.

A análise dos dados apresentados na Tabela 5 permite importantes observações. As aproximações segundo ajustes estatísticos: função hiperbólica aos dados  $c$  x  $(u_a - u_w)$  (**A**), envoltórias bilineares segundo Fredlund et al.(1978) (**B**) e modelo de Vanapalli et al.(1996) (**E**) apresentam resultados concordantes. Entretanto, estas aproximações perdem o caráter expedito na obtenção da resistência ao cisalhamento na condição não saturada, por necessitar de resultados experimentais obtidos de ensaios com controle de sucção (Machado e Vilar, 1998).

Tabela 5 – Valores de resistência ao cisalhamento na condição  $\sigma = \text{zero} - \tau_{r(\sigma=0)}$  – para os solos ALGB e ALGC face à variação do grau de saturação e da sucção matricial em campo, segundo os diferentes ajustes e previsões (aproximações **A** a **E**)

SOLO	S (%)	(ua–uw) (kPa)	Valores de $\tau_{r(\sigma=0)}$ (kPa)				
			A	B	C	D	E
ALGB	55,9 (mín)	165 (máx)	32,9	28,1	69,1	59,3	24,0
	81,3 (máx)	4 (mín)	4,0	4,3	4,4	4,3	3,6
	100 (saturação)	0 (saturação)	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0
ALGC	25,3 (mín)	350 (máx)	29,1	30,0	94,2	53,8	37,4
	60,1 (máx)	10 (mín)	9,4	6,3	7,2	6,6	5,4
	100 (saturação)	0 (saturação)	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9

Os modelos de previsão da resistência ao cisalhamento na condição não saturada que independem de dados experimentais em condições não saturadas, as aproximações por Öberg e Sällfors (1995) (**C**) e Fredlund et al.(1995) (**D**), não apresentam resultados satisfatórios, principalmente na previsão para valores mais elevados de sucção matricial. Em comparação às médias dos valores obtidos pelos modelos de ajuste (aproximações **A**, **B** e **E**), os valores de resistência estimados pelos modelos de previsão para a sucção matricial máxima no campo (aproximações **C** e **D**) são significativamente maiores.

Os resultados apresentados mostram a significativa variação de resistência destes solos com o processo de umedecimento ou secagem. Analisando em particular os dados obtidos pela aproximação **A**, observa-se que para o solo ALGC a resistência ao cisalhamento na superfície pode reduzir, em média, de 95% durante a ação do fluxo superficial concentrado, considerando que o solo ao fundo do sulco erosivo seja saturado. O significado desta característica de comportamento com respeito à erodibilidade destes solos será discutido no Capítulo 8.

### 6. 1. 2 Resistência ao cisalhamento a partir de ensaios na condição de umidade natural e inundados para os solos dos perfis RS239, PT e CD

Foram realizados ensaios de cisalhamento direto convencionais em amostras na condição de umidade natural de campo e inundadas (conforme Cap.4, item 4.2.1.1) para os solos RS239BC, RS239C, PTB, PTC, CDB e CDC. A Tabela 6 apresenta os parâmetros de resistência obtidos.

Tabela 6 – Parâmetros de resistência obtidos nos ensaios de cisalhamento direto realizados em amostras na condição de umidade natural de campo ( $c_{nat}$  e  $\phi_{nat}$ ) e em amostras inundadas ( $c_{inu}$  e  $\phi_{inu}$ ) para os solos dos perfis RS239, PT e CD

SOLO	PARÂMETROS DE RESISTÊNCIA			
	Ensaio na umidade de campo		Ensaio inundado	
	$c_{nat}$ (kPa)	$\phi_{nat}$ (°)	$c_{inu}$ (kPa)	$\phi_{inu}$ (°)
RS239BC	20,2	35,6	8,7	35,5
RS239C	15,1	50,8	4,5	39,6
PTB	18,0	40,8	6,8	32,9
PTC	24,8	38,9	2,4	27,1
CDB	12,5	48,4	3,6	42,9
CDC	15,4	42,4	0	44,5

Apesar da conclusão não favorável ao emprego dos modelos de previsão da resistência não saturada pela relação  $(u_a - u_w) \times S$  aos solos do perfil ALG, foi analisada a aplicação dos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995) para estes solos, comparado os valores previstos de  $\tau_{r(\sigma=0)}$  à coesão medida nos ensaios na umidade natural. Os resultados desta comparação são apresentados na Tabela 7.

Para esta análise, são válidas as seguintes considerações:

- Os parâmetros obtidos em ensaios inundados ( $c_{inu}$  e  $\phi_{inu}$ ) correspondem aos parâmetros de resistência efetivos  $c'$  e  $\phi'$ ;
- Os parâmetros de entrada  $(u_a - u_w)$  e  $S_r$  ao modelo de Fredlund et al.(1995) são definidos a partir das relações  $(u_a - u_w) \times S$  apresentadas no Capítulo 5 (item 5.4);
- Para efeitos de comparação, os parâmetros  $c_{nat}$  correspondem aos valores de resistência ao cisalhamento para  $\sigma = \text{zero} - \tau_{r(\sigma=0)}$  – para o teor de umidade (ou grau de saturação) médio das amostras ensaiadas na umidade de campo.

Tabela 7 – Comparação entre a coesão obtida de ensaios de cisalhamento direto na umidade natural ( $c_{nat}$ ) e a previsão de  $\tau_{r(\sigma=0)}$  com base nos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995)

SOLO	Ensaio de CD na condição de umidade natural			Dados de entrada aos modelos				$\tau_{r(\sigma=0)}$ (kPa)	$\tau_{r(\sigma=0)}$ (kPa)
	$W_{médio}$ (%)	$S_{médio}$ (%)	$c_{nat}$ (kPa)	$c' = c_{inu}$ (kPa)	$\phi' = \phi_{inu}$ (°)	$(u_a - u_w)^*$ (kPa)	$S_r^{**}$ (%)	Öberg e Sällfors (1995)	Fredlund et al. (1995)
RS239BC	17,5	66,0	<b>20,2</b>	8,7	35,5	16	6	<b>16,2</b>	<b>16,0</b>
RS239C	10,7	46,5	<b>15,1</b>	4,5	39,6	98	12	<b>42,2</b>	<b>36,3</b>
PTB	16,6	43,6	<b>18,0</b>	6,8	32,9	20	10	<b>12,4</b>	<b>11,6</b>
PTC	11,8	43,7	<b>24,8</b>	2,4	27,1	58	12	<b>15,4</b>	<b>13,1</b>
CDB	15,9	45,3	<b>12,5</b>	3,6	42,9	39	7	<b>16,4</b>	<b>18,5</b>
CDC	18,6	45,7	<b>15,4</b>	0	44,5	28	5	<b>12,6</b>	<b>11,8</b>

\* valores de sucção matricial estimados a partir das relações  $(u_a - u_w) \times S$  para os valores médios do grau de saturação dos ensaios ( $S_{médio}$ )

\*\* valores do grau de saturação residual aproximados a partir das relações  $(u_a - u_w) \times S$  apresentadas no Cap.5.

A diferença entre os valores apresentados nas colunas destacadas na Tabela 7 corrobora as conclusões obtidas para os solos ALGB e ALGC. Os valores de  $c_{nat}$  medidos não mostram nenhuma clara relação com os valores previstos de  $\tau_{r(\sigma=0)}$ , como ilustrado na Figura 11. A dificuldade na definição dos valores de  $S_r$  a partir dos dados  $(u_a - u_w) \times S$  contribuem ao desempenho insatisfatório do modelo de Fredlund et al.(1995). Logo, não foi indicado o emprego destes modelos na estimativa da resistência ao cisalhamento com a variação da sucção matricial de campo para os solos dos perfis RS239, PT e CD, para os quais não são disponíveis dados de ensaios com controle de sucção. Para estes solos, a única referência da perda de resistência na superfície pela ação da água é a direta comparação entre os valores de  $c_{nat}$  e  $c_{inu}$ .

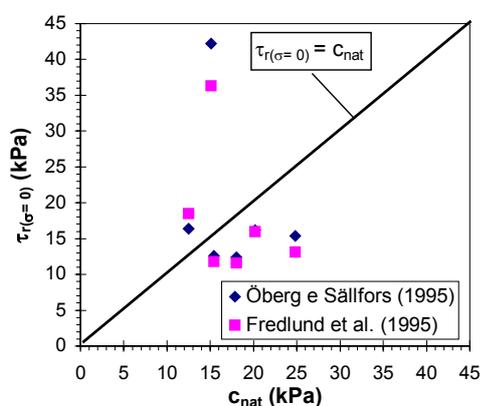


Figura 11 – Comparação entre os valores de  $c_{nat}$  obtidos nos ensaios de cisalhamento direto na condição de umidade natural e os valores de  $\tau_{r(\sigma=0)}$  estimados pelos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995)

### 6.1.3 Resistência ao cisalhamento dos solos estudados em função das variações de sucção em campo e sujeitos a saturação

A Figura 12 reúne os dados da estimativa variação da sucção em campo e da resistência ao cisalhamento à superfície ( $\tau_{r(\sigma=0)}$ ), a partir das medições do teor de umidade em campo e dos ensaios CDCS e CD convencionais realizados para os solos estudados, respectivamente.

Para os solos ALGB e ALGC, a função contínua  $\tau_{r(\sigma=0)} \times (ua-uw)$  apresentada na figura representa a aproximação por funções hiperbólicas à relação  $c \times (ua-uw)$ , obtida dos resultados dos ensaios CDCS (conforme item 6.1.1 – Figura 4 e 6.1.1.3 – Tabela 5 – aproximação **A**). Para os demais solos, os dados pontuais representam os resultados obtidos por ensaios CD convencionais na umidade natural e inundados.

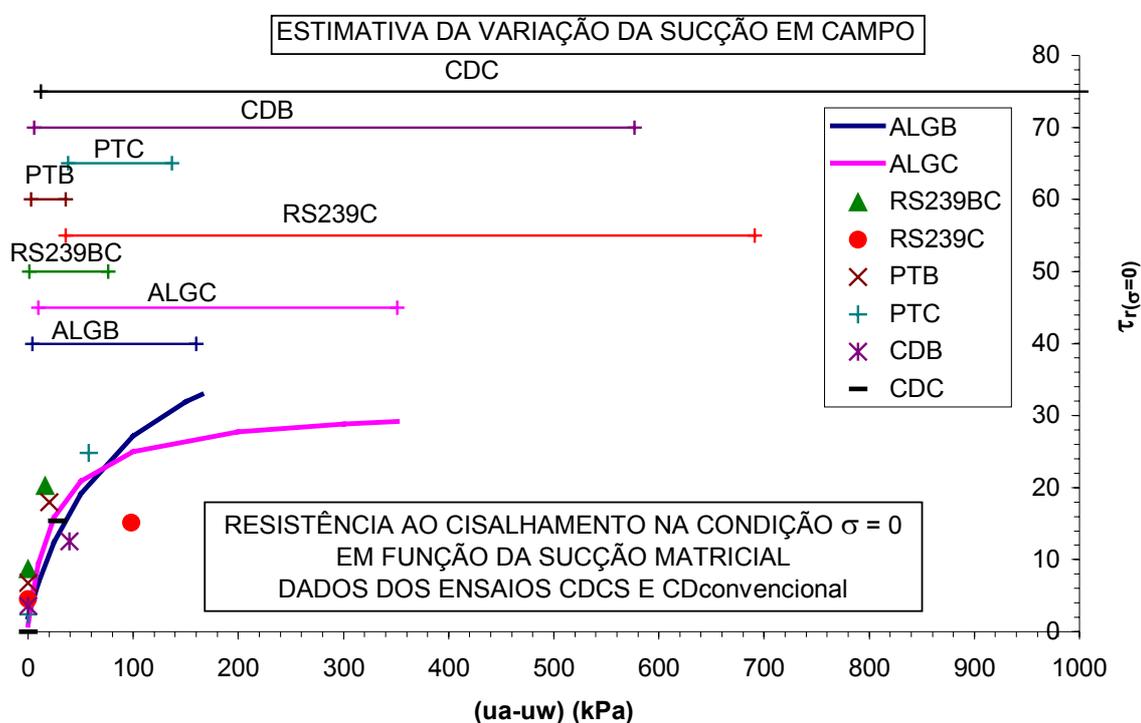


Figura 12 – Variação da sucção em campo e da resistência ao cisalhamento ( $\tau_{r(\sigma=0)}$ ) com base nos ensaios CDCS e CD convencionais realizados para os solos estudados

Com o objetivo de simplificar a nomenclatura nas análises que seguem, neste e também nos próximos capítulos, esta resistência ao cisalhamento para a condição  $\sigma = 0$  passa a ser chamada simplesmente de *coesão* ( $c$ ),  $\tau_{r(\sigma=0)} = c$ , pois na realidade as grandezas têm a mesma definição física e matemática. Na condição não saturada, este parâmetro incorpora a parcela de resistência determinada pela sucção matricial:

$$c = c' + f((ua-uw)) \quad (23)$$

e na condição saturada, a qual se pressupõe estabelecer quando o solo à superfície é submetido a um fluxo d'água concentrado, iguala-se ao parâmetro coesão efetiva ( $c'$ ):

$$c_{((u_a-u_w)=0)} = c' \quad (24)$$

onde  $c'$  corresponde à coesão medida em ensaios inundados ( $c_{inu}$ ).

Neste estudo sobre erodibilidade, torna-se útil conceber um parâmetro que indique a susceptibilidade à redução da coesão  $c$  durante um evento pluviométrico que provoque a saturação do solo. Esta condição é suposta ocorrer à superfície do terreno quando estabelecida a condição de fluxo superficial. Este parâmetro, chamado de *variação de coesão*,  $\Delta c$ , é definido como:

$$\Delta c = \frac{(c - c')}{c} \quad (25)$$

onde:  $\Delta c$  é expresso em porcentagem.

Para os solos ALGB e ALGC, este parâmetro pôde ser estimado ao longo da faixa de sucção verificada em campo antes a um evento chuvoso,  $(u_a-u_w)_i$ , em função dos dados de resistência obtidos em ensaios com controle de sucção (CDCS). Para os demais solos,  $\Delta c$  pôde ser estimado unicamente a partir de situações pontuais de umidade de campo prévia a um evento chuvoso, referentes aos ensaios de cisalhamento direto convencionais realizados na condição de umidade natural, onde  $c = c_{nat}$ . Para  $c'$  são válidos os valores de coesão obtidos nos ensaios inundados ( $c_{inu}$ ). Logo:

- Para os solos ALGB e ALGC:

$$\Delta c = \frac{(c - c_{inu})}{c} \quad (26)$$

- Para os demais solos:

$$\Delta c = \frac{(c_{nat} - c_{inu})}{c_{nat}} \quad (27)$$

A Tabela 8 apresenta a estimativa dos parâmetros  $\Delta c$  para os solos estudados. A análise dos resultados mostra uma clara tendência de que, em cada perfil, os solos saprolíticos apresentem um menor valor de coesão saturada ( $c'$ ) e principalmente uma maior variação de coesão ( $\Delta c$ ) em relação aos solos do horizonte B.

O estabelecimento de uma relação entre estes parâmetros que retratam coesão e a sua variação pelo fluxo d'água superficial e a erodibilidade dos solos estudados constitui um dos objetivos principais desta pesquisa e será discutido em detalhe no Capítulo 8.

Tabela 8 – Valores de coesão e da variação de coesão ( $\Delta c$ ) para os solos estudados

SOLO	c		c' = c <sub>inu</sub> (kPa)	$\Delta c = \frac{(c - c')}{c}$ (%)
	c = f((ua-uw) <sub>i</sub> )* (kPa)	c = c <sub>nat</sub> (kPa)		
ALGB	4,0 a 32,9	–	2,0	50,0 a 93,9
ALGC	9,4 a 29,1	–	0,9	90,4 a 96,9
RS239BC	–	20,2	8,7	56,9
RS239C	–	15,1	4,5	70,2
PTB	–	18,0	6,8	62,2
PTC	–	24,8	2,4	90,3
CDB	–	12,5	3,6	71,2
CDC	–	15,4	0,0	100,0

\* valores referentes ao ajuste por funções hiperbólicas à relação c x (ua-uw) (Tabela 5 – aproximação A)

## 6.2 COLAPSIBILIDADE

A colapsibilidade (ou potencial de colapso) é a propriedade associada à macroestrutura dos solos que representa a capacidade do solo em sofrer súbita deformação (colapso estrutural) quando inundado sob carga. O colapso estrutural de solos tropicais não saturados está relacionado à perda de sucção matricial e ao rompimento das cimentações entre partículas ou entre agregados, quando eventualmente saturados (Barden et al., 1973). Constitui outra propriedade geomecânica investigada na busca de uma abordagem geotécnica à erodibilidade dos solos residuais não saturados.

O colapso estrutural de interesse neste estudo é aquele manifestado em pequena escala à superfície dos terrenos (sob mínimo carregamento normal), pela ação do fluxo d'água superficial. Parte-se do pressuposto que a ocorrência do colapso é um dos fatores que motivam a desagregação do solo sob inundações, favorecendo seu destacamento e transporte pelo fluxo superficial.

Cabe destacar que, na condição natural de campo, os perfis estudados são bem drenados em vista da porosidade e macroestrutura dos solos envolvidos, tanto nos horizontes subsuperficiais como nos horizontes saprolíticos. Não há registros de problemas específicos de colapso estrutural para estes solos, quando envolvidos em obras geotécnicas na região.

A colapsibilidade dos solos estudados foi avaliada por ensaios oedométricos convencionais (conforme Cap.4, item 4.2.2), divididos em dois grupos:

- Ensaios destinados a avaliar o colapso estrutural de amostras na faixa de umidade de campo, sob carregamento normal ( $\sigma$ ) variando de 6,25 a 100 kPa e
- Ensaios destinados a avaliar o colapso estrutural sob o mínimo valor de carregamento normal ( $\sigma = 6,25$  kPa), variando numa ampla faixa o teor de umidade das amostras.

O parâmetro de colapso estrutural adotado, o coeficiente de colapso estrutural ( $i_c$ ) (Vargas, 1974), é definido por:

$$i_c = \frac{-\Delta e}{(1 + e_0)} \quad (28)$$

onde:  $\Delta e$  é a variação no índice de vazios com a inundação,  $\Delta e = e_f - e_0$ , sendo que  $e_0$  é o índice de vazios inicial e  $e_f$  o índice de vazios final após a inundação.

### 6. 2. 1 Colapso estrutural na condição de umidade de campo sob variável carregamento

A Tabela 9 apresenta os resultados do coeficiente de colapso para os solos estudados, na condição inicial de umidade natural de campo e para valores de  $\sigma$  no intervalo de 6,25 a 100 kPa. A Figura 13 ilustra estes resultados.

Tabela 9 – Coeficiente de colapso ( $i_c$ ) obtido em ensaios com amostras na condição de umidade natural sob variado carregamento normal ( $\sigma = 6,25$  a 100 kPa)

SOLO	CONDIÇÃO INICIAL DAS AMOSTRAS		COEFICIENTE DE COLAPSO ( $i_c$ )				
	$w_i$ (%)	$S_i$ (%)	$\sigma = 6,25$ kPa	$\sigma = 12,5$ kPa	$\sigma = 25$ kPa	$\sigma = 50$ kPa	$\sigma = 100$ kPa
ALGB	26,3	58,1	0,11	0,42	0,98	2,37	4,28
ALGC	10,4	27,1	0,02	1,01	1,19	0,62	0,17
RS239BC	14,6	58,1	-0,03**	0,00	0,12	0,06	0,27
RS239C	8,1	30,4	-0,02**	0,00	0,14	-	-
PTB	14,8	38,1	0,02	0,26	0,75	2,36	3,67
PTC	11,0	38,1	0,58	1,04	1,13	2,43	2,04
CDB	12,2	32,9	1,17	1,98	2,66	1,41	1,48
CDC	15,81	39,5	1,65	0,93	2,90	3,12	4,94

\* valores médios para as amostras da série de ensaios

\*\* valores negativos que representam pequena expansão com a inundação

Os dados mostram uma tendência geral de aumento do potencial de colapso estrutural com o aumento do carregamento normal, com exceção feita aos solos CDB e ALGC. Segundo a avaliação da deformabilidade realizada para o solo ALGC (em ensaios de compressão oedométrica), existem evidências de que o solo sofre grandes deformações sob  $\sigma = 100$  kPa ainda na condição não saturada, reduzindo, portanto, o colapso por inundação medido neste nível de carregamento.

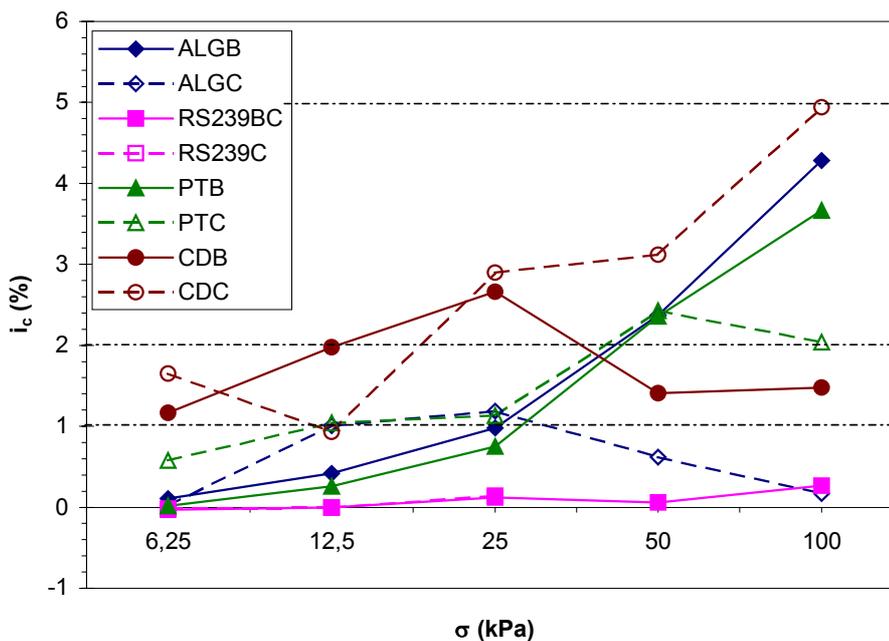


Figura 13 – Valores do coeficiente de colapso ( $i_c$ ) para ensaios na condição de umidade natural sob carregamento normal ( $\sigma$ ) de 6,25 a 100 kPa

Segundo o critério de Vargas (1974), que considera potencialmente colapsíveis solos com  $i_c > 2\%$ , apenas os solos ALGC, RS239BC e RS239C não atingem este patamar. Os demais são considerados potencialmente colapsíveis, principalmente para  $\sigma \geq 50$  kPa. Já o critério de Jennings e Knight (1976) (apud Milititsky, 1985), avalia como moderado o grau de severidade do problema de colapsibilidade para solos com  $i_c$  entre 1 e 5%; neste caso, excetuando os solos do perfil RS239, todos os demais em pelo menos algum dos níveis de carregamento ensaiados ocupam esta faixa. Os baixos valores de  $i_c$  para o perfil RS239 são atribuídos à resistente cimentação herdada do arenito (em particular ao solo RS239C) e ao menor índice de vazios destes solos ( $e < 0,7$ ).

Quanto ao comportamento no mais baixo nível de carregamento, de particular interesse neste estudo, nenhum dos solos estudados atingiu o patamar de 2% para o coeficiente de colapso estrutural. Outros aspectos referentes ao colapso neste nível de carregamento são discutidos no próximo item.

### 6.2.2 Colapso estrutural para o mínimo carregamento normal em amostras sob variável condição de umidade inicial

Com o objetivo de avaliar o potencial de colapso do solo à superfície dos terrenos sob diferentes condições de umidade, foi realizada uma nova série de ensaios com  $\sigma = 6,25$  kPa, em amostras com variável teor de umidade inicial. A Figura 14 ilustra os resultados do coeficiente de colapso obtidos em função do teor de umidade inicial das amostras,  $w_i$  (Figura 14a), e do grau de

saturação inicial,  $S_i$  (Figura 14b), e também apresenta as faixas de variação destas grandezas em campo (dados do Cap.5, item 5.1.2 – Tabela 2).

Apesar da dispersão dos resultados pontuais, explicada em parte pela heterogeneidade de amostras (acentuada em se tratando de pequenas amostras utilizadas nos ensaios oedométricos), pode-se inferir, como tendência geral, o decréscimo do potencial de colapso com o aumento do teor de umidade e do grau de saturação inicial das amostras, considerado o intervalo de umidade ou saturação verificado em campo.

Observa-se na Figura 14 que, na faixa de variação da umidade ou do grau de saturação em campo, os únicos solos que superam o limite de  $i_c = 1\%$  são os solos CDB e CDC.

Um parâmetro de análise do potencial de colapso estrutural do solo à superfície dos terrenos é o valor do coeficiente de colapso para  $\sigma = 6,25$  kPa, dado pela média entre os coeficientes estimados dentro da faixa de variação do teor de umidade ou do grau de saturação em campo, simbolizado por  $i_{cmed}$ . A Tabela 10 ilustra os valores deste coeficiente de colapso médio. Foram adotados valores médios entre a estimativa obtida por  $w_i$  e por  $S_i$ .

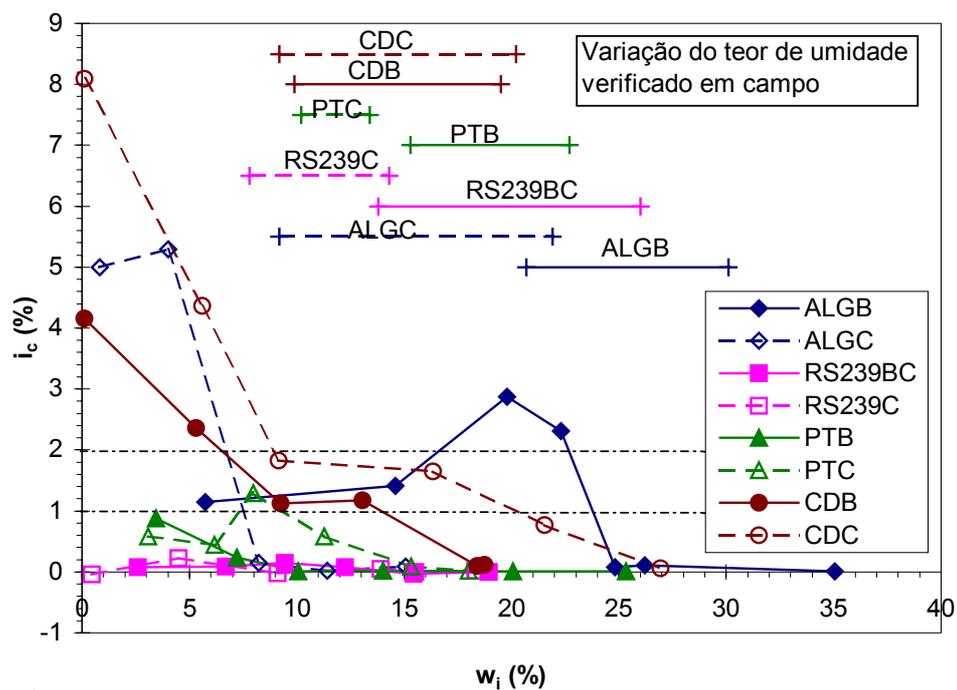
Tabela 10 – Estimativa dos coeficientes de colapso mínimo, máximo e médio na faixa de variação de umidade (e do grau de saturação) no campo para os solos estudados

SOLO	$i_{cmin}$ (%)	$i_{cmáx}$ (%)	$i_{cmed}$ (%)
ALGB	0,04	1,69	0,87
ALGC	0,07	0,09	0,08
RS239BC	0,00	0,04	0,03
RS239C	0,04	0,06	0,05
PTB	0,01	0,02	0,02
PTC	0,31	0,78	0,55
CDB	0,12	1,17	0,65
CDC	0,80	2,40	1,60

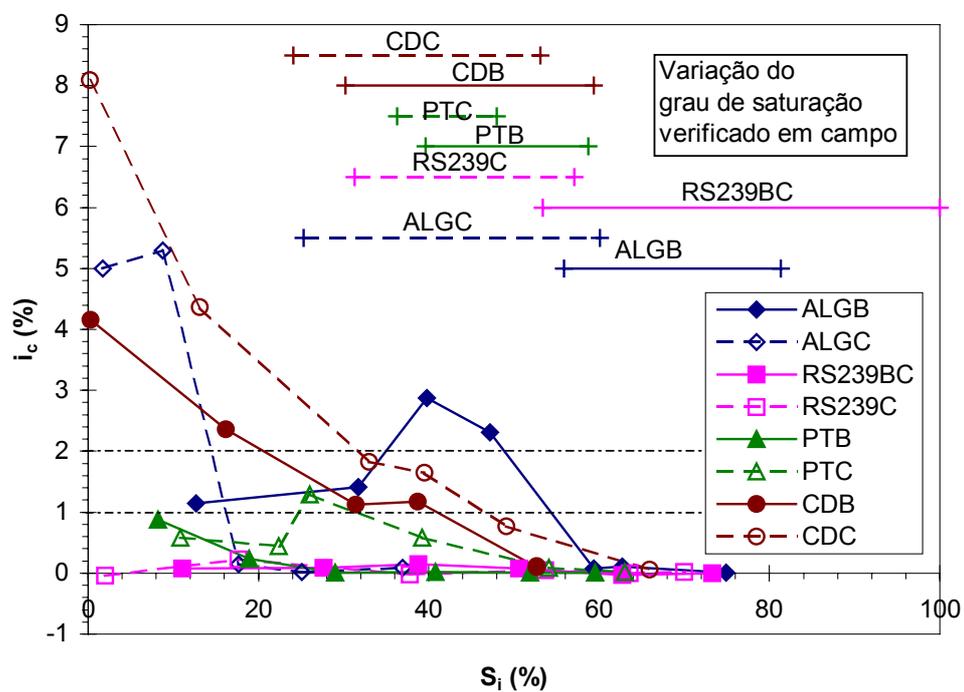
Este parâmetro permite hierarquizar o potencial de colapso à superfície entre os solos estudados. Os solos CDC, ALGB, CDB e PTC, nesta ordem, destacam-se por apresentarem os maiores valores do coeficiente de colapso médio. Cabe destacar que os valores de  $i_{cmed}$  não ultrapassam o limite de 2% proposto por Vargas (1974).

No Capítulo 8, o potencial de colapso será analisado frente à erodibilidade dos solos estudados.

No próximo capítulo, a erodibilidade destes solos, cujas propriedades geomecânicas de resistência ao cisalhamento e colapsabilidade foram estudadas, será avaliada pelo comportamento em campo e direta e indiretamente por ensaios de laboratório.



a)



b)

Figura 14 – Variação do coeficiente de colapso ( $i_c$ ) em função (a) do teor de umidade inicial e (b) do grau de saturação inicial das amostras e respectivas faixas de variação destas grandezas verificadas em campo

## **7 AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS**

Neste capítulo procurar-se-á indexar, classificar e quantificar a susceptibilidade dos solos a erosão hídrica pelo fluxo superficial. A avaliação será realizada indiretamente através da aplicação de diferentes critérios de erodibilidade, baseados principalmente nas propriedades físicas e químicas dos solos, e diretamente por meio de ensaios de Inderbitzen. Os resultados obtidos serão discutidos frente ao comportamento dos solos verificado em campo.

### **7.1 O COMPORTAMENTO DOS SOLOS EM CAMPO FRENTE A EROSÃO**

Com o objetivo de balizar a discussão sobre a erodibilidade dos solos estudados, tornou-se necessário estabelecer um critério sobre a relativa resistência à erosão destes solos com base nas observações do comportamento em campo, conforme descrito no Capítulo 3.

Este critério levou em conta a magnitude e a frequência dos processos erosivos em situações onde os solos investigados são expostos à ação do fluxo hídrico superficial. Apesar dos perfis estudados abrangerem condições locais diferenciadas (topografia, erosividade, cobertura vegetal), procurou-se abstrair os fatores externos, levando em conta na análise o grau relativo de susceptibilidade à erosão dos materiais com base no universo de solos estudados.

A erodibilidade relativa foi categorizada em três níveis principais: baixa, média e alta e em mais dois níveis intermediários: média a alta e média a baixa. Os solos de baixa erodibilidade apresentam relativa resistência à erosão quando expostos ao fluxo superficial concentrado, em geral apresentando sulcamento superficial dos terrenos. Os solos de alta erodibilidade estão envolvidos nos fenômenos de erosão hídrica acelerada, isto é, quando submetidos ao fluxo concentrado determinam ravinas profundas ou boçorocas. Numa situação intermediária, isto é, quando são alternadas ou atenuadas as feições características de um ou outro extremo, foram enquadrados os solos em média a baixa, média e média a alta erodibilidade. O Quadro 1 apresenta a classificação dos solos estudados segundo o critério estabelecido. Maiores detalhes sobre o comportamento dos solos em campo é descrito no Capítulo 3.

### **7.2 AVALIAÇÃO INDIRETA DA ERODIBILIDADE**

A avaliação indireta da erodibilidade será conduzida com base em metodologias e critérios levantados na literatura técnica de diferentes áreas do conhecimento: Agronomia, Hidráulica e Engenharia Geotécnica. Estes métodos e critérios de avaliação baseiam-se em propriedades físicas, químicas, morfológicas e mecânicas dos solos.

Quadro 1 – Erodibilidade relativa dos solos estudados com base no comportamento verificado em campo

SOLO	ERODIBILIDADE RELATIVA	OBSERVAÇÃO
ALGB	baixa	Solo laterítico envolvido em sulcamento superficial. No Loteamento Algarve, quando preservado, mostra maior resistência ao ravinamento deflagrador das boçorocas.
ALGC	alta	Solo friável extremamente fragilizado pela ação da água e envolvido nos espetaculares processos de erosão hídrica acelerada por boçorocas verificados no Loteamento Algarve.
RS339BC	média a baixa	Solo de transição em um perfil de baixo intemperismo do Arenito Botucatu, onde a perda de cimentação herdada da rocha é em parte compensada pelo enriquecimento em argila.
RS239C	média	Solo arenoso fino, onde certa resistência à erosão é determinada pela cimentação herdada do arenito. Suscetíveis a processos de ravinamento e piping.
PTB	baixa	Solo laterítico bastante evoluído, quando preservado é responsável pela resistência aos processos de erosão hídrica acelerada no Loteamento Parque do Trabalhador.
PTC	alta	Solo arenoso fino friável, de forte intemperismo do Arenito Botucatu, envolvidos nos ravinamentos profundos e boçorocas no Loteamento Parque do Trabalhador.
CDB	média a baixa	Solo subsuperficial de perfil pouco evoluído de origem granítica, envolvido em processos de erosão entre sulcos e em sulcos dos morros de Porto Alegre.
CDC	média a alta	Solo saprolítico arenoso de origem granítica, sujeito a ravinamentos e alguns boçorocamentos verificados em morros de Porto Alegre.

Os seguintes métodos e critérios são empregados na avaliação indireta da erodibilidade dos solos estudados:

- Estimativa do fator erodibilidade K da Equação Universal de Perda de Solo (USLE);
- Critérios na prática de projetos de obras hidráulicas;
- Avaliação da dispersibilidade dos solos;
- Avaliação do potencial de desagregação dos solos;
- Critérios de erodibilidade estabelecidos pelo LNEC;
- Critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT e
- Aplicação de critérios propostos por Alcântara (1997).

A proposição e detalhes na concepção destes critérios são referenciados no Capítulo 2; as propriedades morfológicas dos perfis de solos estudados encontram-se descritas no Capítulo 3; o Capítulo 4 traz as especificação dos métodos de ensaios empregados na obtenção de parâmetros dos solos destinados a aplicação dos critérios e por fim as propriedades físicas, químicas e mineralógicas dos solos são apresentadas no Capítulo 5.

### 7. 2. 1 Estimativa do fator erodibilidade K da Equação Universal de Perda de Solo ( $K_{USLE}$ )

Os fatores erodibilidade K da Equação Universal de Perda de Solo (USLE) para os solos estudados (simbolizado por  $K_{USLE}$ ) foram estimados através do nomograma de Wischmeier et al.(1971), apresentado no Capítulo 2 (item 2.1.2.1 – Figura 1). Esta estimativa para o  $K_{USLE}$  explicita como fatores que determinam a erodibilidade dos solos a textura, o teor de matéria orgânica, a estrutura e a permeabilidade do solo. Segundo os autores do nomograma, outros fatores de importância na erodibilidade (como a estabilidade de agregados, a dispersibilidade, a densidade e o pH) estão, de certa forma, relacionados aos anteriores.

Os parâmetros de entrada no nomograma são: os teores de silte + areia muito fina (0,002 a 0,1 mm), o teor de areia (0,1 a 2 mm), o teor de matéria orgânica, tipo de estrutura e classe de permeabilidade. O tipo de estrutura e a classe de permeabilidade foram avaliadas em campo segundo especificações de Lemos e Santos (1982). A Tabela 1 apresenta a estimativa do  $K_{USLE}$  para os solos estudados.

Tabela 1 – Estimativa do parâmetro  $K_{USLE}$  para os solos estudados segundo o nomograma de Wischmeier et al.(1971)

SOLO	PARÂMETROS DE ENTRADA NO NOMOGRAMA DE WISCHMEIER et al.(1971)					$K_{USLE}$
	Silte + areia muito fina 0,002 a 0,1mm (%)	Areia 0,1 a 2 mm (%)	Teor de matéria orgânica (%)	Tipo de estrutura	Classe de permeabilidade do perfil	
ALGB	27	37	0	Blocos	Moderada a rápida	0,18
ALGC	26	59	0	Blocos	rápida	0,22
RS239BC	22	62	0	Maciça	Moderada a rápida	0,19
RS239C	27	65	0	Maciça	rápida	0,25
PTB	18	29	0	Blocos	Moderada a rápida	0,10
PTC	31	64	0	Blocos	rápida	0,29
CDB	21	24	0	Blocos	Moderada a rápida	0,12
CDC	29	41	0	Blocos	rápida	0,21

Os resultados para  $K_{USLE}$  indicam que os solos saprolíticos são relativamente mais erodíveis que os solos dos horizontes subsuperficiais. Os solos saprolíticos do Arenito Botucatú mostram os

maiores valores de  $K_{USLE}$ . Os teores mais elevados de silte e areia, em detrimento ao teor de argila, para os solos saprolíticos explicam os valores mais elevados para  $K_{USLE}$ . O grau da estrutura dos solos, outro importante diferencial do comportamento dos solos subsuperficiais e saprolíticos frente à erosão, não é levado em consideração nesta previsão.

Embora definido para previsão de perdas de solo para fins agrícola, o potencial de emprego do  $K_{USLE}$  estimado pelo nomograma em áreas construídas ou destinadas a obras de engenharia é destacado por Wischmeier et al.(1971) e Wischmeier e Meyer (1973), pela possibilidade de avaliar a erodibilidade dos diferentes solos ao longo do perfil.

A maior dificuldade na aplicação da USLE em terrenos destinados a obras de engenharia reside na adaptação dos parâmetros referentes à topografia, ao manejo do solo e à cobertura vegetal. Os solos estão geralmente descobertos de vegetação e encontram-se em declividades fora dos padrões agrícolas.

### 7. 2. 2 Critérios na prática de projetos de obras hidráulicas

Os critérios de avaliação da erodibilidade dos solos empregados na prática de projetos de obras hidráulicas são apresentados no Capítulo 2 (item 2.2.3). Hénensal (1987) apresenta critérios baseados na experiência francesa, enquanto Hanson (1991) retrata a experiência americana do SCS/USDA em barragens de terra. Estes critérios, baseados em propriedades físicas dos solos, são resumidos no Quadro 2.

Quadro 2 – Critérios na prática de projetos de obras hidráulicas (Hénensal, 1987 e Hanson, 1991)

ERODIBILIDADE	Critérios granulométricos – prática francesa (Hénensal, 1987)			Critérios do SCS/USDA (Hanson, 1991)	
	Teor de finos	$D_{50}$	$C_u = D_{60}/D_{10}$	Classificação / plasticidade	Índice de vazios
Solos facilmente erodíveis	Areia muito fina* > 50% e argila coloidal** < 15%	$D_{50}$ entre 0,06 e 0,12 mm	$C_u < 5$	Solos coesivos com IP > 40%; Solos pouco coesivos com IP < 10% ***	$e > 0,7$
Solos moderadamente erodíveis	–	–	$5 < C_u < 15$	–	–
Solos resistentes à erosão	–	–	$C_u > 15$	Solos coesivos com 10% < IP < 40%	$e \leq 0,7$

\* fração de 0,1 a 0,05 mm

\*\* fração  $\leq 0,001$  mm

\*\*\* ainda são incluídos nesta classe aluviões recentes, solos coluviais, orgânicos e dispersivos

O Quadro 3 apresenta o enquadramento dos solos estudados segundo os critérios acima. Os dados de granulometria e de plasticidade dos solos são encontrados no Capítulo 5 (item 5.1.1 – Tabela 1), assim como os índices de vazios (item 5.1.2 – Tabela 2).

Quadro 3 – Enquadramento dos solos estudados segundo critérios empregados na prática de projetos de obras hidráulicas

SOLO	Critérios granulométricos – prática francesa (Hénensal, 1987)			Critérios do SCS/USDA (Hanson, 1991)	
	Teor de finos	D <sub>50</sub>	C <sub>u</sub> = D <sub>60</sub> /D <sub>10</sub>	Classificação / plasticidade	Índice de vazios
ALGB	Areia m.f.=8% Argila col=34%	0,016 mm	> 72	ML / IP= 10%	e= 0,99
			<b>RE</b>	<b>RE</b>	<b>FE</b>
ALGC	Areia m.f.=5% Argila col=1%	0,590 mm	109	SM / IP= 5%	e= 0,97
			<b>RE</b>	<b>FE</b>	<b>FE</b>
RS239BC	Areia m.f.=6% Argila col=14%	0,160 mm	> 184	SM-SC / IP= 7%	e= 0,69
			<b>RE</b>	<b>FE</b>	<b>RE</b>
RS239C	Areia m.f.=9% Argila col=6%	0,136 mm	57	SM-SC / IP= 6%	e= 0,66
			<b>RE</b>	<b>FE</b>	<b>RE</b>
PTB	Areia m.f.=9% Argila col=50%	< 0,001 mm	> 11	ML / IP= 13%	e= 1,10
			<b>ME a RE</b>	<b>RE</b>	<b>FE</b>
PTC	Areia m.f.=6% Argila col=4%	0,173 mm	4,6	SM-SC / IP= 5%	e= 0,74
			<b>FE</b>	<b>FE</b>	<b>FE</b>
CDB	Areia m.f.=5% Argila col=29%	0,139 mm	> 430	SM / IP= 22%	e= 0,86
			<b>RE</b>	<b>RE</b>	<b>FE</b>
CDC	Areia m.f.=4% Argila col=7%	0,598 mm	219	SM / IP= 7%	e= 1,00
			<b>RE</b>	<b>FE</b>	<b>FE</b>

**FE** – facilmente erodível; **ME** – medianamente erodível; **RE** – resistente a erosão

Os critérios baseados no teor de finos e na classificação/plasticidade são aqueles que melhor caracterizam a erodibilidade dos solos estudados. Vale destacar que foi o teor de argila coloidal o parâmetro determinante para o primeiro critério, visto que o teor de areia muito fina, como definido, é muito pequeno para os solos estudados (< 10%). Segundo estes critérios, todos os solos saprolíticos foram identificados como facilmente erodíveis.

Os demais critérios mostram-se deficientes: o critério de uniformidade granulométrica flagra como erodível somente o solo PTC; o índice de vazios é incapaz de identificar a resistência à erosão pelos solos lateríticos, visto que estes solos mesmo com índices de vazios elevados apresentam estabilidade frente à erosão, e o critério baseado no parâmetro  $D_{50}$  não mostrou nenhuma relação explícita com a erodibilidade destes solos.

O solo PTC foi o único considerado facilmente erodível por todos os critérios, em acordo com o comportamento em campo.

É importante destacar que os critérios em questão baseiam-se em características físicas (granulometria, plasticidade e densidade), cuja relação com outras propriedades geotécnicas mostram peculiaridades para solos tropicais e subtropicais em relação aos solos de clima temperado. Neste sentido, devem ser encarados com reserva e somente na avaliação preliminar do desempenho dos solos frente à erosão.

### **7. 2. 3 Avaliação da dispersibilidade dos solos estudados**

Uma importante hipótese a investigar na avaliação da erodibilidade dos solos estudados é a possibilidade da fração fina destes materiais dispersarem em água, facilitando a remoção destas partículas finas e facilitando o destacamento das partículas mais grosseiras. Esta propriedade é característica de solos argilosos, de tal forma que na literatura é sugerido que solos com teores de argila ( $< 0,002$  mm) inferiores a 10% não apresentam dispersão. Logo, os solos saprolíticos estudados não apresentariam colóides suficientes para dispersão. A dispersibilidade de solos argilosos é discutida no Capítulo 2 (item 2.2.4).

A dispersibilidade dos solos estudados foi investigada com base em ensaios químicos e em ensaios de dispersão SCS, detalhados no Capítulo 4 (ítems 4.1.2 e 4.3.4, respectivamente).

#### **7. 2. 3. 1 Dispersibilidade dos solos com base nos ensaios químicos da água intersticial – aplicação do critério de Sherard et al.(1976b)**

Os resultados da análise química da água intersticial, para verificação do teor de sais dissolvidos no extrato de saturação dos solos estudados, e o cálculo dos principais parâmetros de análise são apresentados no Capítulo 5 (item 5.2.1 – Tabela 3).

O critério de dispersibilidade baseado na química da água intersticial mais difundido é aquele proposto por Sherard et al.(1976b). Os autores propõem três zonas de dispersibilidade em um gráfico TSD (total de sais dissolvidos) x %Na (porcentagem de sódio). Solos dispersivos situam-se na zona A e não dispersivos na zona B; para solos situados na zona C a dúvida persiste e é indicada a realização de outros ensaios (como o ensaio de dispersão SCS ou o “pinhole test”). A Figura 1 ilustra a situação dos solos estudados frente ao critério de Sherard et al.(1976b).

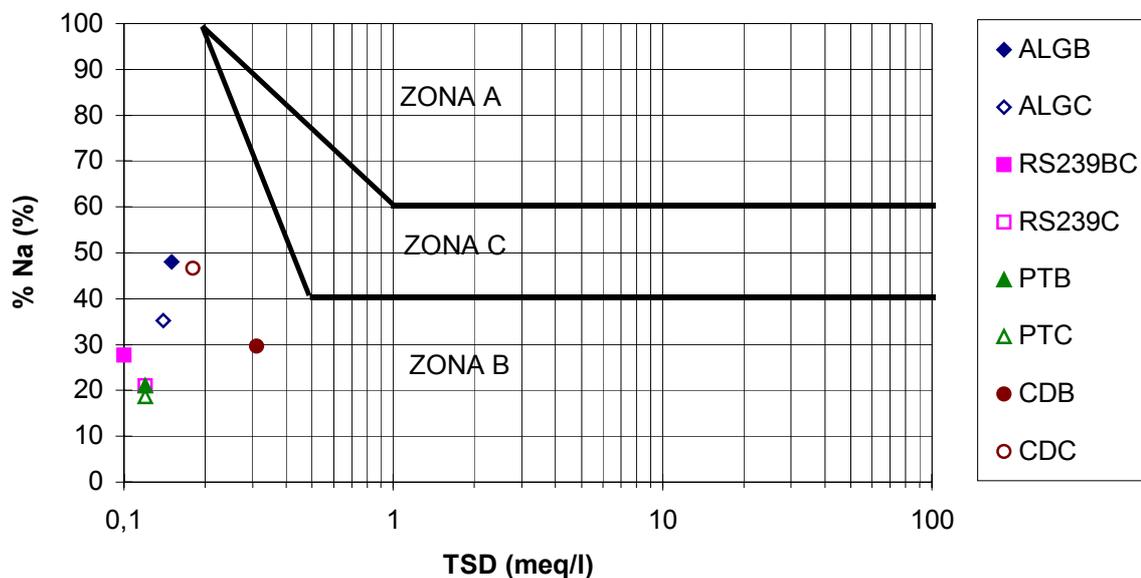


Figura 1 – Situação dos solos estudados frente ao critério de dispersibilidade de Sherard et al.(1976b)

Os solos estudados situam-se na zona B, sendo portanto considerados não dispersivos. Outras evidências concordam neste sentido. Segundo Sherard et al.(1976b), para solos com TSD < 1 meq/l já não é esperada dispersão coloidal.

O chamado “critério australiano” postula que solos dispersivos sujeitos ao fluxo de água livre de sais apresentam índice RAS superior a 1 ou 2. Segundo dados apresentados no Capítulo 5 (item 5.2.1 – Tabela 3), o máximo valor do índice RAS para os solos estudados é 0,52 (solo CDC).

#### 7. 2. 3. 2 Dispersibilidade dos solos com base nos ensaios de dispersão SCS

Ensaio de dispersão SCS (conforme Cap.4 – item 4.3.4) foram realizados para os solos estudados. Os resultados em termos da porcentagem de dispersão (% dispersão) pela NBR 13602/96 e da Razão de Dispersão (RD) por Middleton (1930) são apresentados na Tabela 2. Cabe destacar que a norma supra citada só considera válidos os resultados para solos com teor de argila (< 0,005 mm) > 12%; esta imposição restringe a análise em termos da % de dispersão aos solos ALGB, RS239BC, RS239C, PTB e CDB.

Os critérios de dispersibilidade estabelecidos em função da % de dispersão assim identificam solos dispersivos: % dispersão > 40%, segundo concepção original do SCS, ou > 25%, segundo Decker e Dunnigan (1976) para solos ML, SM e SC, ou ainda > 20%, segundo CESP (1979). Os

resultados da Tabela 2 indicam que os solos avaliados são não dispersivos frente a qualquer dos critérios.

Tabela 2 – Resultados dos ensaios de dispersão SCS em termos da % dispersão (NBR 13602/96) e da Razão de Dispersão (RD) (Middleton, 1930)

SOLO	PORCENTAGEM DE DISPERSÃO			RAZÃO DE DISPERSÃO		
	Argila (< 0,005mm) <u>sem</u> disp. (%)*	Argila (< 0,005mm) <u>com</u> disp. (%)*	% dispersão (%)	Silte+argila (< 0,05mm) <u>sem</u> disp. (%)*	Silte+argila (< 0,05mm) <u>com</u> disp. (%)*	RD (%)
	ALGB	0	59	0	4	72
ALGC**	–	–	–	19	26	73
RS239BC	1	24	4	14	36	39
RS239C	0	8	0	11	17	65
PTB	1	39	3	4	49	8
PTC**	–	–	–	19	29	66
CDB	0	42	0	3	52	6
CDC**	–	–	–	19	30	63

\* valores obtidos dos ensaios de dispersão SCS (conforme Cap.4, item 4.3.4)

\*\* solos com teor de argila (< 0,005 mm)  $\leq$  12%, verificado nos ensaios granulométricos com dispersão

O clássico índice Razão de Dispersão de Middleton foi concebido como critério de erodibilidade. Segundo Middleton (1930), solos com RD > 15% são erodíveis. Baseado neste critério, todos os solos saprolíticos e o solo de transição RS239BC são considerados erodíveis. É importante esclarecer que embora este critério avalie a erodibilidade pela dispersibilidade, não é considerado um índice de dispersão propriamente dito. Logo, sendo os solos classificados como erodíveis pelo critério não implica em serem considerados dispersivos.

Os resultados indicam que a presença de argilas dispersivas não é fator determinante da erodibilidade dos solos estudados. A presença predominante de argilomineral pouco dispersivo como a caulinita (Cap.5, item 5.3.1) aponta neste sentido. A Razão de Dispersão de Middleton indica que a presença de partículas dispersas na fração silte tem grande importância no comportamento erodível dos solos saprolíticos.

#### 7. 2. 4 Avaliação do potencial de desagregação dos solos estudados

O potencial de desagregação (“slaking”), isto é, a capacidade de um solo não saturado e não confinado em sofrer colapso de sua macroestrutura quando exposto ao ar e posteriormente imerso em água, foi investigado pelo ensaio de desagregação descrito no Capítulo 4 (item 4.3.5).

O Quadro 4 apresenta a descrição do comportamento de amostras sob diferentes condições de umidade inicial, submetidas ao processo de gradual submersão pelo ensaio de desagregação. Os resultados mostram interessantes aspectos do comportamento dos solos estudados frente ao umedecimento e posterior inundação.

Quadro 4 – Descrição do comportamento dos solos estudados nos ensaios de desagregação

SOLO	Condição inicial das amostras	SÍNTESE DO COMPORTAMENTO DAS AMOSTRAS NO ENSAIO DE DESAGREGAÇÃO
ALGB	Seca ao ar	AB*: rápida ascensão capilar (15min) e nenhuma desagregação; SP*: inchamento, desagregação superficial lateral em pequenos agregados abaixo do NA e abatimento das bordas; ST*: rupturas das bordas e fissuração intensa do topo.
	Umidade natural	AB: rápida ascensão capilar (16min); SP: desagregação superficial lateral em agregados lamelares, trincamento e ruptura das bordas; ST: rupturas das bordas em agregados > 5mm e fissuração intensa do topo.
ALGC	Seca ao ar	AB: rápida ascensão capilar (11min), afofamento e trincas no topo e laterais; SP: desagregação superficial lateral intensa, aumento de trincas, grandes rupturas; ST: desagregação total e material disperso sedimentado no entorno do material abatido.
	Umidade natural	AB: ascensão capilar indefinida e afofamento ao tato; SP: desagregação superficial lateral intensa, inchamento, rupturas por descalçamento e nuvem de material disperso; ST: desagregação total.
RS239BC	Seca ao ar	AB: rápida e nítida ascensão capilar e nenhuma desagregação; SP: desagregação superficial lateral, inchamento acima do NA e fissuração nas laterais e topo; ST: rupturas laterais, fissuração intensa e abatimento das bordas restantes.
	Umidade natural	AB: lenta ascensão capilar indefinida (>30min) e nenhuma desagregação; SP: desagregação superficial lateral e fissuração nas laterais e topo; ST: fissuração intensa e rupturas laterais.
RS239C	Seca ao ar	AB: nítida e uniforme ascensão capilar (28min); SP: pequena desagregação superficial lateral na forma de pequenas lascas; ST: desagregação superficial lateral mais intensa e quebra das bordas do topo.
	Umidade natural	AB: indefinida frente de ascensão capilar (aprox. 22min); SP: pequena desagregação superficial lateral na forma de pequenas lascas; ST: quebra das bordas do topo e desprendimento de placas.

Quadro 4 – Continuação

PTB	Seca ao ar	AB: nítida, uniforme e rápida ascensão capilar (12min); SP: pequena desagregação superficial lateral abaixo do NA; ST: segue pequena desagregação superficial lateral.
	Umidade natural	AB: indefinida ascensão capilar (aprox. 8min); SP: pequena desagregação superficial lateral e fissuração abaixo do NA; ST: segue pequena desagregação superficial lateral e quebra das bordas.
PTC	Seca ao ar	AB: pequena desagregação e inchamento junto à base; SP: acentuada desagregação superficial lateral, inchamento, fissuração das bordas e rupturas laterais; ST: rupturas, desagregação total após 17 horas.
	Umidade natural	AB: lenta ascensão capilar e nenhuma desagregação; SP: uniforme desagregação superficial lateral e desprendimento de grumos; ST: trincas no topo e desprendimentos conduzindo a rupturas.
CDB	Seca ao ar	AB: rápida ascensão capilar (6min) e inchamento próximo à base; SP: desagregação superficial lateral em agregados, pequenas rupturas por descalçamento e grande ruptura lateral; ST: ruptura generalizada das bordas, mantém-se apenas o núcleo central.
	Umidade natural	AB: indefinida ascensão capilar (aprox. 10min); SP: forte desagregação superficial lateral em agregados; ST: desagregação superficial lateral e das bordas e fissuração.
CDC	Seca ao ar	AB: rápida ascensão capilar (7min) e trincas no topo; SP: fissuração e rupturas em grande escala; ST: desagregação total.
	Umidade natural	AB: indefinida ascensão capilar (>15min) e desagregação junto à base; SP: intensa desagregação superficial lateral abaixo do NA, pequenas rupturas laterais por descalçamento e rupturas das bordas; ST: fissuração e ruptura generalizada das bordas.

\* Estágios do ensaio: AB – água na base por 30 min; SP – submersão parcial por dois intervalos de 15 min e ST – submersão total por 23 horas.

Os solos saprolíticos ALGC, PTC e CDC mostraram os mais intensos processos de desagregação. Este comportamento coincide com a fragilidade destes solos frente à erosão. Estes solos mostram nítido aumento de sua friabilidade com o umedecimento por ascensão capilar. A turbidez na água de imersão, verificada nos ensaios para o solo ALGC, se deve à destacada presença em suspensão de partículas de mica na fração fina do solo, visto que este solo não foi caracterizado como dispersivo (conforme 7.2.3).

Os solos RS239C e PTB foram aqueles que apresentaram maior resistência frente à inundação. A resistência à desagregação destes solos está associada à efetiva cimentação, herdada do arenito para o solo RS239C e de origem pedogenética para o solo PTB.

Baseado nesta avaliação, o potencial de desagregação pode ser assim categorizado:

- Solos com alto potencial de desagregação: ALGC, PTC e CDC;
- Solos com intermediário potencial de desagregação: ALGB, RS239BC e CDB;
- Solos com baixo potencial de desagregação: RS239C e PTB

A relação entre o potencial de desagregação e a erodibilidade é evidente. Os solos ALGC e PTC, considerados altamente erodíveis (segundo 7.1), desagregam totalmente em água. Entretanto, já não se verifica uma relação direta entre os níveis intermediários e baixos de erodibilidade e o potencial de desagregação.

Santos (1997) e Fonseca e Ferreira (1981) destacam esta relação entre o potencial de desagregação e a erodibilidade dos solos. Rego (1978), ensaiando solos de gnaise, evidenciou a desagregação total dos solos do horizonte de transição e saprolítico. A definição de uma velocidade de desagregação como índice classificatório para erodibilidade, conforme proposto por Fonseca (1981), é prejudicada pela desuniformidade dos processos, que torna muito difícil temporizar o início e o fim dos mesmos.

Outra característica importante verificada é que as amostras dos solos do horizonte B ensaiados desagregam na forma de pequenos agregados. Já os solos saprolíticos apresentam material desagregado constituído quase que exclusivamente por partículas isoladas.

Alguns dos solos apresentaram comportamento diferenciado pela condição de umidade inicial das amostras (em particular os solos PTC, CDB e CDC). Na condição seca ao ar as amostras apresentaram maior inchamento durante o umedecimento, provocado por mecanismos de hidratação e desaeração, facilitando a desagregação.

Comparando o comportamento verificado nos ensaios com a classificação dos processos de desagregação descritos por Holmgren e Flanagan (1976) para “crumb tests”, pode-se classificar os fenômenos ocorridos como processos de abatimentos (“slumping”), isto é, as amostras sofrem a ação de mecanismos primários de hidratação e desaeração, que geram poropressões positivas capazes de desagregar o solo em partículas individuais ou pequenos agregados. Esta mesma conclusão foi assumida por Santos (1997), ao ensaiar solos de erosões de Goiânia.

### **7. 2. 5 Critérios de erodibilidade estabelecidos pelo LNEC**

O Laboratório Nacional de Engenharia Civil de Portugal (LNEC) vem estudando critérios classificatórios dos solos frente à erosão desde a década de 60. Critérios baseados na textura, na plasticidade e na expansibilidade dos solos são apresentados por Santos e Castro (1965 e 1967) e Meireles (1967), fundamentados no comportamento de solos de Lisboa e de Angola, respectivamente (Cap.2, item 2.4.1):

- Santos e Castro (1965) – solos de comportamento regular a bom: expansibilidade LNEC  $\leq$  11% e parâmetro granulométrico a de 0,52 a 0,92 ou alternativamente % passante peneira #40 de 49 a 96%;

- Meireles (1967) – solos fortemente erodíveis:  $w_l \leq 21\%$ ,  $IP \leq 8\%$  e % passante peneira #200  $\leq 20\%$ ; solos passíveis de forte erosão:  $20\% < \%$  passante peneira #200  $< 40\%$  e solos pouco erodíveis: % passante peneira #200  $\geq 40\%$ .

A Tabela 3 apresenta os solos estudados frente a estes critérios. A expansibilidade LNEC,  $\varepsilon$  (%), foi obtida através de ensaios executados conforme especificado no Capítulo 4 (item 4.3.3.1).

Tabela 3 – Aplicação dos critérios de Santos e Castro (1965) e Meireles (1967) aos solos estudados

SOLO	CRITÉRIO DE SANTOS E CASTRO (1965)			CRITÉRIO DE MEIRELES (1967)		
	$\varepsilon$ (%)	Parâmetro a/ %pass#40(%)	↓	%pass.#200 (%)	$w_l$ (%) / IP (%)	↓
ALGB	10,3	0,82 / 80	reg. a bom	58	41 / 10	pouco erod.
ALGC	8,7	0,55 / 44	reg. a bom	27	39 / 5	pas fte eros.
RS239BC	1,1	0,79 / 99	reg. a bom	34	23 / 7	pas fte eros.
RS239C	1,1	0,79 / 98	reg. a bom	28	20 / 6	fort. erod.
PTB	3,0	0,89 / 95	reg. a bom	67	44 / 13	pouco erod.
PTC	2,0	0,74 / 78	reg. a bom	31	19 / 5	fort. erod.
CDB	3,9	0,65 / 60	reg. a bom	52	53 / 22	pouco erod.
CDC	6,6	0,53 / 45	reg. a bom	32	38 / 7	pas fte eros.

reg. a bom – comportamento regular a bom frente à erosão (Santos e Castro, 1965)

pouco erod.– pouco erodível; pas fte eros.– passível de forte erosão; fort. erod.– fortemente erodível (Meireles, 1967)

A aplicação destes critérios mostra discordância com relação ao comportamento dos solos. A expansibilidade mostra não ser um fator determinante da erodibilidade e, em conjunto com o parâmetro granulométrico a, não consegue distinguir solos com mau comportamento frente à erosão segundo o critério de Santos e Castro (1965). A predominância de caulinita na fração fina corrobora a irrelevância da expansibilidade na erodibilidade dos solos estudados.

O critério estabelecido por Meireles (1967) mostra-se razoável, os indicadores granulométricos e de plasticidade identificam os solos ALGB, PTB e CDB como pouco erodíveis, entretanto não flagram a alta erodibilidade do solo ALGC, assim como não prevêem a resistência à erosão do solo RS239C pela cimentação herdada da rocha matriz.

O critério definitivo de escolha de solos resistentes à erosão estabelecido pelo LNEC, apresentado por Nascimento e Castro (1976) (Cap.2 – item 2.4.1), considera o efeito da coesão pétreia (resistente a imersão em água) e não pétreia (que desaparece com a imersão). Os passos necessários a escolha de terrenos resistentes à erosão segundo o critério são resumidos a seguir (Cap.2 – Figura 13):

- a) Verificação se o solo é coerente ou incoerente pela granulometria ou pela leve pressão de um torrão entre os dedos;
- b) Se o solo é incoerente, este deve enquadrar-se nas faixas granulométricas A, B e C da AASHO (M147-65). Nestas faixas granulométricas os solos apresentam diâmetro médio de partículas ( $D_{50}$ ) compatível com uma alta resistência à erosão, extrapolando os critérios de erodibilidade de fundo de canais às condições do fluxo superficial em taludes;
- c) Se o solo é coerente e o seu comportamento no estado indeformado é avaliado, um ensaio de desagregação com um pequeno torrão (“slaking test”) é proposto para indicar o grau de petrificação;
- d) Se o solo desagrega facilmente, é realizado o ensaio de expansibilidade: se  $\varepsilon > 10\%$  o comportamento é governado pela granulometria e deve atender às exigências de (b), se  $\varepsilon \leq 10\%$  a fração fina tem importância e o critério é:  $40\% \leq \% \text{ passante peneira} \#40 \leq 90\%$  e  $IP \geq 4\%$  (para solos lateríticos  $IP \geq 6\%$ );
- e) Se o solo não desagrega, a petrificação é avaliada pelo limite de absorção,  $w'_A$ , (Castro, 1974). O solo atende ao critério se:

$$w'_A \leq A \cdot w_o + B \quad (1)$$

onde  $w_o$  é a umidade de saturação;

$$A = \frac{(1 + \varepsilon)}{100} \quad e \quad (2)$$

$$B = \frac{\varepsilon}{\gamma_s} \quad (3)$$

significando que a coesão pétreia do solo resiste ao aumento de volume do solo pela absorção d'água.

O Quadro 5 resume a aplicação do critério aos solos estudados.

Sobre a aplicação do critério cabem as seguintes considerações:

- Os solos foram considerados coerentes, visto que ao menos uma pequena parcela de coesão não pétreia (usando a nomenclatura dos autores) é observada na condição de umidade natural.
- A desagregação em água foi considerada a partir da interpretação dos resultados dos ensaios de desagregação apresentados no Quadro 4.
- O limite de absorção ( $w'_A$ ) para os solos estudados na condição de umidade natural foi determinado conforme especificado no Capítulo 4 (item 4.3.3.2).

Quadro 5 – Aplicação do critério de escolha de solos resistentes à erosão de Nascimento e Castro (1976)

SOLO	CRITÉRIO DE ESCOLHA DE SOLOS RESISTENTES À EROSÃO (NASCIMENTO E CASTRO, 1976)							↓
	DESAGREGAÇÃO	$\varepsilon$ (%)	% pass. #40 (%)	IP (%)	ENSAIO DE LIMITE DE ABSORÇÃO			
					$w'_A$ (%)*	$w_o$ (%)*	$A_{w_o} + B$	
ALGB	não desagrega	–	–	–	38,6	40,8	48,8	<b>RE</b>
ALGC	desagrega	8,7	44	6	–	–	–	<b>RE</b>
RS239BC	não desagrega	–	–	–	26,8	18,5	19,1	<b>NRE</b>
RS239C	não desagrega	–	–	–	29,7	22,7	23,4	<b>NRE</b>
PTB	não desagrega	–	–	–	32,3	41,1	43,4	<b>RE</b>
PTC	desagrega	2,0	78	5	–	–	–	<b>RE</b>
CDB	não desagrega	–	–	–	27,1	35,4	38,3	<b>RE</b>
CDC	desagrega	6,6	45	7	–	–	–	<b>RE</b>

\* resultados do ensaio de limite de absorção para amostras na condição de umidade natural

**RE** – solo resistente à erosão    **NRE** – solo não resistente à erosão

Os resultados apresentados no Quadro 5 revelam que o critério não prevê o comportamento em campo dos solos estudados. Os solos ALGC e PTC, de elevada erodibilidade, não são identificados como tal em função dos limites estabelecidos para % passante peneira #40 e para IP. Por outro lado, a condição imposta pelo limite de absorção para os solos RS239BC e RS239C ( $w'_A > A_{w_o} + B$ ) parece ser muito rigorosa, pois, segundo Nascimento e Castro (1976), indica que sua coesão pétreia (dada pela cimentação) não é suficiente para garantir resistência à erosão.

Os critérios desenvolvidos no LNEC abordados foram aplicados na pesquisa IPR/COPPE/TRAFECON (1975–1978) aos solos de gnaiss de taludes da Via Dutra. Segundo Rego (1978), os critérios granulométricos, assim como a expansibilidade, não foram satisfatórios na avaliação da erodibilidade do solo saprolítico, enquanto os limites de consistência foram considerados indicadores totalmente inadequados. Quanto ao critério de Nascimento e Castro (1976), considerando que todos os solos não desagregam totalmente em água, a condição dada pelo limite de absorção confirmou o bom comportamento em campo do solo coluvial e do solo residual maduro (laterítico) e o mau comportamento do solo de transição e do solo saprolítico. Fonseca e Ferreira (1981) consideram os resultados pelos critérios do LNEC compatíveis, entretanto preconizam o refino das correlações com o aumento no universo de solos estudados e a comparação com medidas diretas da erosão pelo ensaio de Inderbitzen e com ensaios de desagregação.

Alcântara (1997), ensaiando solos de São Carlos/SP e Salvador/BA, considerou o critério de Nascimento e Castro (1976) bastante eficaz, sendo que apenas um dos solos ensaiados não teve seu comportamento erodível identificado pela condição de expansibilidade, % passante peneira #40 e IP.

### 7. 2. 6 Critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT

Os critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT são discutidos no Capítulo 2 (item 2.4.3). São aplicados aos solos estudados a interpretação da erodibilidade segundo a classificação MCT, o critério de erodibilidade originalmente estabelecido pela Metodologia MCT (Nogami e Villibor, 1979) e o critério proposto por Vertamatti e Araújo (1990) com base na classificação MCT modificado (MCT–M).

#### 7. 2. 6. 1 Características de erodibilidade a partir da classificação MCT dos solos estudados

O Quadro 6 apresenta as principais características relacionadas à erodibilidade das classes MCT dos solos estudados, segundo Villibor et al.(1986).

Quadro 6 – Características das classes LG', NA' e NS' da Metodologia MCT relacionadas à erodibilidade (Villibor et al., 1986)

CLASSE	SOLOS	CARACTERÍSTICAS REFERENTES A CLASSE MCT
LG'	ALGB, PTB e CDB	Solos argilosos lateríticos plásticos e muito coesivos. Baixas infiltrabilidade, permeabilidade e expansibilidade. Superfícies expostas bastante resistentes à desagregação. Agregados resistentes e estáveis. <i>Baixa erodibilidade</i>
NA'	RS239BC, RS239C e PTC	Solos areno–argilosos ou areno–siltosos, pouco plásticos e pouco coesivos, com finos não lateríticos, de expansibilidade média a elevada. Infiltrabilidade e permeabilidade baixas a médias. Superfícies expostas com resistência variável, podendo desagregar ou liqüefazer sob ação de água corrente. <i>Erodibilidade difícil de ser prevista pela classificação MCT.</i>
NS'	ALGC e CDC	Solos de comportamento siltoso, contendo finos pouco coesivos e pouco plásticos. Permeabilidade e infiltrabilidade médias. Superfícies expostas desagregam facilmente. Expansivo, porém com baixa pressão de expansão. Variável estabilidade de agregados. <i>Erodibilidade elevada.</i>

#### 7. 2. 6. 2 Critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979)

Concebido em conjunto com a Metodologia MCT, foi desenvolvido para a avaliação da susceptibilidade à erosão hídrica de solos tropicais envolvidos em obras rodoviárias e em taludes de corte e aterro. Proposto em Nogami e Villibor (1979), é também detalhado em Nogami e Villibor

(1995). Os ensaios de infiltrabilidade e erodibilidade específica preconizados pelo critério são especificados no Capítulo 4 (item 4.3.2).

A Tabela 4 apresenta os resultados obtidos para o coeficiente de sorção ( $s$ ) e para a perda por imersão ( $\pi$ ), a partir dos ensaios de infiltrabilidade e erodibilidade específica, respectivamente. O coeficiente de sorção representa a velocidade de ascensão capilar dos solos, relacionada à capacidade do solo em infiltrar a água da chuva e dificultar a formação do fluxo superficial, enquanto a erodibilidade específica representa o potencial de desagregação do solo pela água. Os ensaios foram conduzidos a três diferentes condições de umidade inicial das amostras: secas ao ar, na umidade natural e pré-umedecidas, visto que intuitivamente previu-se que os parâmetros medidos são afetados por este fator.

Nogami e Villibor (1979) consideram erodíveis os solos cuja relação  $\pi/s$  é superior a 52. Posteriormente, Pejon (1992) (apud Vilar e Prandi, 1993) propõe 40 como valor limite. A Figura 2 ilustra a aplicação do critério aos solos estudados.

Os resultados apresentados destacam a maior susceptibilidade à erosão do solos saprolíticos em relação aos solos dos horizontes subsuperficiais.

Tabela 4 – Critério de erodibilidade pela Metodologia MCT – valores do coeficiente de sorção ( $s$ ) e perda por imersão ( $\pi$ ) para diferentes condições de umidade das amostras

SOLO	umidade natural (wnat)			seca ao ar (as)			pré-umedecida (pu)		
	$s$ (cm/min <sup>1/2</sup> )	$\pi$ (%)	$\pi/s$	$s$ (cm/min <sup>1/2</sup> )	$\pi$ (%)	$\pi/s$	$s$ (cm/min <sup>1/2</sup> )	$\pi$ (%)	$\pi/s$
ALGB	0,054	0,8	<b>15</b>	0,180	1,5	<b>8</b>	0,006	0,3	<b>50</b>
ALGC	0,305	78,4	<b>257</b>	0,637	77,0	<b>121</b>	0,135	70,2	<b>520</b>
RS239BC	0,037	6,0	<b>162</b>	2,557	81,9	<b>32</b>	0,002	0,5	<b>250</b>
RS239C	0,149	11,2	<b>75</b>	0,267	40,1	<b>150</b>	0,004	0,9	<b>225</b>
PTB	0,288	0,4	<b>1</b>	0,399	11,6	<b>29</b>	0,106	0,1	<b>1</b>
PTC	0,386	39,9	<b>103</b>	0,274	85,2	<b>311</b>	0,351	50,0	<b>142</b>
CDB	0,173	1,6	<b>9</b>	0,311	38,4	<b>123</b>	0,127	1,6	<b>13</b>
CDC	0,269	40,7	<b>151</b>	0,460	71,7	<b>156</b>	0,084	4,4	<b>52</b>

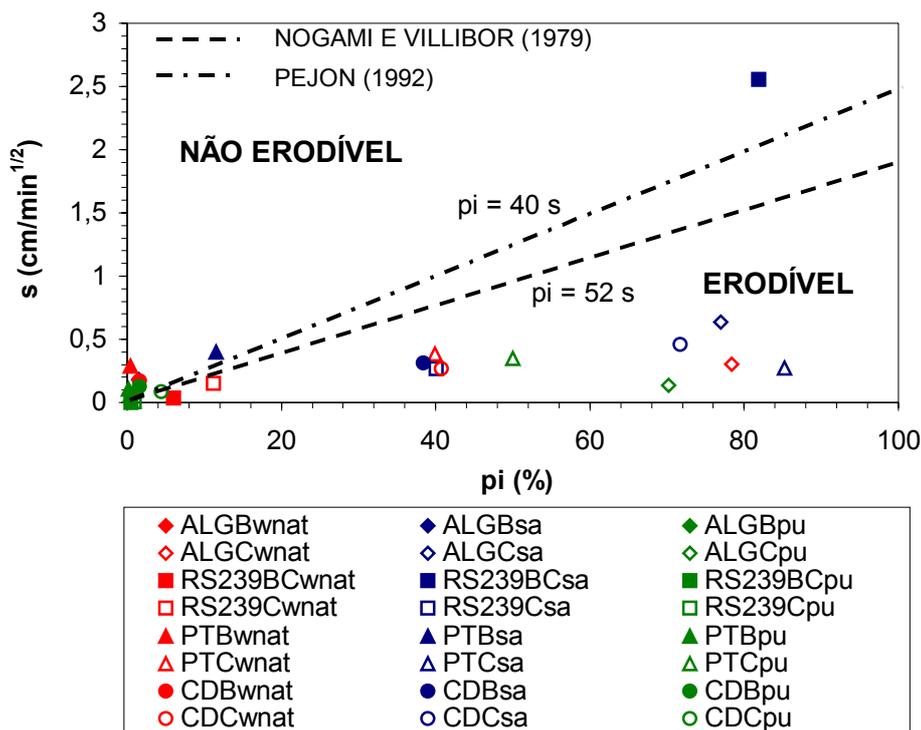


Figura 2 – Critério de erodibilidade pela Metodologia MCT – situação dos solos estudados

Os solos ALGC, RS239C, PTC e CDC são considerados erodíveis, independente da condição de umidade inicial das amostras. A maior cimentação natural do solo RS239C, manifestada pela menor perda por imersão em relação aos outros solos saprolíticos, não é suficiente para classificá-lo como não erodível, visto seu baixo coeficiente de sorção, motivado sobretudo pela baixa porosidade deste solo. O solo de transição arenoso fino RS239BC não apresentou comportamento erodível apenas na condição seca ao ar, devido ao elevado coeficiente de sorção medido nesta condição.

Os solos ALGB, PTB e CDB mostraram o melhor comportamento frente à erosão segundo o critério ("não erodíveis"), sendo que somente o último, pela elevada perda por imersão, é considerado erodível na condição seca ao ar.

Estes resultados, de uma maneira geral, concordam com o comportamento em campo expresso em 7.1.

A maioria dos solos estudados tendem a um aumento concomitante na velocidade de ascensão capilar e na perda por imersão para amostras secas ao ar. Tendência oposta é observada para amostras pré-umedecidas. A variação na razão entre as grandezas que representam estas propriedades ( $\pi/s$ ) é que determina qualquer mudança na avaliação de erodibilidade pelo critério.

Cabe destacar o comportamento dos solos ALGC e PTC, considerados altamente erodíveis pelo comportamento em campo. Estes solos não manifestam redução na perda por imersão para amostras pré-umedecidas. Logo, mantêm o alto potencial de desagregação na condição de umidade

próxima àquela que os solos apresentam ao se estabelecer o fluxo d'água superficial pela redução capacidade de infiltração durante um evento pluviométrico (esta redução na capacidade de infiltração é indicada pela diminuição no coeficiente de sorção para a condição pré-umedecida).

Os critérios de Nogami e Villibor (1979) e Pejon (1992) são bastante próximos, a diferença entre eles pouco influencia a avaliação dos solos estudados.

### 7. 2. 6. 3 Critério de erodibilidade de Vertamatti e Araújo (1990)

Vertamatti e Araújo (1990) propõem um critério qualitativo para previsão do potencial erosivo de solos tropicais, baseado no gráfico classificatório da Metodologia MCT modificada (MCT-M). A Metodologia MCT-M constitui a modificação imposta por Vertamatti (1988) (apud Vertamatti e Araújo, 1990) à Metodologia MCT tradicional pela inclusão do grupo dos solos transicionais. Os autores estabeleceram faixas de erodibilidade em função do grau de erosão verificado em taludes de solos tropicais paulistas e da Amazônia (Cap.2, item 2.4.3.1).

A Figura 3 ilustra a posição dos solos estudados em relação às faixas de erodibilidade propostas. Observa-se que, segundo este critério, os solos saprolíticos graníticos (ALGC e CDC) apresentam a maior erodibilidade, com destaque ao solo ALGC. Os solos dos perfis de intemperismo de arenito (RS239BC, RS239C, PTB e PTC) mostram-se numa faixa intermediária, independente dos horizontes envolvidos. Já os solos do horizonte B dos perfis graníticos (CDB e ALGB) apresentam-se na faixa de menor erodibilidade.

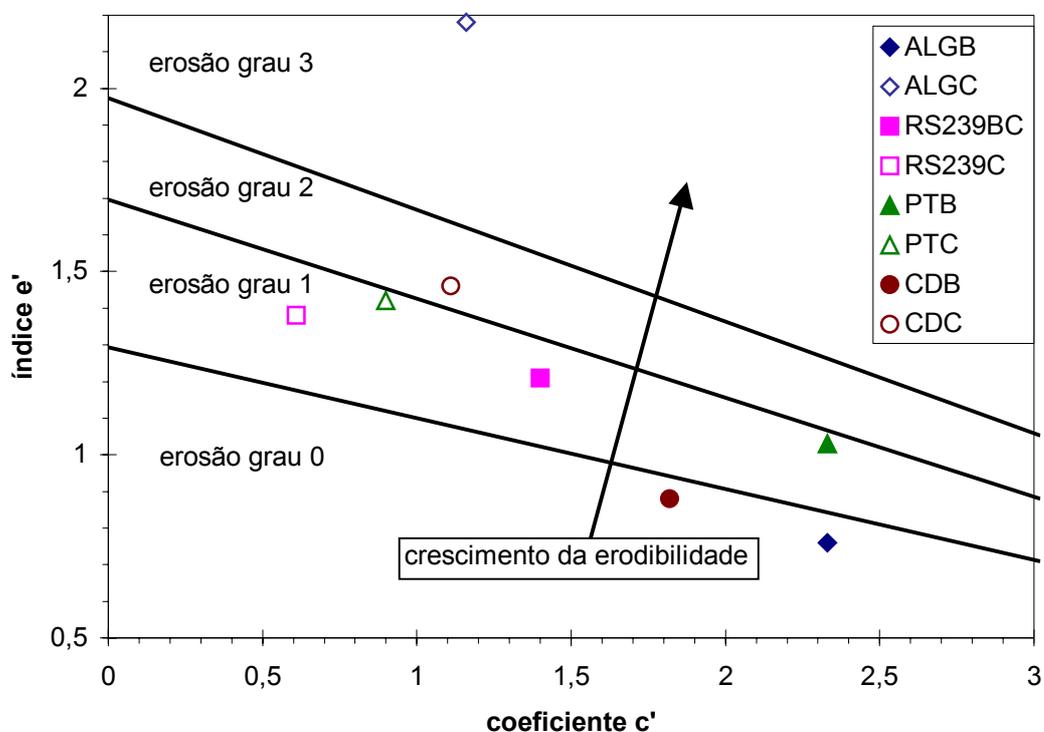


Figura 3 – Critério de Vertamatti e Araújo (1990) – solos estudados frente às faixas de erodibilidade no gráfico classificatório MCT-M

O critério falha ao considerar que os solos PTB e PTC apresentam o mesmo comportamento frente à erosão. Como leva em conta somente as propriedades classificatórias estabelecidas pela Metodologia MCT (baseada no comportamento de solos compactados), a estrutura natural, de indiscutível importância na erodibilidade destes solos, é excluída da análise. O mesmo não ocorre com o critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979), visto que os ensaios de infiltrabilidade e de erodibilidade específica são realizados a partir de amostras na condição indeformada.

Com o avanço de suas pesquisas, Vertamatti e Araújo (1998) chegam à proposição de um ábaco de erodibilidade de solos tropicais (Cap.2, item 2.4.3.3). Os autores associam a classificação MCT-M à propriedade de retenção d'água dos solos, caracterizada por curvas de sucção levantadas através de ensaios em câmaras de pressão.

Este ábaco tem como parâmetros de entrada a inclinação da curva ( $u_a - u_w$ ) x  $w$  no intervalo inicial de sucção matricial e o parâmetro  $d'$  da Metodologia MCT. Numa analogia com o critério de erodibilidade MCT, observa-se uma forte relação entre as grandezas físicas envolvidas. A capacidade de variação de umidade no intervalo inicial sucção está relacionada à infiltrabilidade do solo, enquanto o parâmetro  $d'$  é função da perda por imersão, assim como a erodibilidade específica. Entretanto, a diferença básica entre os critérios é que, enquanto o critério de Nogami e Villibor (1979) preconiza os ensaios com amostras indeformadas, o critério de Vertamatti e Araújo (1998) é baseado em ensaios com amostras compactadas (tanto na construção da curva de sucção, como na avaliação da perda por imersão). Como comentado anteriormente, é indiscutível que o comportamento de solos lateríticos e saprolíticos frente à erosão está muito fortemente relacionado à sua estrutura natural, logo, questiona-se o emprego de características de retenção d'água e de desagregação em água de solos compactados na previsão deste comportamento.

Os aspectos citados acima, somados a indisponibilidade de dados ( $u_a - u_w$ ) x  $w$  no estado compactado e a imprecisão na medida dos valores de sucção abaixo de 10 kPa pela técnica do papel filtro, resultaram na não aplicação do critério de Vertamatti e Araújo (1998) aos solos estudados.

### **7. 2. 7 Aplicação de critérios de erodibilidade propostos por Alcântara (1997)**

Alcântara (1997) apresenta critérios de erodibilidade baseados em ensaios de cone de laboratório, resistência à compressão simples e estabilidade de agregados, estabelecidos na comparação com o comportamento in situ de solos de São Carlos/SP e Salvador/BA. Estes critérios são discutidos no Capítulo 2 (item 2.4.4).

Os solos estudados foram testados pelos critérios baseados no ensaio de cone de laboratório e na estabilidade de agregados.

## 7. 2. 7. 1 Critério baseado no ensaio de cone de laboratório

Os ensaios de cone de laboratório foram realizados conforme especificado no Capítulo 4 (item 4.3.6). Os resultados foram expressos em função das profundidades de penetração do cone medidas em amostras na condição de umidade natural (Pnat), secas ao ar (Pseca) e saturadas<sup>1</sup> (Psat). Foram obtidos os parâmetros de variação de penetração DP e DPA, definidos por Alcântara (1997) como:

$$DP = \frac{(Psat - Pnat)}{Pnat} \quad e \quad (4)$$

$$DPA = \frac{(Psat - Pnat)}{Psat} \quad (5)$$

e, para uma alternativa de análise, os parâmetros DP\* e DPA\*, aqui definidos como:

$$DP^* = \frac{(Psat - Pseca)}{Pseca} \quad e \quad (6)$$

$$DPA^* = \frac{(Psat - Pseca)}{Psat} \quad (7)$$

A Tabela 5 apresenta os resultados obtidos, ilustrados na Figura 4 em função dos valores de penetração (P em mm).

Tabela 5 – Valores de penetração e parâmetros de variação de penetração obtidos em ensaios de cone de laboratório com os solos estudados

SOLO	VALORES DE PENETRAÇÃO (mm)			VARIÇÃO DE PENETRAÇÃO (%)			
	Pnat	Pseca	Psat	DP	DPA	DP*	DPA*
ALGB	3,3	1,4	3,9	18	15	111	64
ALGC	4,9	4,4	12,7	159	61	189	65
RS239BC	3,0	1,6	4,5	50	33	181	64
RS239C	2,3	1,6	2,4	4	4	50	33
PTB	3,9	1,5	5,4	39	28	260	72
PTC	4,4	2,1	11,0	150	60	424	81
CDB	4,5	1,7	5,9	31	24	247	71
CDC	3,7	2,8	16,4	343	77	486	83

<sup>1</sup> Segue-se a definição original, onde a condição saturada é assumida para amostras submetidas a umedecimento por ascensão capilar por 1 hora.

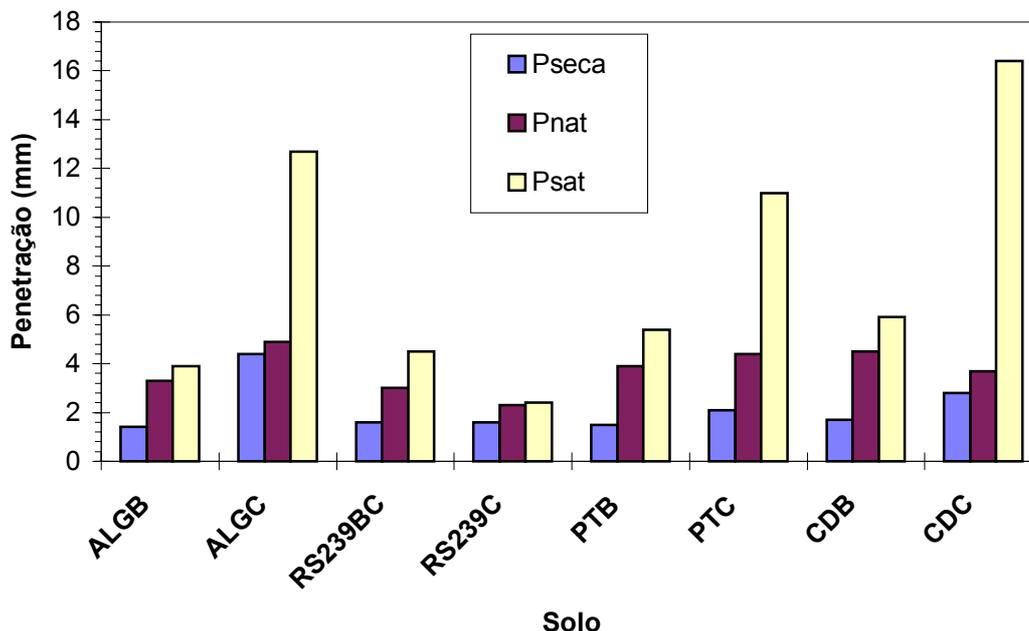


Figura 4 – Valores de penetração do cone de laboratório obtidos para os solos estudados em diferentes condições de umidade das amostras

É destacada a variação de penetração com o umedecimento a partir da condição de umidade natural (DP e DPA) para os solos ALGC, PTC e CDC, cujo comportamento erodível foi flagrado em campo.

Com a secagem ao ar, os solos dos horizontes subsuperficiais, em geral mais argilosos, apresentam significativo ganho em resistência à penetração, com valores bem mais elevados da variação de penetração em relação a amostras umedecidas (DP\* e DPA\*).

Alcântara (1997), baseado na experiência com os solos de São Carlos/SP e Salvador/BA, propôs, como primeira aproximação, o valor de DP= 20% para distinguir solos com comportamento diferenciado frente à erosão. Entretanto, o autor conclui que foi a relação  $DP = 4,5 Pnat$  aquela que melhor separou solos de comportamento erodível daqueles de comportamento não erodível. Como os valores absolutos de penetração do presente trabalho não podem ser diretamente comparados aos dados de Alcântara (1997), pelas diferenças na altura de queda e massa do conjunto de queda do cone, esta relação DP x Pnat não pôde ser aplicada como critério de erodibilidade aos solos estudados.

A Figura 5 ilustra os dados DP x Pnat obtidos. Observa-se que o limite DP = 20% é inadequado. Entretanto, um limite entre 50 e 150% (por exemplo DP = 100%) separa, dentre os solos estudados, aqueles considerados mais erodíveis de acordo com as observações em campo. Esta significativa diferença entre os limites sugeridos pode ter como razões: diferenças no critério de

avaliação da erodibilidade; a influência das diferenças na energia de queda e tamanho das amostras entre os ensaios e a natureza diferenciada dos solos estudados. Em termos do parâmetro DPA (Figura 6), um limite proposto com base no comportamento em campo dos solos estudados seria entre 35 e 60% (por exemplo DPA = 50%).

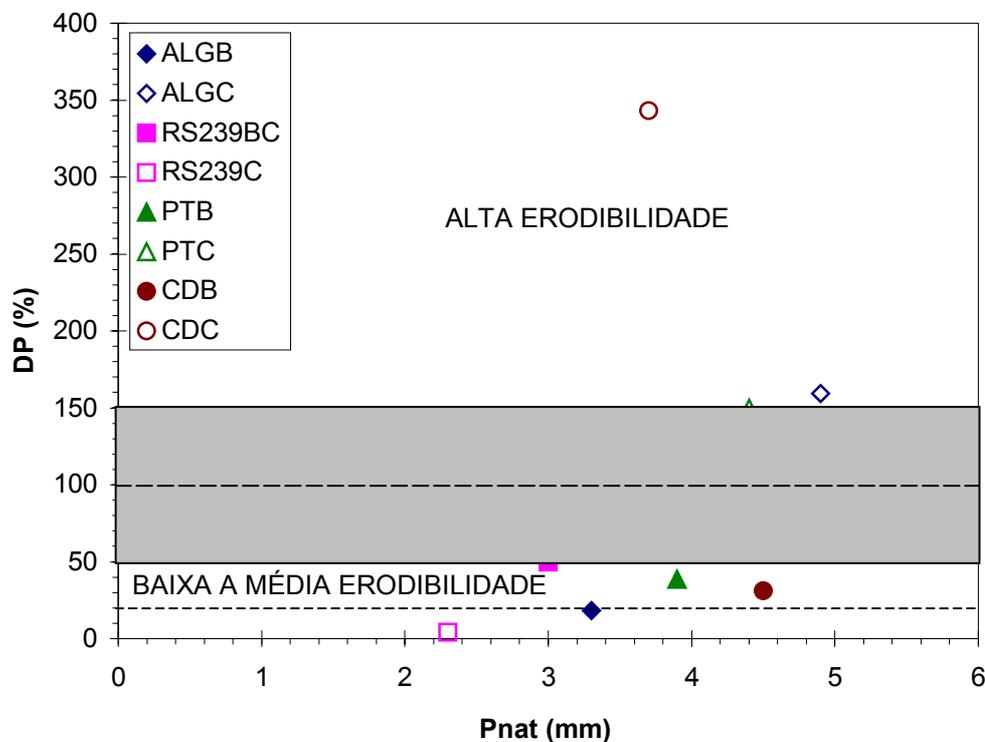


Figura 5 – Dados DP x Pnat obtidos nos ensaios de cone de laboratório realizados com os solos estudados. Critério de erodibilidade – limite proposto por Alcântara (1997): DP= 20%, e previsão do limite mais adequado aos solos estudados: 50% < DP < 150%

Crítérios combinados entre a variação da penetração (através de DP e DPA) e a infiltrabilidade, medida pelos ensaios da Metodologia MCT (através do coeficiente de sorção  $s$ ), também foram propostos por Alcântara (1997). A Figuras 7(a) e 7(b) mostram os solos estudados frente aos critérios propostos. O solo RS239BC é incluído na classe de solo erodível.

A resistência oferecida à penetração do cone de laboratório está fortemente relacionada à coesão superficial dos solos, seja visto que a finalidade original do ensaio é a estimativa da resistência não drenada de argilas. A variação desta penetração com o umedecimento representa a perda desta coesão com a variação da sucção matricial e com o processo de desagregação do solo com a água. Esta relação entre aumento na penetração do cone, perda de coesão e desagregação do solo com a inundação é evidente para os solos ALGC, PTC e CDC: solos com elevado DP e DPA, com acentuada redução na coesão com a inundação (valores de  $\Delta c$  entre 90 e 100%, conforme Cap.6, item 6.1.3) e alto potencial de desagregação (conforme os ensaios de desagregação, item 7.2.4).

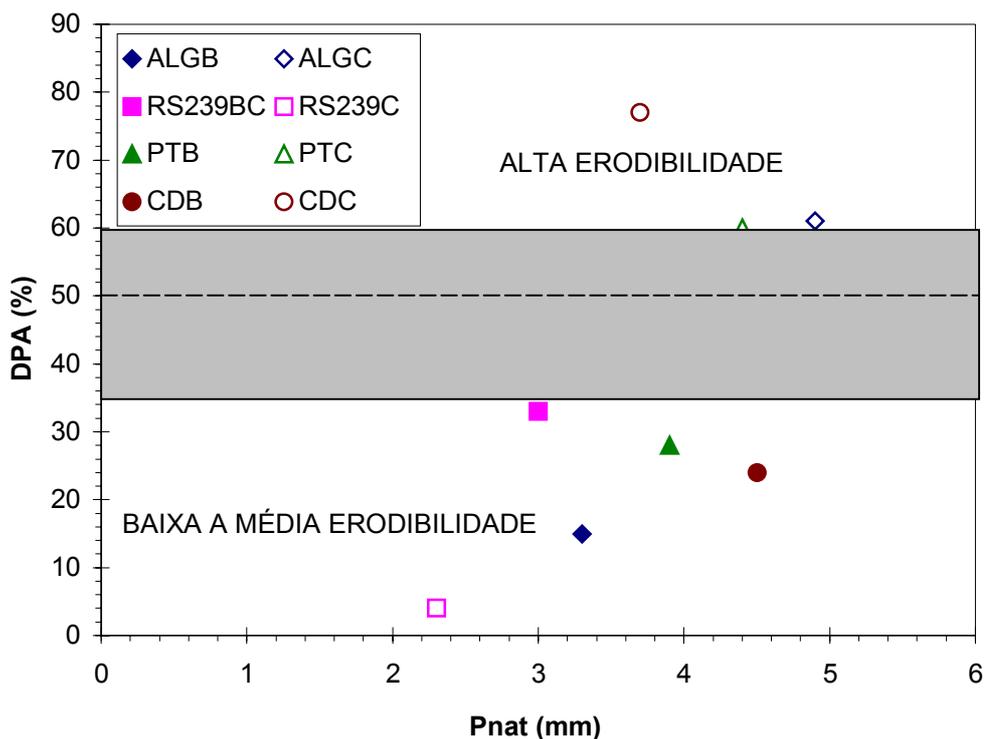


Figura 6 – Relação DPA x Pnat obtida nos ensaios de cone de laboratório realizados com os solos estudados. Critério de erodibilidade – previsão do limite mais adequado aos solos estudados:  $35\% < DPA < 60\%$

#### 7. 2. 7. 2 Critério baseado na estabilidade de agregados

A estabilidade de agregados dos solos estudados foi avaliada pelo método de peneiramento múltiplo, conforme especificado no Capítulo 4 (item 4.3.7). O critério de erodibilidade estabelecido por Alcântara (1997) é baseado no diâmetro médio ponderado (DMP). De acordo com os solos estudados pelo autor, o valor  $DMP = 1,5$  mm distingue solos com comportamento diferenciado frente à erosão:

- $DMP < 1,5$  mm – solos com erodibilidade alta e
- $DMP > 1,5$  mm – solos com erodibilidade média a nenhuma

A Tabela 6 e a Figura 8 apresentam os valores dos diâmetros médios ponderados (DMP) para os solos estudados. Para os solos dos horizontes subsuperficiais foram também obtidos os diâmetros médios ponderados dos agregados na umidade natural (DMPnat).

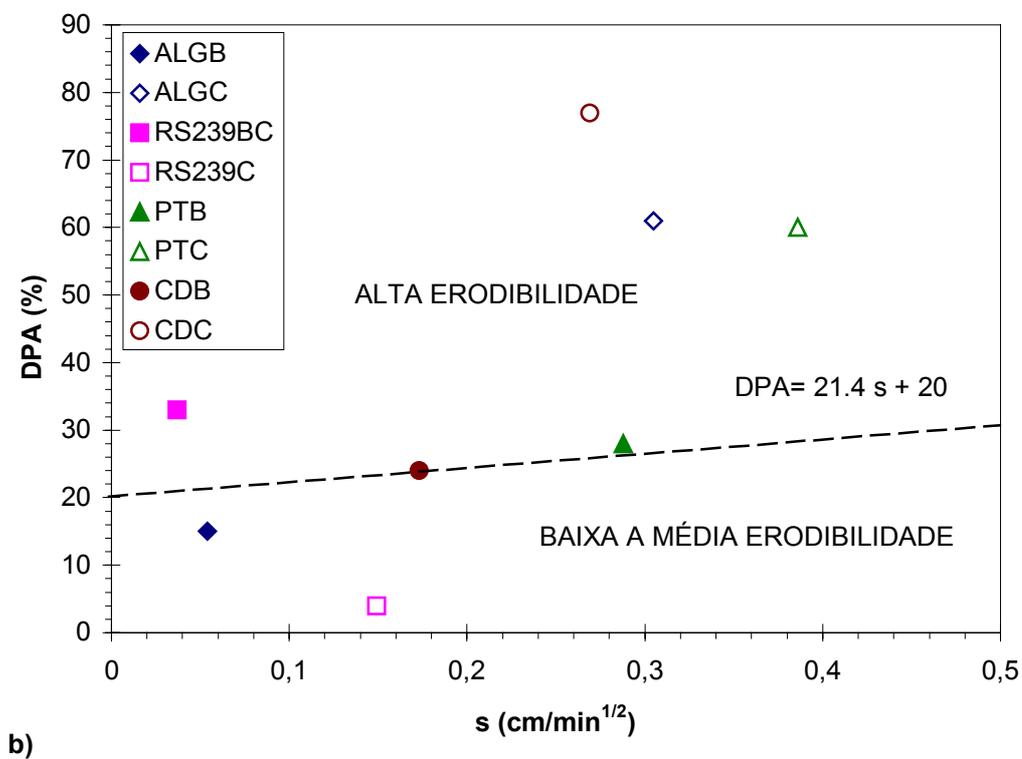
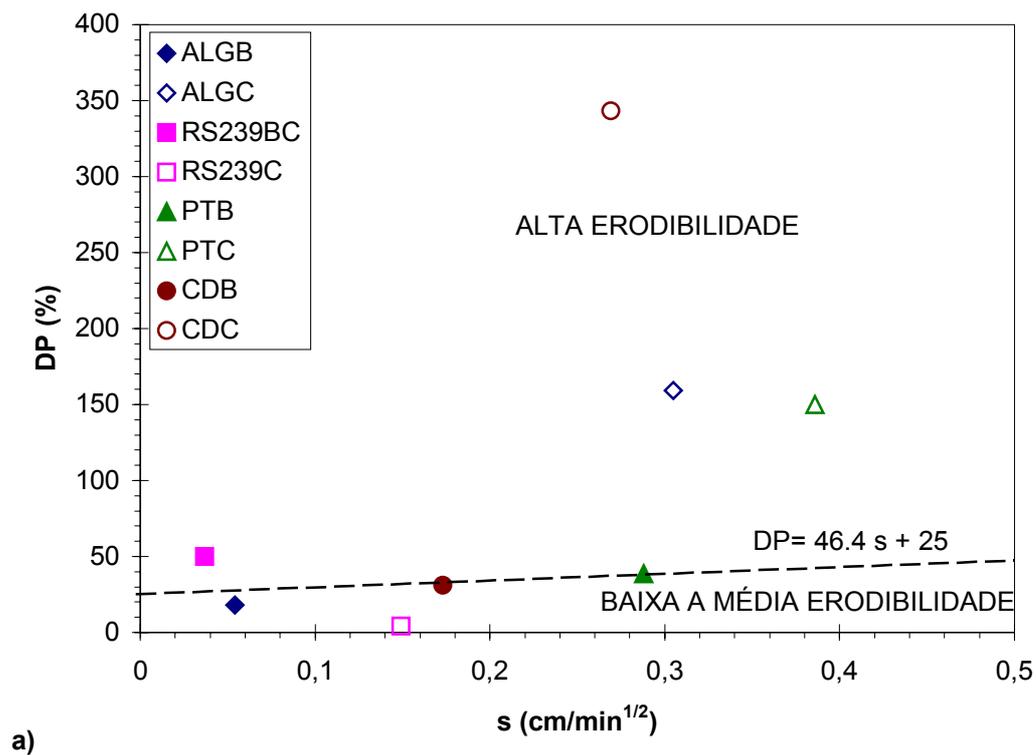


Figura 7 – Solos estudados frente ao critério combinado (a) entre os parâmetros DP e o coeficiente de sorção (s) e (b) entre DPA e s, a partir dos ensaios de cone de laboratório e dos ensaios de infiltrabilidade (Metodologia MCT), segundo Alcântara (1997)

Tabela 6 – Diâmetros médios ponderados (DMP e DMPnat) para os agregados estáveis em água dos solos estudados

SOLO	DMP (mm)	DMPnat (mm)
ALGB	1,25	2,16
ALGC	1,66	–
RS239BC	0,41	0,9
RS239C	1,21	–
PTB	2,41	4,89
PTC	0,31	–
CDB	1,65	2,62
CDC	2,72	–

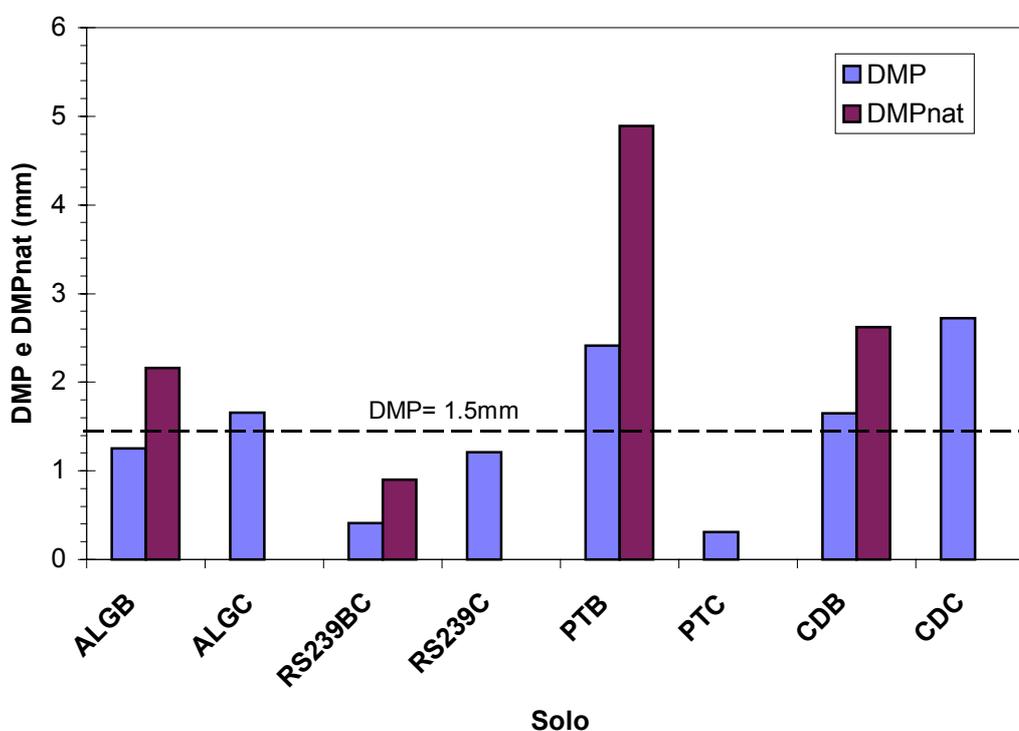


Figura 8 – Valores dos diâmetros médios ponderados (DMP e DMPnat) dos solos estudados e valor limite segundo critério de erodibilidade sugerido por Alcântara (1997)

Em relação ao comportamento dos solos in situ frente a erosão (conforme 7.1), os resultados não atendem ao critério estabelecido por Alcântara (1997). Nenhum outro valor limite para DMP parece distinguir os solos estudados quanto ao comportamento frente à erosão. A explicação está relacionada à textura muito diferenciada entre os solos envolvidos, em particular entre os solos saprolíticos, que variam de solos arenosos finos (RS239C e PTC) a solos arenosos grossos (ALGC e

CDC). Embora o método de ensaio preconize a dedução da fração areia na avaliação granulométrica dos agregados estáveis em água, a textura das partículas influencia os resultados em termos de DMP e dificulta a avaliação relativa da estabilidade dos agregados. Solos de comportamento erodível em campo, como os solos ALGC e CDC (formados por partículas grosseiras), apesar da frágil estrutura, apresentaram valores de DMP relativamente altos.

Os solos dos horizontes subsuperficiais apresentaram significativo aumento nos valores do diâmetro médio ponderado para ensaios com amostras úmidas (conforme Tabela 6 e Figura 8). Estes resultados servem de indicativo ao importante papel da desagregação na instabilização dos agregados destes solos, cujo potencial cresce com a secagem dos agregados. Em suma, os agregados na condição de umidade natural estão numa condição favorável de estabilidade em relação aos resultados obtidos por métodos de rotina na avaliação da estabilidade de agregados, baseados em amostras de agregados secos ao ar.

### 7.3 AVALIAÇÃO DIRETA DA ERODIBILIDADE – ENSAIOS DE INDERBITZEN

Com a finalidade de quantificar a erodibilidade, assim como avaliar o efeito da umidade inicial do solo na susceptibilidade à erosão hídrica por fluxo d'água superficial dos solos estudados, foram realizados ensaios de Inderbitzen com amostras indeformadas em diferentes condições de umidade.

A origem, o desenvolvimento e as experiências brasileiras com o emprego do ensaio de Inderbitzen são discutidas no Capítulo 2 (item 2.4.2.1). Os ensaios foram realizadas conforme as detalhadas especificações apresentadas no Capítulo 4 (item 4.3.1).

#### 7.3.1 Resultados obtidos

Os resultados dos ensaios são apresentados em termos da perda de solo por unidade de área e de tempo de ensaio pela tensão cisalhante hidráulica aplicada no ensaio ( $\tau_h$ ), calculada para específicas condições de fluxo e inclinações da rampa (conforme Cap.4, item 4.3.1 – Tabela 1). Aos dados experimentais  $\tau_h$  x perda de solo são ajustadas retas (conforme ilustrado no Cap.4, item 4.3.1 – Figura 2) e a partir destas são estimados os parâmetros de erodibilidade: tensão cisalhante hidráulica crítica,  $\tau_{hcrit}$ , e taxa de erodibilidade, K, para os solos estudados.

Uma grande dúvida pertinente à análise dos resultados de ensaios de Inderbitzen é quanto ao mais adequado tempo de ensaio padrão, assumido para o cálculo das taxas de erosão. Uma curva típica de perda de solo por unidade de área da amostra x tempo de ensaio é ilustrada no Capítulo 4 (item 4.3.1 – Figura 1). Nesta é exemplificada a evolução da perda de solo com o tempo de ensaio. No exemplo ilustrado, a estabilização da perda de solo dá-se para 10 min de ensaio. Este tempo para estabilidade da erosão na amostra varia muito com o solo ensaiado e com as condições de fluxo do ensaio. Em conseqüência, os resultados obtidos também diferem muito em função do tempo

adotado para cálculo das taxas de erosão. O uso de um valor mínimo do tempo de ensaio (p.ex.  $t = 1$  min) para cálculo da máxima taxa de erosão tende a superestimar a erodibilidade dos solos, pois neste pequeno intervalo de tempo toma muita importância o efeito dinâmico da primeira “onda de fluxo”, isto é, o impacto da primeira frente de fluxo que percorre o canal hidráulico atingindo a amostra. Por outro lado, com o emprego de um tempo muito longo para cálculo das taxas de erosão, amostras de certos solos muito erodíveis descaracterizam-se durante o ensaio (com a abertura de profundos sulcos e buracos) e portanto têm os resultados influenciados pela substancial alteração na regularidade do fluxo superficial sobre a amostra. Considerando estes aspectos, foi adotado o valor de  $t = 10$  min como tempo padrão para o cálculo das taxas de erosão, ciente dos parciais efeitos da “onda de fluxo” inicial e da descaracterização das amostras dos solos mais erodíveis.

A Tabela 7 resume os resultados obtidos para as três condições de umidade inicial das amostras: secas ao ar, na umidade natural e pré-umedecidas. A Figura 9 ilustra uma comparação entre os valores da taxa de erodibilidade.

Os valores de  $K$  obtidos permitiram a avaliação comparativa da susceptibilidade à erosão dos solos estudados. O mesmo não ocorre com os valores de  $\tau_{\text{crit}}$  estimados. A dispersão dos resultados e as simplificações na estimativa da tensões hidráulicas atuantes no ensaio contribuíram para que alguns dos valores de  $\tau_{\text{crit}}$  obtidos pelo intercepto das retas de ajuste ao eixo das tensões fossem negativos (considerados fisicamente incoerentes) e, desta forma, representados na Tabela 7 como indeterminados. Entretanto, cabe registrar que foram estimados valores de  $\tau_{\text{crit}}$  entre 0,25 e 1,25 Pa, na ordem de grandeza de valores para solos coesivos registrados na literatura, obtidos em diferentes ensaios hidráulicos.

Os solos saprolíticos ALGC e PTC confirmam o comportamento erodível verificado in situ, apresentando os mais altos valores de  $K$ , em torno de  $0,28 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  para o solo ALGC e  $0,36 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  para o solo PTC, independente da condição de umidade inicial.

Os solos ALGB e PTB, cujas avaliações do comportamento relativo em campo indicaram baixa erodibilidade, apresentam valores muito baixos para  $K$  na condição de umidade natural e em amostras pré-umedecidas. Entretanto, estes solos apresentam significativa taxa de erodibilidade nos ensaios realizados com amostras secas ao ar. Nesta condição de umidade, os solos são erodidos na forma de agregados milimétricos resistentes à desagregação em água, por efeito da cimentação e da elevada sucção intra-agregados. Os solos RS239BC e CDB acompanham este comportamento, isto é, a taxa de erodibilidade medida se eleva a baixos valores de umidade inicial.

O solo RS239C apresenta valores relativamente baixos de  $K$ , independente da umidade das amostras. Esta resistência à erosão está associada à cimentação do arenito, preservada no solo pouco intemperizado e manifestada nas amostras submetidas ao fluxo hidráulico. O solo CDC mostra valores significativos para  $K$ , aumentando com a secagem das amostras.

Tabela 7 – Resultados dos ensaios de Inderbitzen – Perda de Solo (em  $10^{-3}$  g/cm<sup>2</sup>/min), para diferentes condições de fluxo (Q– vazão e i– inclinação da rampa) e teor de umidade das amostras, e parâmetros  $\tau_{\text{hcrit}}$  (em Pa) e K (em  $10^{-2}$  g/cm<sup>2</sup>/min/Pa)

SOLO	COND.	Q = 3 l/min				Q = 6 l/min				$\tau_{\text{hcrit}}$ (Pa)	K ( $10^{-2}$ g/cm <sup>2</sup> / min/Pa)
		i=10°	i=26°	i=45°	i=54°	i=10°	i=26°	i=45°	i=54°		
$\tau_h$ (Pa) →		1,136	1,710	2,585	3,297	1,393	2,018	2,742	3,239		
ALGB	seca ar	36,3	–	118,3	–	39,4	–	305,4	–	<b>1</b>	<b>12,9</b>
	w nat.	0,9	–	1,7	2,6	3,0	–	4,7	–	<b>indet.</b>	<b>0,07</b>
	pré–umi	0,6	–	0,8	1,4	1,0	–	1,4	–	<b>indet.</b>	<b>0,03</b>
ALGC	seca ar	88,9	–	421,7	–	232,9	–	617,6	–	<b>0,69</b>	<b>26,7</b>
	w nat.	112,2	303,8	–	–	205,6	345,3	582,2	–	<b>0,70</b>	<b>28,3</b>
	pré–umi	61,0	–	459,2	–	174,2	–	549,7	–	<b>0,86</b>	<b>28,1</b>
RS239 BC	seca ar	163,8	407,6	501,1	–	117,0	602,4	459,0	–	<b>0,28</b>	<b>22,8</b>
	w nat.	3,9	2,5	3,0	–	5,7	–	21,4	–	<b>0,77</b>	<b>0,65</b>
	pré–umi	2,1	0,2	0,6	–	0,5	–	0,6	3,0	<b>indet.</b>	<b>0,04</b>
RS239 C	seca ar	81,6	–	82,2	–	155,0	–	116,0	–	<b>indet.</b>	<b>3,6</b>
	w nat.	21,8	–	5,3	–	43,1	–	30,5	–	<b>0,25</b>	<b>1,5</b>
	pré–umi	3,5	–	5,3	–	2,3	–	5,6	–	<b>indet.</b>	<b>≈ 0</b>
PTB	seca ar	14,3	82,2	94,0	–	23,7	–	340,4	–	<b>1,17</b>	<b>14,8</b>
	w nat.	1,0	–	1,2	–	1,4	4,4	2,3	0,9	<b>indet.</b>	<b>≈ 0</b>
	pré–umi	0,2	–	0,4	–	0,1	–	0,8	2,6	<b>indet.</b>	<b>0,09</b>
PTC	seca ar	150,5	–	615,5	–	273,4	–	720,3	–	<b>0,63</b>	<b>33,0</b>
	w nat.	108,7	–	614,4	–	244,8	–	740,6	–	<b>0,79</b>	<b>36,3</b>
	pré–umi	61,2	–	515,6	–	135,6	–	692,9	–	<b>1,00</b>	<b>36,5</b>
CDB	seca ar	5,6	–	120,9	–	39,9	95,4	432,5	–	<b>1,25</b>	<b>19,0</b>
	w nat.	1,0	–	5,6	–	6,6	15,8	8,5	16,7	<b>indet.</b>	<b>0,47</b>
	pré–umi	0,3	–	9,4	–	9,2	4,9	15,5	5,5	<b>indet.</b>	<b>0,29</b>
CDC	seca ar	29,2	–	182,8	–	92,2	273,5	617,7	–	<b>1,05</b>	<b>25,9</b>
	w nat.	7,9	–	61,4	–	31,0	208,7	136,4	–	<b>0,56</b>	<b>6,3</b>
	pré–umi	9,0	–	19,3	–	19,0	108,5	96,2	–	<b>0,56</b>	<b>3,6</b>

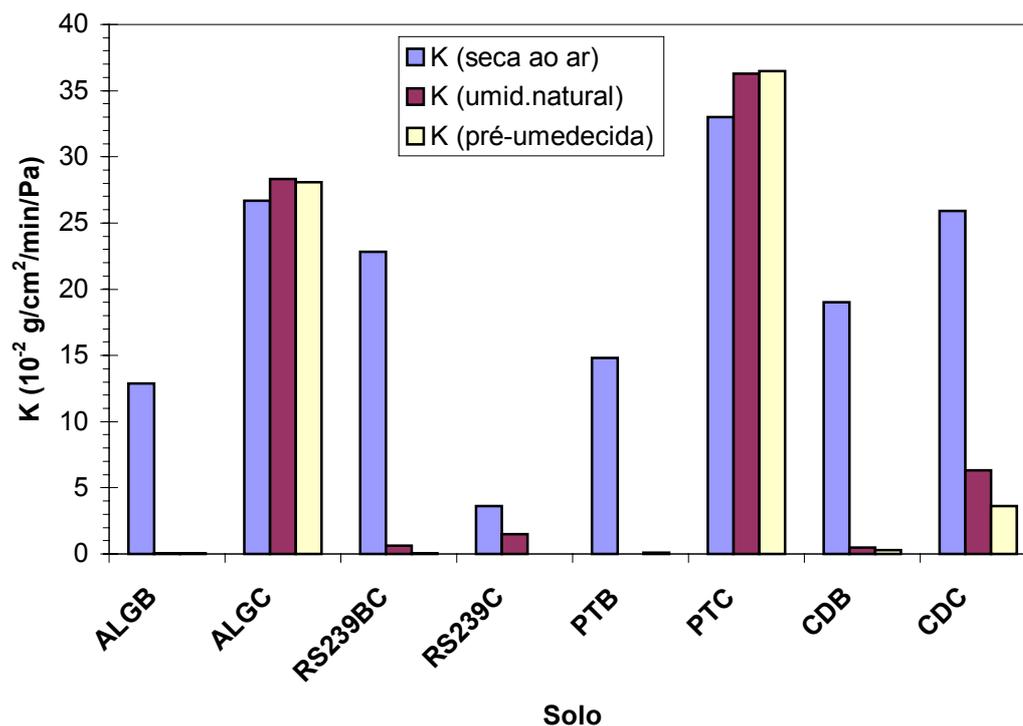


Figura 9 – Valores da taxa de erodibilidade (K) obtidos em ensaios de Inderbitzen para os solos estudados

Na Figura 10 são ilustrados graficamente os resultados dos ensaios de Inderbitzen para cada um dos solos estudados.

Ensaio de perda de solo foram também realizados no canal hidráulico do Instituto de Pesquisas Hidráulicas da UFRGS (IPH/UFRGS) para os solos do perfil ALG. Os resultados, apesar das significativas diferenças quanto aos valores dos parâmetros de erodibilidade, confirmam as principais características de comportamento observadas para os solos ALGB e ALGC. Estes ensaios e os resultados obtidos são apresentados no Apêndice D.

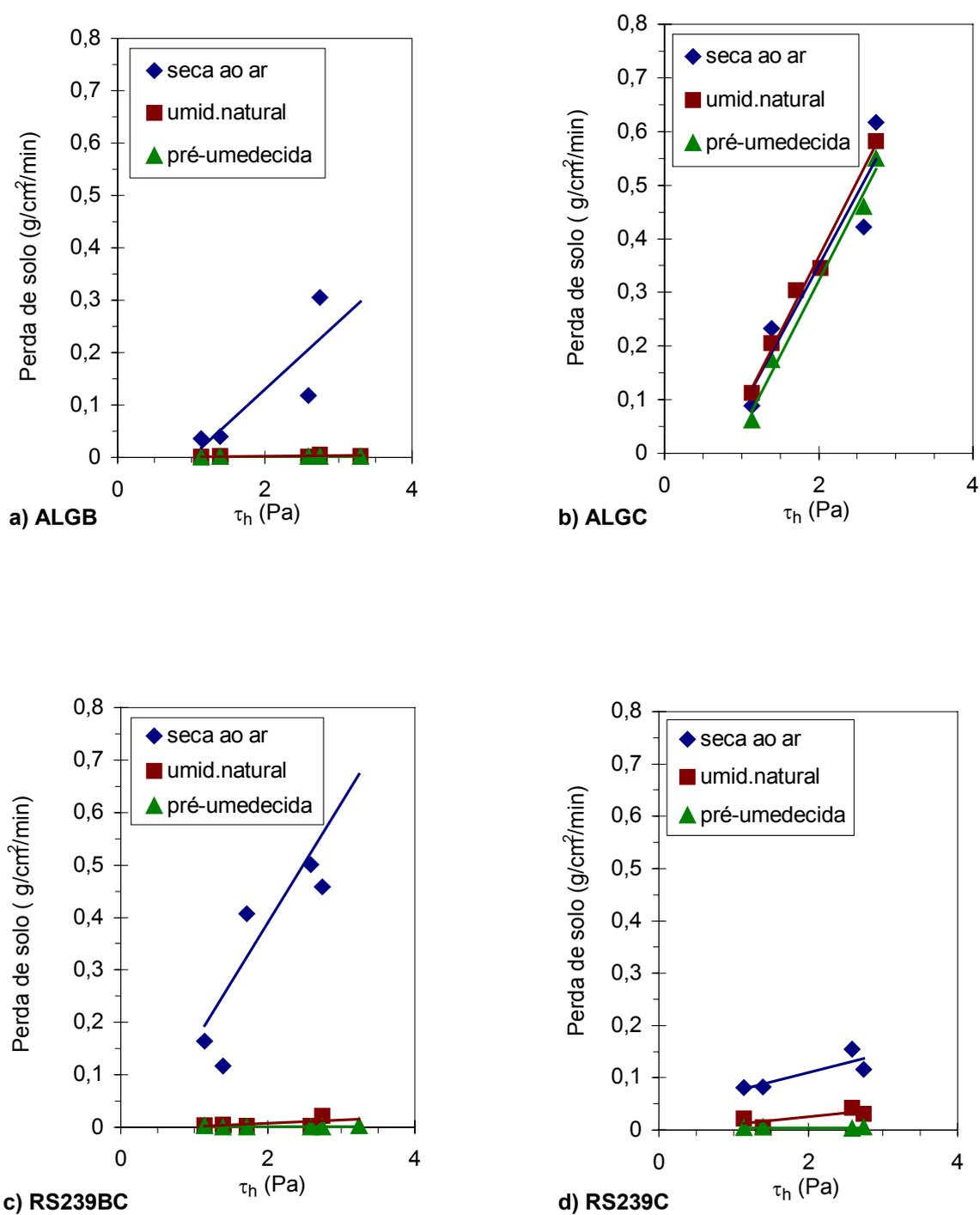


Figura 10 – Resultados dos ensaios de Inderbitzen para os solos estudados: (a) ALGB; (b) ALGC; (c) RS239BC e (d) RS239C

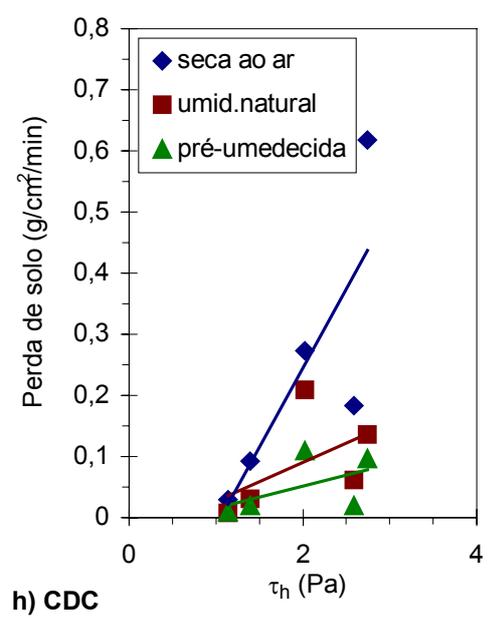
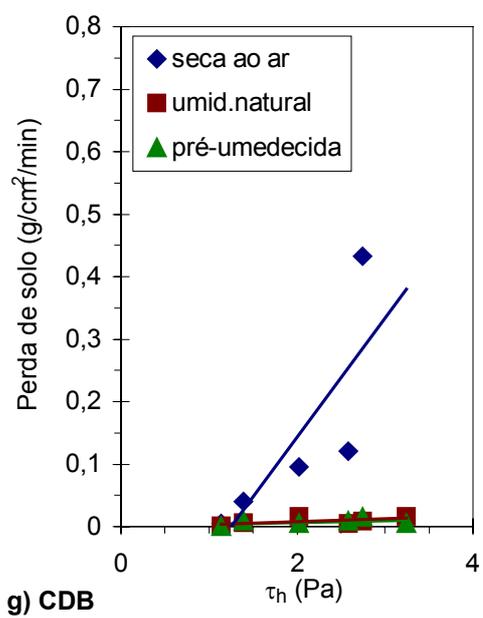
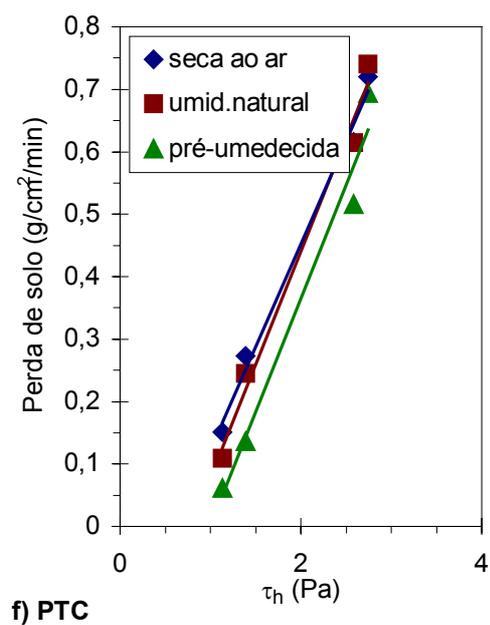
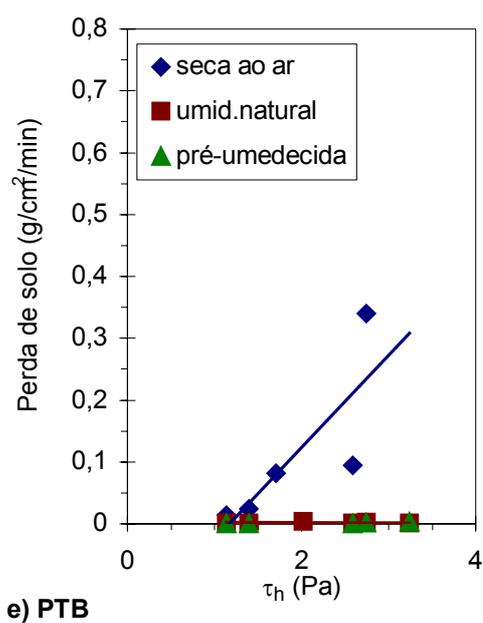


Figura 10 – Continuação: (e) PTB; (f) PTC; (g) CDB e (h) CDC

### 7.3.2 Critério de erodibilidade a partir do ensaio de Inderbitzen

Não existem referências na literatura sobre o emprego de parâmetros hidráulicos de erodibilidade a partir de ensaios de Inderbitzen no estabelecimento de critérios de avaliação da erodibilidade. O pequeno universo de solos estudados não nos permite estabelecer um critério de erodibilidade definitivo em função da taxa de erodibilidade, entretanto, observa-se afinidade entre o comportamento de campo e os dados do parâmetro K. Sugere-se, numa primeira aproximação, que os solos mais erodíveis apresentem valores de K na condição de umidade natural superiores a um valor limite aproximado a  $0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  e que os solos mais resistentes a erosão apresentem valores de K inferiores a  $0,001 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$ . A Figura 11 ilustra as classes de erodibilidade, definidas segundo a avaliação do comportamento dos solos em campo (conforme item 7.1), frente aos dados obtidos nos ensaios de Inderbitzen com amostras na umidade natural. A relação envolvendo valores de K para amostras na condição seca ao ar e pré-umedecida não permite uma clara distinção entre as classes de erodibilidade propostas.

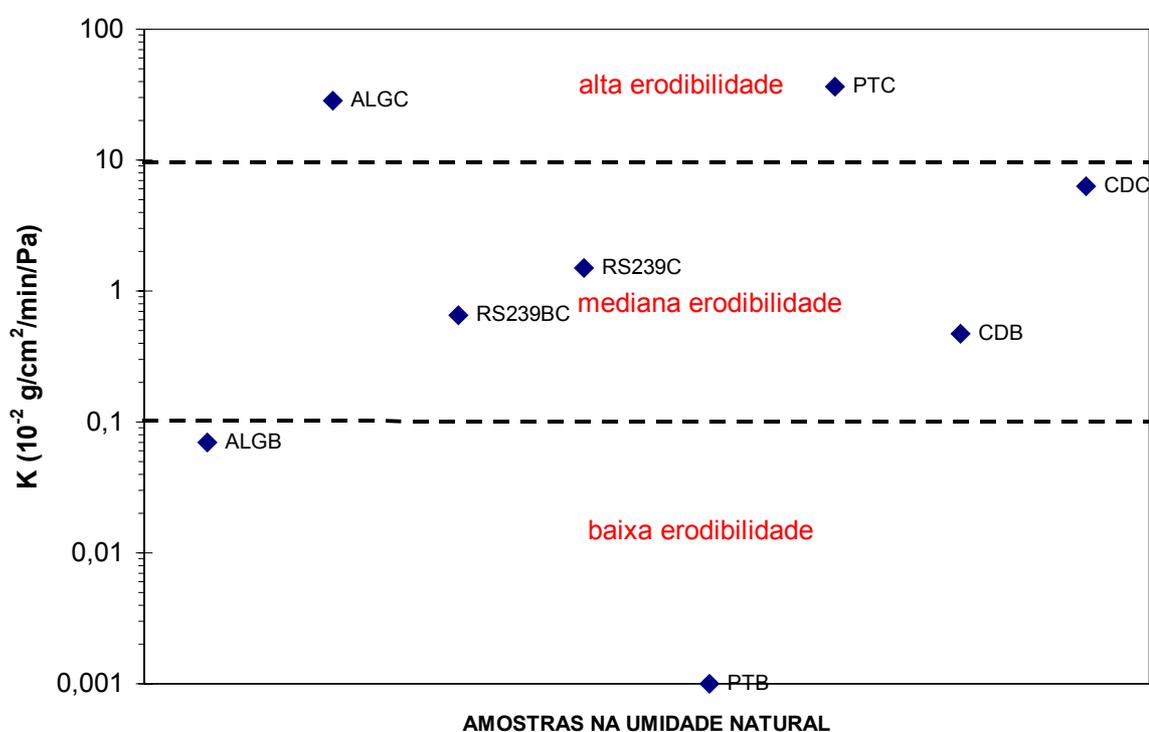


Figura 11 – Critério de erodibilidade com base nos dados da taxa de erodibilidade obtidos nos ensaios de Inderbitzen com amostras na umidade natural

Os limites aproximados na Figura 11 não são de maneira alguma definitivos. Representam tão somente o comportamento do pequeno universo de solos estudados. Entretanto, são propostos como indicativos à classificação do comportamento de outros perfis de solos residuais tropicais e subtropicais não saturados frente à erosão hídrica por fluxo concentrado.

Os resultados apresentados por Fonseca e Ferreira (1981), referentes à pesquisa IPR/COPPE/TRAFECON (1975–1978), foram analisados em função da perda de solo por unidade de área da amostra e por unidade de tempo, chamada de “velocidade de erosão”, e da vazão empregada. Foram definidas diferentes faixas de erodibilidade em gráficos velocidade de erosão x vazão, plotados para três distintas condições iniciais de umidade (ressecamento prévio, umidade natural e pré-saturação) com base em ensaios de Inderbitzen conduzidos com solos residuais de gnaiss de taludes da Via Dutra. O critério não distingue dados obtidos com diferentes inclinações da rampa, logo, falha ao analisar em conjunto valores de perda de solo obtidos sob tensões hidráulicas diferentes. A Figura 12 ilustra a aplicação do referido critério para os solos estudados, baseada nos resultados obtidos para a inclinação de rampa de 45° (mais próxima à inclinação utilizada na obtenção da maioria dos dados pela pesquisa IPR/COPPE/TRAFECON: 44°) e condição de umidade natural das amostras.

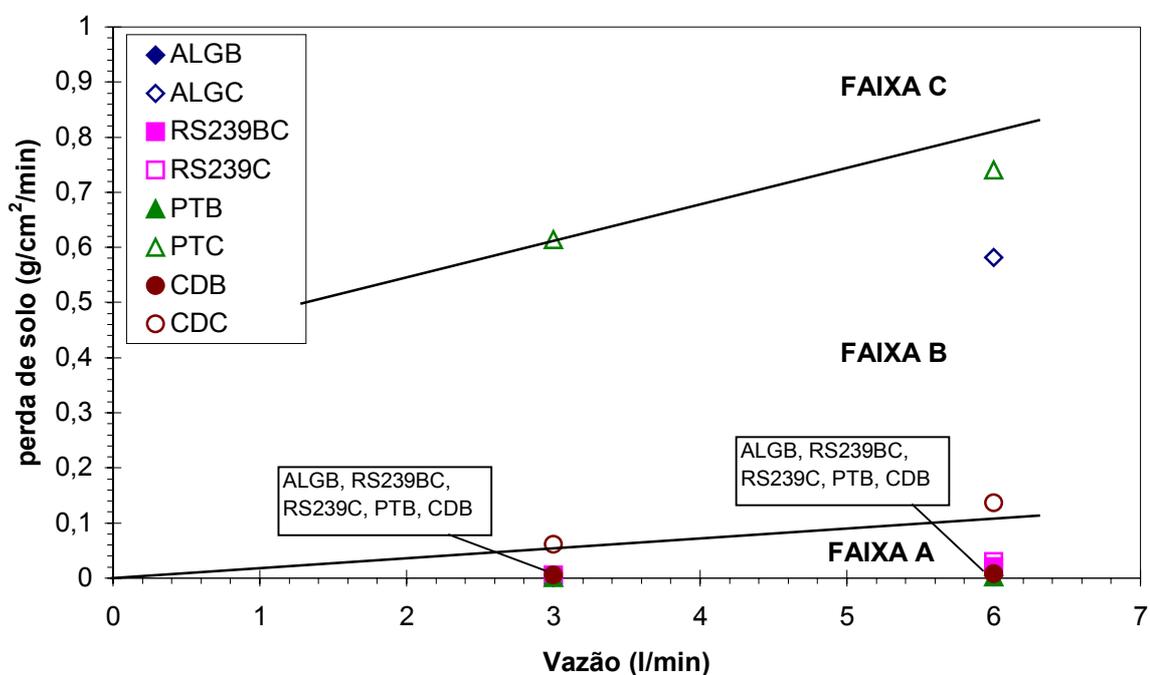


Figura 12 – Aplicação do critério de erodibilidade proposto na pesquisa IPR/COPPE/ TRAFECON (1975 – 1978) para os solos estudados. Resultados obtidos na condição de umidade natural e inclinação da rampa de 45°

Os dados referentes aos solos ALGC, PTC e CDC encontram-se na faixa B, que segundo Fonseca e Ferreira (1981), reúne solos de resistência regular à erosão. Os demais solos enquadram-se na faixa A, atribuída aos solos resistentes à erosão. Logo, em comparação com o comportamento in situ e com as evidências em laboratório, o critério estabelecido subestima o potencial erosivo dos solos estudados. Os solos ALGC, PTC e CDC seriam melhor caracterizados pelos atributos da faixa

C (solos muito erodíveis) e parte dos solos enquadrados na faixa A (pelo menos o solo RS239C) seria melhor enquadrado pelos atributos da faixa B.

Fácio (1991) analisou os dados dos ensaios de Inderbitzen para solos de erosões do Distrito Federal com base na chamada perda de solo normalizada. A erodibilidade dos solos foi avaliada pelos valores absolutos de perda de solo por unidade de área das amostras, para condições específicas de tempo de “embebimento” (umedecimento por ascensão capilar das amostras): 15 min, de vazão: 3 l/min e de inclinação da rampa: 10°. Nestas condições, os valores de perda de solo encontrados por Fácio (1994), normalizados para 10 min de ensaio, variaram de 0,08 a 0,78 g/cm<sup>2</sup> para os solos envolvidos. Os dados em termos desta perda de solo normalizada foram empregadas pelo referido autor no estabelecimento de correlações com a granulometria e com o grau de saturação, além de fundamentar tentativas de modelos de correlação linear múltipla para previsão da erodibilidade, baseados no grau de laterização, granulometria, índices de vazios e tensão normal atuante.

Comparando estas condições normalizadas aos ensaios realizados no presente estudo para amostras pré-umedecidas, sob os mesmos valores de vazão e inclinação de rampa, tem-se para os solos estudados valores de perda de solo que variam desde 0,002 g/cm<sup>2</sup>, para o solo PTB, a 0,61 g/cm<sup>2</sup>, para o solo PTC.

Santos (1997) analisa seus dados de ensaios de Inderbitzen, para solos dos horizontes superficiais de latossolos envolvidos em erosões do município de Goiânia/GO, também em função de uma perda de solo normalizada, entretanto em condições de ensaio diferentes daquelas de Fácio (1994) (vazão de 1 l/min).

Cabe destacar que tanto Fácio (1994) como Santos (1997) não procuraram estabelecer critérios de avaliação da erodibilidade com base nos ensaios de Inderbitzen.

A grande desvantagem da análise da erodibilidade por valores absolutos de perda de solo “normalizados” está na necessidade de uma rigorosa padronização das condições de ensaio para generalização dos critérios adotados, nem sempre possível em se tratando de equipamentos de porte, versatilidade e capacidade de fluxo diferentes. Neste sentido, a análise em termos dos parâmetros hidráulicos,  $\tau_{\text{crit}}$  e K, é vantajosa pois, considerando as tensões cisalhantes hidráulicas atuantes, acaba normalizando as condições de ensaio. Não obstante, concordando com a posição de Santos (1997), considera-se a normatização do ensaio e em conjunto o estabelecimento de critérios de erodibilidade a partir deste uma necessidade premente.

O emprego de rampas com melhor controle e medição das condições de fluxo com certeza acresceria aos resultados, por uma estimativa mais realística dos valores de tensões hidráulicas atuantes. Como resultado, seriam obtidos parâmetros hidráulicos mais precisos, principalmente no que se refere a tensão cisalhante hidráulica crítica. Entre outras, estas melhorias passam por maiores comprimentos de rampa anteriores à posição da amostra, emprego de materiais de fundo de rampa com rugosidade aproximada a do solo e o emprego de instrumentos apropriados a medições de altura e velocidade da lâmina de fluxo.

No próximo capítulo será apresentada uma análise global da erodibilidade dos solos estudados com base na investigação do comportamento dos solos em campo, no conjunto de dados qualitativos e quantitativos obtidos com a avaliação indireta da erodibilidade e nos parâmetros de erodibilidade obtidos desde os ensaios de Inderbitzen.

## 8 ANÁLISE GLOBAL DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS

Neste capítulo é realizada uma análise global da erodibilidade dos solos estudados, com o objetivo de alicerçar uma proposta de abordagem geotécnica à erodibilidade de solos residuais não saturados.

Foram analisados em conjunto resultados obtidos referentes a: (a) investigação do comportamento dos solos em campo; (b) avaliação indireta da erodibilidade por diferentes critérios baseados principalmente nas propriedades físicas dos solos; (c) avaliação direta da erodibilidade por ensaios de Inderbitzen e (d) investigação das propriedades de resistência ao cisalhamento e colapsibilidade. A avaliação da erodibilidade em laboratório e o comportamento erosivo em campo foram discutidos no Capítulo 7. Os dados de resistência ao cisalhamento e potencial de colapso foram apresentados e discutidos no Capítulo 6.

### 8.1 RESUMO DA AVALIAÇÃO QUALITATIVA DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS COM BASE NOS CRITÉRIOS ABORDADOS

A avaliação qualitativa da erodibilidade e de alguns aspectos correlatos, abordados no Capítulo 7, são resumidos no Quadro 1. Os resultados são baseados nos variados métodos de ensaio e critérios de análise aplicados aos solos estudados. A análise dos dados permite concluir que:

- Não existe um critério de erodibilidade que apresente unânime correspondência com a erodibilidade relativa observada em campo. Existem critérios com melhor desempenho, capazes de prever o comportamento de um maior número de solos dentre aqueles estudados;
- A erodibilidade dos solos estudados não está associada à dispersibilidade. Tudo indica que esta característica pode ser estendida a todos os solos tropicais e subtropicais com baixo teor em sais dissolvidos;
- O potencial de desagregação dos solos em água, gerado principalmente pela ação de mecanismos de hidratação e desaeração, está intimamente relacionado com a susceptibilidade à erosão dos solos não saturados estudados.

Quadro 1 – Resumo da avaliação qualitativa da erodibilidade e propriedades correlatas dos solos estudados segundo os critérios abordados no Capítulo 7

SOLO	COMPORTAMENTO NO CAMPO  ERODIBILIDADE – DE RELATIVA	CRITÉRIOS DE ERODIBILIDADE								DISPERSIBILIDADE	POTENCIAL DE DESAGREGAÇÃO
		MIDDLETON (1930) f(RD)	CRITÉRIOS DO LNEC			CRITÉRIOS BASEADOS NA METODOLOGIA MCT		CRITÉRIOS POR ALCÂNTARA (1997)		ENSAIOS QUÍMICOS E DISPERSÃO SCS	ENSAIO DE DESAGREGAÇÃO
			SANTOS E CASTRO (1965)	MEIRELES (1967)	NASCIMENTO E CASTRO (1976)	NOGAMI E VILLIBOR (1979)	VERTAMATTI E ARAÚJO (1990)	CONE DE LABORAT. f(DP)	ESTAB. DE AGREGADOS f(DMP)		
ALGB	Baixa erodibilidade	Não erodível	Comport. Reg a bom	Pouco erodível	Resistente à erosão	Não erodível	Não erodível Erosão grau 0	Baixa a média erod	Alta erodibilidade	Não dispersivo	Interm. pot. desagregação
ALGC	Alta erodibilidade	Erodível	Comport. Reg a bom	Pass. fte erosão	Resistente à erosão	Erodível	Muito erod. Erosão grau 3	Alta erodib.	Média a nula erodibilidade	Não dispersivo	Alto potencial desagregação
RS239BC	Média a baixa erodibilidade	Erodível	Comport. Reg a bom	Pass. fte erosão	Não resistente à erosão	Erodível	Pouco erod. Erosão grau 1	Alta erodib.	Alta erodibilidade	Não dispersivo	Interm. pot. desagregação
RS239C	Média erodibilidade	Erodível	Comport. Reg a bom	Fortemente erodível	Não resistente à erosão	Erodível	Pouco erod. Erosão grau 1	Baixa a média erod	Alta erodibilidade	Não dispersivo	Baixo pot. desagregação
PTB	Baixa erodibilidade	Não erodível	Comport. Reg a bom	Pouco erodível	Resistente à erosão	Não erodível	Pouco erod. Erosão grau 1	Alta erodib.	Média a nula erodibilidade	Não dispersivo	Baixo pot. desagregação
PTC	Alta erodibilidade	Erodível	Comport. Reg a bom	Fortemente erodível	Resistente à erosão	Erodível	Pouco erod. Erosão grau 1	Alta erodib.	Alta erodibilidade	Não dispersivo	Alto potencial desagregação
CDB	Média a baixa erodibilidade	Não erodível	Comport. Reg a bom	Pouco erodível	Resistente à erosão	Não erodível	Não erodível Erosão grau 0	Alta erodib.	Média a nula erodibilidade	Não dispersivo	Interm. pot. desagregação
CDC	Média a alta erodibilidade	Erodível	Comport. Reg a bom	Pass. fte erosão	Resistente à erosão	Erodível	Median. Erod. Erosão grau 2	Alta erodib.	Média a nula erodibilidade	Não dispersivo	Alto potencial desagregação

Dentre os critérios com melhor desempenho na avaliação qualitativa da erodibilidade dos solos estudados, cabe destacar o critério de Middleton (1930) e o critério de erodibilidade MCT por Nogami e Villibor (1979).

O critério de Middleton (1930), baseado na Razão de Dispersão, considera a importância de partículas dispersas de silte e argila na susceptibilidade dos solos à erosão. A Razão de Dispersão, por vezes sob o nome de grau de floculação, é comumente empregada em Pedologia para avaliação do grau de intemperismo dos solos. Logo, vem a prever satisfatoriamente a erodibilidade ao distinguir os solos saprolíticos daqueles de comportamento laterítico.

O critério de erodibilidade da Metodologia MCT, segundo Nogami e Villibor (1979), foi considerado satisfatório. Com base na capacidade de infiltração e no potencial de desagregação dos solos em água (representados pelo coeficiente de sorção e pela perda por imersão, respectivamente), foi possível identificar a resistência à erosão apresentada pelos solos ALGB, PTB e CDB e a destacada erodibilidade dos solos ALGC, PTC e CDC.

## 8.2 RESUMO DOS PARÂMETROS DE ERODIBILIDADE E PARÂMETROS FÍSICOS ENVOLVIDOS DA AVALIAÇÃO INDIRETA DA ERODIBILIDADE

A Tabela 1 reúne os valores do fator erodibilidade da USLE, os parâmetros físicos envolvidos na avaliação indireta da erodibilidade e os valores da taxa de erodibilidade medidos nos ensaios de Inderbitzen, individualmente apresentados e discutidos no Capítulo 7, assim como os parâmetros de resistência ao cisalhamento e de colapsibilidade, apresentados e discutidos no Capítulo 6.

Os parâmetros físicos empregados na avaliação indireta da erodibilidade, considerados nesta análise, são os seguintes:

- Razão de Dispersão de Middleton (RD) (Cap.7, item 7.2.3.2 – Tabela 2);
- Propriedades físicas empregadas nos critérios do LNEC: expansibilidade LNEC ( $\epsilon$ ) e características granulométricas (porcentagens passantes na peneira #40 e na peneira #200) e de plasticidade (wl e IP) (Cap.7, item 7.2.5 – Tabela 3);
- Razão entre perda por imersão modificado e coeficiente de sorção ( $\pi/s$ ), obtidos pela Metodologia MCT (Cap.7, item 7.2.6.2 – Tabela 4);
- Valores da variação de resistência à penetração do cone de laboratório com amostras na condição inicial de umidade natural (DP) e secas ao ar (DP\*) (Cap.7, item 7.2.7.1 – Tabela 5) e
- Valores do diâmetro médio ponderado dos agregados estáveis em água (DMP) (Cap.7, item 7.2.7.2 – Tabela 6).

Os parâmetros geomecânicos dos solos estudados, que retratam o comportamento de resistência ao cisalhamento e de colapsibilidade na superfície dos terrenos, reunidos na Tabela 1 são:

- Coesão na condição não saturada (umidade natural) ( $c = c_{nat}$ ) (Cap.6, item 6.1.3 – Tabela 8). Para os solos ALGB e ALGC foi considerada a coesão referente à condição de grau de saturação médio entre os valores encontrados em campo, relacionados à sucção matricial pelas expressões de ajuste  $(u_a - u_w) \times S$  (Cap.6, item 6.1.1.2 – Figura 7):

ALGB:  $(u_a - u_w) = 22,4$  kPa para  $S_{médio} = 68,6\%$  e ALGC:  $(u_a - u_w) = 40,0$  kPa para  $S_{médio} = 42,7\%$ .

A coesão foi estimada pelo ajuste por função hiperbólica à relação  $c \times (u_a - u_w)$  (Cap.6, item 6.1.1 – Tabela 3 e Figura 4);

- Coesão na condição inundada ( $c' = c_{inu}$ ) (Cap.6, item 6.1.3 – Tabela 8);
- Variação de coesão ( $\Delta c$ ) (Cap.6, item 6.1.3 – Tabela 8);
- Coeficiente de colapso para mínimo carregamento normal médio na faixa de variação de umidade de campo ( $i_c$ ) (Cap.6, item 6.2.2 – Tabela 10).

A Tabela 1 apresenta ainda os valores da taxa de erodibilidade (K), medidos nos ensaios de Inderbitzen na condição de amostras secas ao ar, na umidade natural e pré-umedecidas (Cap.7, item 7.3.1 – Tabela 7), e também os valores do fator erodibilidade da USLE, obtidos pelo nomograma de Wischmeier et al.(1971) (Cap.7, item 7.2.1 – Tabela 1).

### 8.3 ANÁLISE DOS PARÂMETROS FÍSICOS E GEOMECÂNICOS FRENTE À ERODIBILIDADE RELATIVA OBSERVADA EM CAMPO E À TAXA DE ERODIBILIDADE MEDIDA EM LABORATÓRIO

Cada um dos parâmetros propostos nos critérios de erodibilidade foram individualmente relacionados à erodibilidade observada em campo e àquela medida em laboratório pelos ensaios de Inderbitzen.

Primeiramente, procurou-se identificar e classificar o comportamento de campo com base em cada um dos parâmetros investigados. Posteriormente, uma análise estatística por modelos de regressão linear foi realizada, tendo como variável dependente o logaritmo da taxa de erodibilidade K e como variáveis independentes os demais parâmetros apresentados na Tabela 1. Testes de significância foram executados para cada um dos parâmetros nos modelos, usando para tal a distribuição de Student (teste t).

Tabela 1 – Fator erodibilidade da USLE, parâmetros físicos envolvidos na avaliação indireta da erodibilidade, valores da taxa de erodibilidade medidos nos ensaios de Inderbitzen e parâmetros geomecânicos referentes à resistência ao cisalhamento e à colapsabilidade para os solos estudados

SOLO	K <sub>USLE</sub>	PARÂMETROS FÍSICOS ENVOLVIDOS NA AVALIAÇÃO INDIRETA DA ERODIBILIDADE											ENSAIOS DE INDERBITZEN			RESISTÊNCIA CISALHAMTO E COLAPSIBILIDADE				
		RD (%)	CRITÉRIOS DO LNEC					CRITÉRIO MCT			ALCÂNTARA (1997)									
			ε (%)	% pas #40 (%)	% pas #200 (%)	wl (%)	IP (%)	pi/s pi(%)s(cm/min <sup>1/2</sup> )			DP (%)	DP* (%)	DMP (mm)	K (10 <sup>-2</sup> g/ cm <sup>2</sup> /min/Pa)			c (kPa)	c' (kPa)	Δc (%)	i <sub>c</sub> (%)
								sa	wnat	pu				sa	wnat	pu				
ALGB	0,18	6	10,3	80	58	41	10	8	15	50	18	111	1,25	12,9	0,07	0,03	11,6	2,0	82,8	0,87
ALGC	0,22	73	8,7	44	27	39	5	121	257	520	159	189	1,66	26,7	28,3	28,1	19,3	0,9	95,3	0,08
RS239 BC	0,19	39	1,1	99	34	23	7	32	162	250	50	181	0,41	22,8	0,65	0,04	20,2	8,7	56,9	0,03
RS239 C	0,25	65	1,1	98	28	20	6	100	75	225	4	50	1,21	3,6	1,5	0	15,1	4,5	70,9	0,05
PTB	0,10	8	3,0	95	67	44	13	29	1	1	39	260	2,41	14,8	0	0,09	18,0	6,8	62,2	0,02
PTC	0,29	66	2,0	78	31	19	5	311	103	142	150	424	0,31	33,0	36,3	36,5	24,8	2,4	90,3	0,55
CDB	0,12	6	3,9	60	52	53	22	123	9	13	31	247	1,65	19,0	0,47	0,29	12,5	3,6	71,2	0,65
CDC	0,21	63	6,6	45	32	38	7	156	151	52	343	486	2,72	25,9	6,3	3,6	15,4	0,0	100	1,60

Frente à erodibilidade medida na condição de umidade natural, as seguintes variáveis mostraram-se estatisticamente significativas:

- % passante na peneira #200;
- $K_{USLE}$ ;
- Razão de Dispersão;
- Razão  $\pi/s$  (critério de erodibilidade MCT) e
- Variação de coesão ( $\Delta c$ )

### 8.3.1 Análise da erodibilidade pelo teor de finos, plasticidade, $K_{USLE}$ e Razão de Dispersão

O teor de finos, representado pela % passante na peneira #200, foi, dentre as propriedades físicas dos solos, aquela que melhor se relaciona estatisticamente ao parâmetro K e também melhor identifica a erodibilidade relativa dos solos estudados. A Figura 1 ilustra a relação inversamente proporcional entre a % passante na peneira #200 e K. Os solos de baixa erodibilidade apresentaram teor de finos acima de 55%, os solos caracterizados como média a baixa erodibilidade entre 35 e 55% de finos e os demais, com erodibilidade relativa caracterizada como média, média a alta e alta, apresentaram teor em partículas menores que 0,074 mm inferior a 35%.

Quanto à plasticidade, é observada a tendência de aumento na taxa de erodibilidade com a redução no índice de plasticidade (Figura 2). Apesar da dispersão manifestada pelo solo CDB, responsável pela reprovação do parâmetro no teste de significância na análise de regressão, permite-se inferir que os solos de baixa erodibilidade apresentaram valores de  $IP \geq 10\%$  e que os solos de alta erodibilidade apresentaram  $IP \leq 5\%$ .

A tendência de aumento da erodibilidade com o decréscimo no teor de finos e no índice de plasticidade foi confirmada para solos tropicais africanos (Meireles, 1967) e para perfis de intemperismo de gnaiss da Via Dutra (Rego, 1978). Entretanto, as relações entre o teor de finos e o índice de plasticidade e a erodibilidade são consideradas insatisfatórias em outras pesquisas envolvendo solos tropicais brasileiros (Fácio, 1991; Santos, 1997 e Alcântara, 1997). A principal razão atribuída é a influência de características estruturais e mineralógicas peculiares aos solos lateríticos e saprolíticos. Estas características determinam que, no geral, o comportamento geomecânico destes solos não possa ser previsto somente pela granulometria e plasticidade.

Para ilustrar esta questão, a Figura 3 apresenta os dados de Alcântara (1997) frente aos critérios de erodibilidade inferidos. Observa-se que a erodibilidade de solos de diferentes litologias encontrados em São Carlos/SP e Salvador/BA, avaliada por critérios de campo do referido autor, não mostra relação com a % passante na peneira # 200 e com IP e, em consequência, não se enquadra nos critérios propostos.

Estes fatos justificam o resguardo no emprego dos resultados de caracterização geotécnica de solos tropicais e subtropicais como único critério para avaliação da susceptibilidade à erosão.

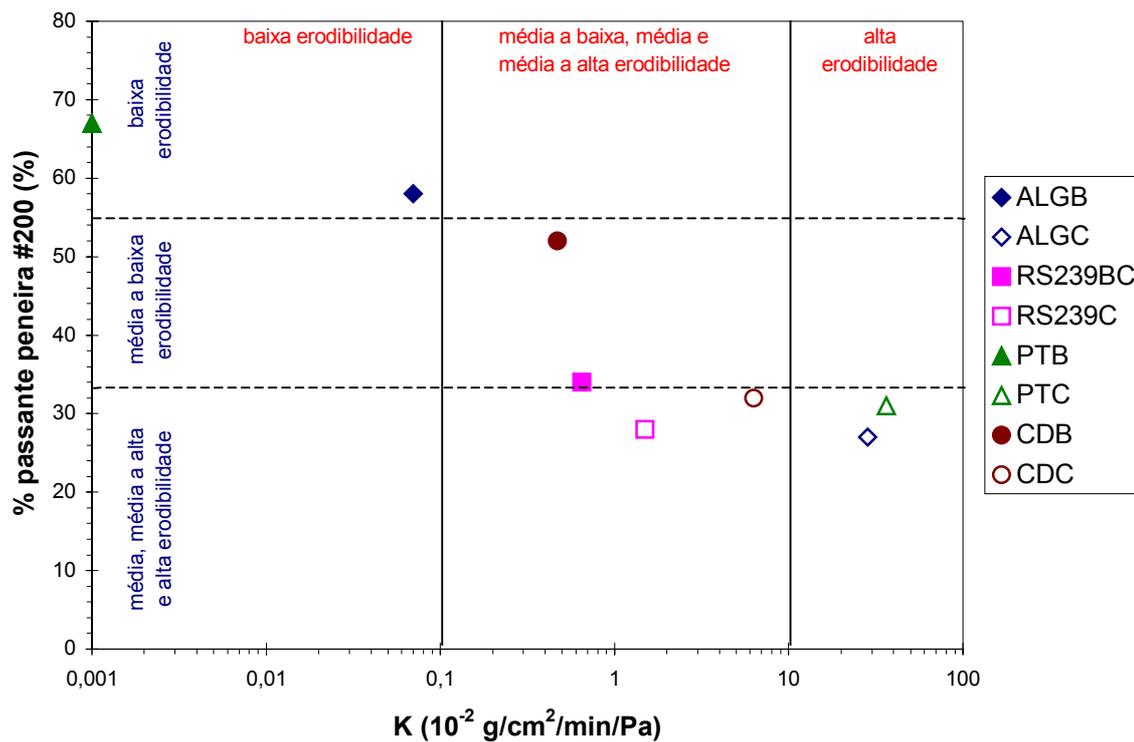


Figura 1 – Relação entre a % passante na peneira #200, a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

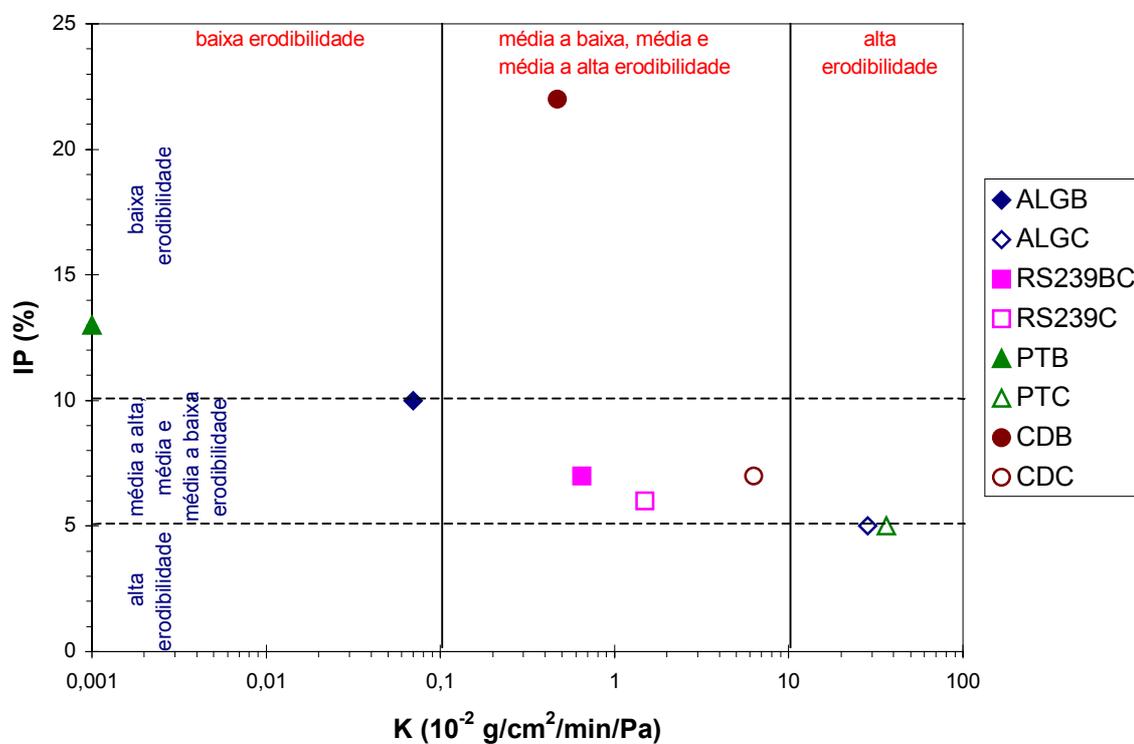


Figura 2 – Relação entre o índice de plasticidade (IP), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

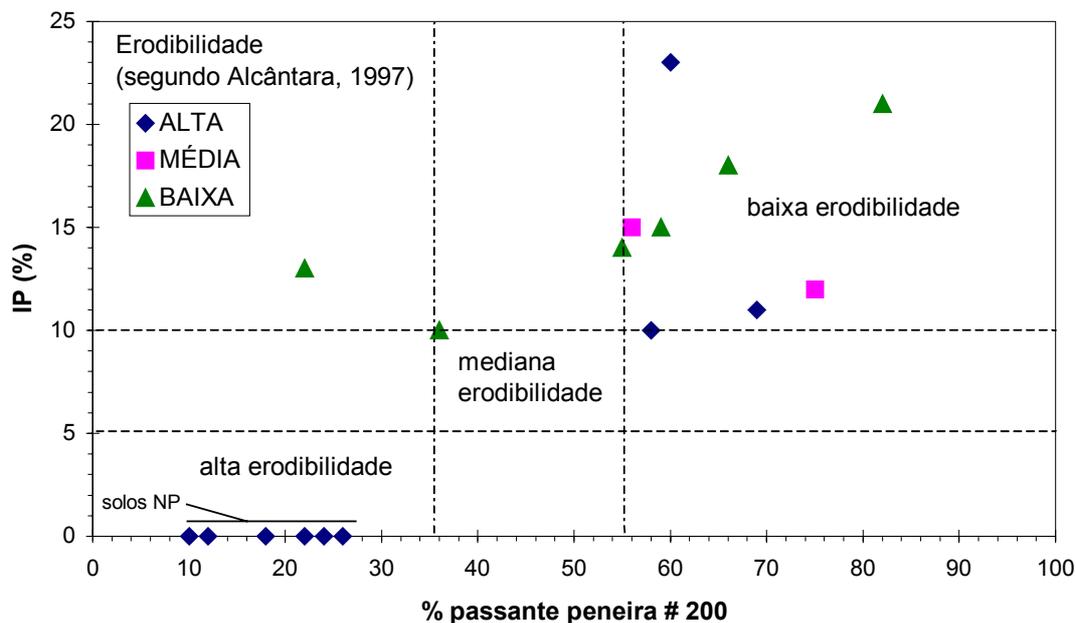


Figura 3 – Dados de Alcântara (1997) frente ao critério de erodibilidade inferido para os solos estudados com base na % passante peneira #200 e IP

A Figura 4 ilustra a clara relação entre os parâmetros de erodibilidade  $K_{USLE}$  e  $K$ . O fator erodibilidade da USLE igual a 0,20 permite separar os solos de média a baixa e baixa erodibilidade daqueles de média, média a alta e alta erodibilidade.

A Razão de Dispersão também apresenta relação direta com a erodibilidade medida pelo parâmetro  $K$ , conforme ilustra a Figura 5. Valores de RD superiores a 60% identificam os solos saprolíticos, com média, média a alta e alta erodibilidade. Os solos de menor erodibilidade apresentaram valores de RD inferiores a 40%. Um limite estimado próximo a  $RD = 50\%$  pode separar os solos mais erodíveis daqueles mais resistentes à erosão. O limite  $RD = 15\%$ , originalmente proposto por Middleton (1930) com base em solos de clima temperado, não se mostrou adequado.

### 8. 3. 2 Análise da erodibilidade pelo critério de erodibilidade MCT

A combinação dos dados da razão  $\pi/s$ , obtida do critério de erodibilidade MCT, com o parâmetro  $K$  é ilustrada na Figura 6. São comparados resultados obtidos com amostras na umidade natural (Figura 6a) e secas ao ar (Figura 6b).

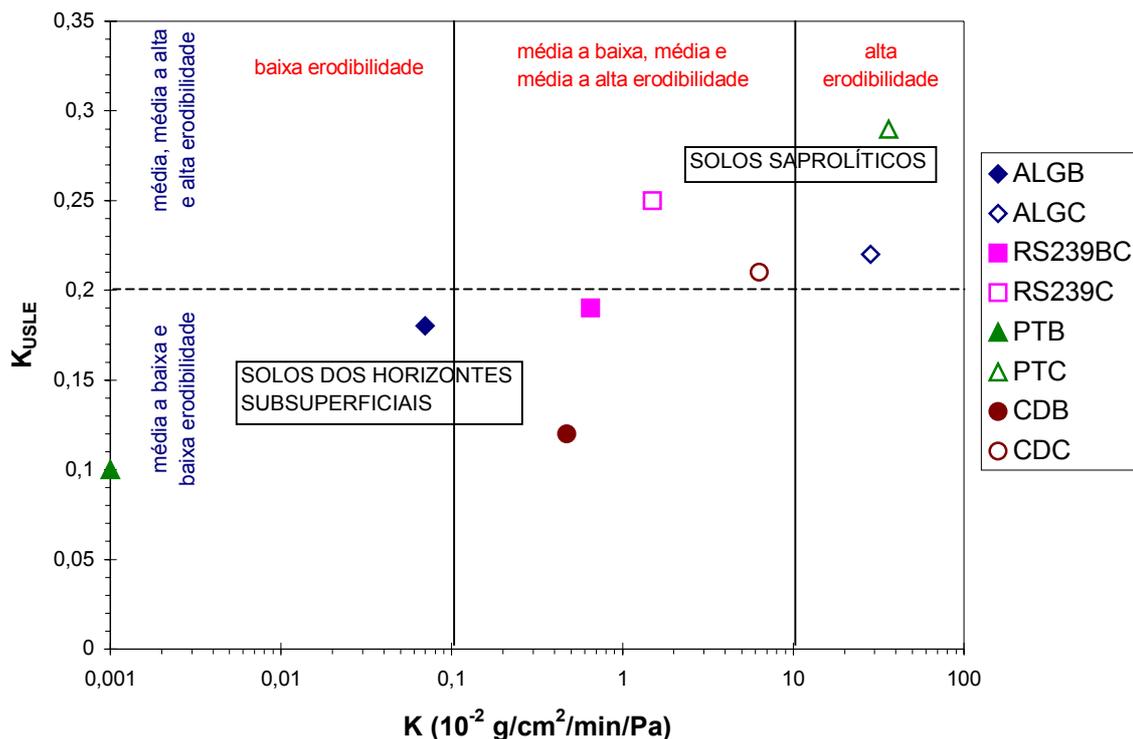


Figura 4 – Relação entre o fator erodibilidade da USLE ( $K_{USLE}$ ), a taxa de erodibilidade ( $K$ ) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

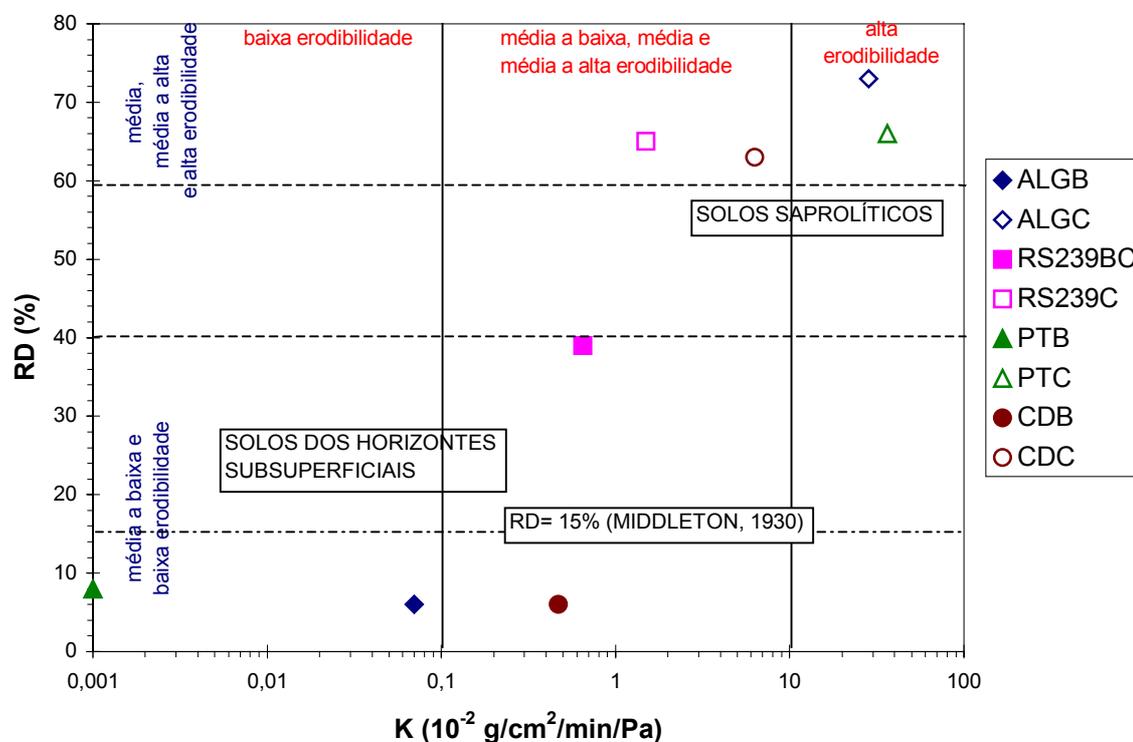


Figura 5 – Relação entre a Razão de Dispersão (RD), a taxa de erodibilidade ( $K$ ) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

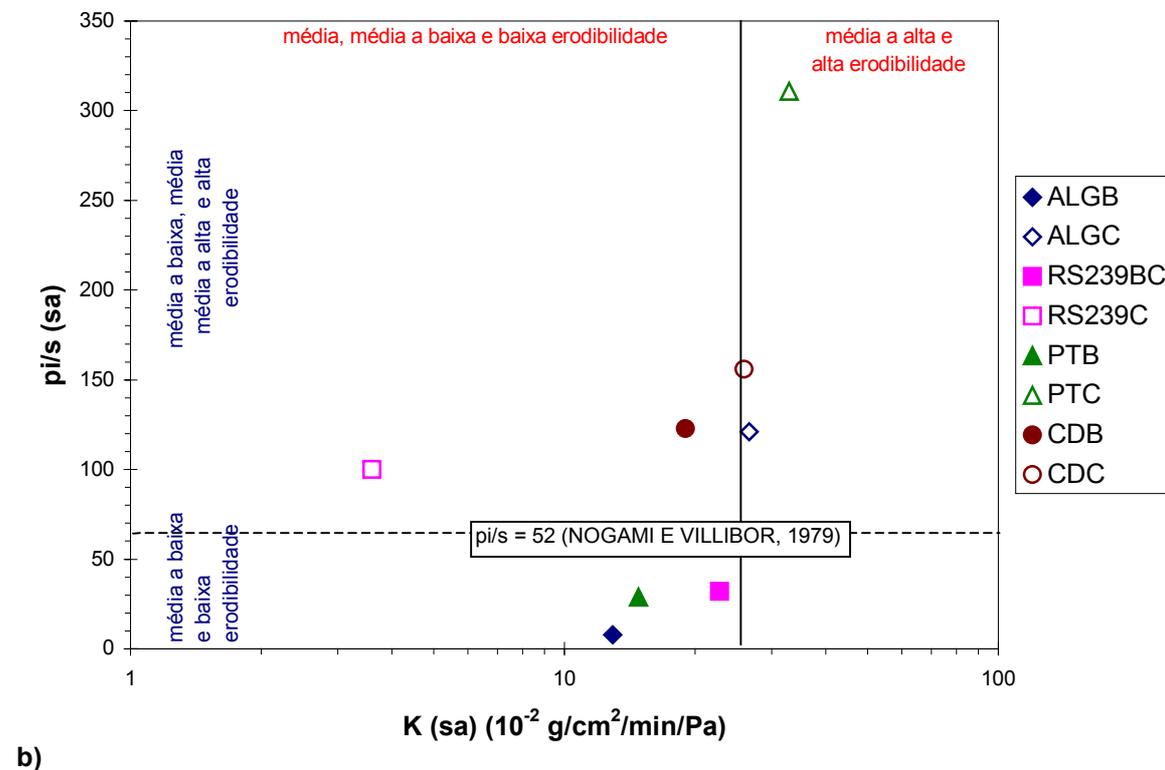
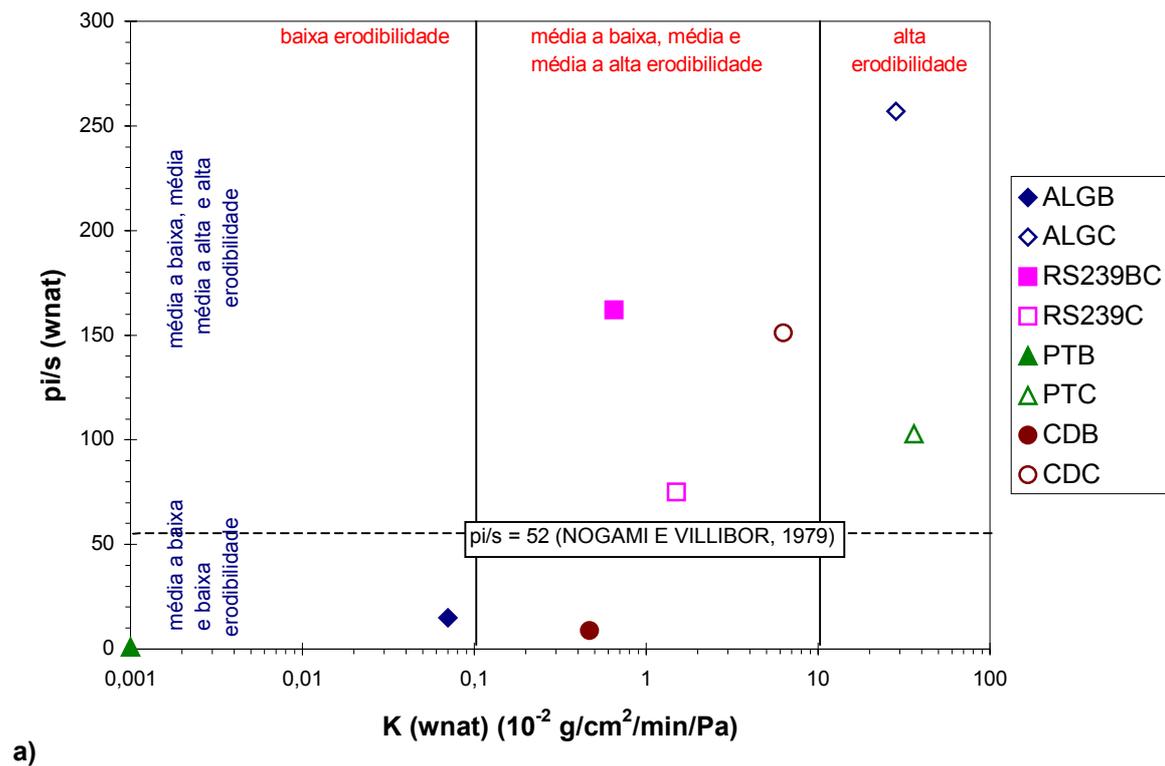


Figura 6 – Relações entre a razão  $\pi/s$  (critério de erodibilidade MCT), a taxa de erodibilidade ( $K$ ) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados a partir de ensaios com (a) amostras na condição de umidade natural e (b) amostras secas ao ar

O limite  $\pi/s = 52$ , originalmente proposto por Nogami e Villibor (1979) para distinguir solos erodíveis dos não erodíveis, permitiu separar, dentre os solos estudados, aqueles de média a baixa e baixa erodibilidade ( $\pi/s < 52$ ) daqueles de média até alta erodibilidade ( $\pi/s > 52$ ), para amostras na umidade natural e secas ao ar. Estes resultados confirmam a aplicabilidade do critério de erodibilidade MCT aos solos residuais estudados. Para amostras pré-umedecidas a dispersão dos dados  $\pi/s \times K$  não permitiu identificar a erodibilidade relativa dos solos estudados.

Diferente do que foi verificado para amostras na umidade natural, para amostras nas secas ao ar e pré-umedecidas, a relação  $\pi/s$  não apresenta significância estatística na correlação com a erodibilidade medida nas respectivas condições de umidade.

### **8.3.3 Análise da erodibilidade pela variação de resistência à penetração do cone de laboratório e estabilidade de agregados**

Dentre as propriedades propostas por Alcântara (1997) para critérios de erodibilidade, foi a variação de resistência à penetração do cone de laboratório (representada pelo parâmetro DP) que apresentou melhor relação com a taxa de erodibilidade medida em laboratório para os solos estudados. Os valores de DP apresentam tendência de crescimento com o parâmetro K. A Figura 7 ilustra que, com base nos solos estudados, um limite para DP entre 50 e 150% distingue solos de média a alta e alta erodibilidade dos demais. Tomando por limite DP = 100%, pode-se dizer que os solos que dobram o valor de penetração do cone com a saturação do solo são considerados mais erodíveis. Este critério difere muito daquele originalmente proposto por Alcântara (1997) (DP = 20%), em virtude principalmente das variações nas condições de ensaio, ajustadas em função das características dos solos em estudo.

A estabilidade dos agregados, representada pelo diâmetro médio ponderado (DMP), não apresentou uma relação concisa com a erodibilidade. Como discutido no Capítulo 7 (item 7.2.7.2), a significativa diferença textural entre os solos estudados prejudicou a análise do grau da estrutura pelo diâmetro dos agregados estáveis em água.

### **8.3.4 Análise da erodibilidade pela coesão e potencial de colapso**

Quanto à relação entre a erodibilidade e a resistência ao cisalhamento dos solos estudados, observa-se que os parâmetros coesão não saturada na condição de umidade natural de campo ( $c$ ) e coesão na condição inundada ( $c'$ ) não permitem a distinção das classes de erodibilidade relativa propostas (Figuras 8 e 9, respectivamente).

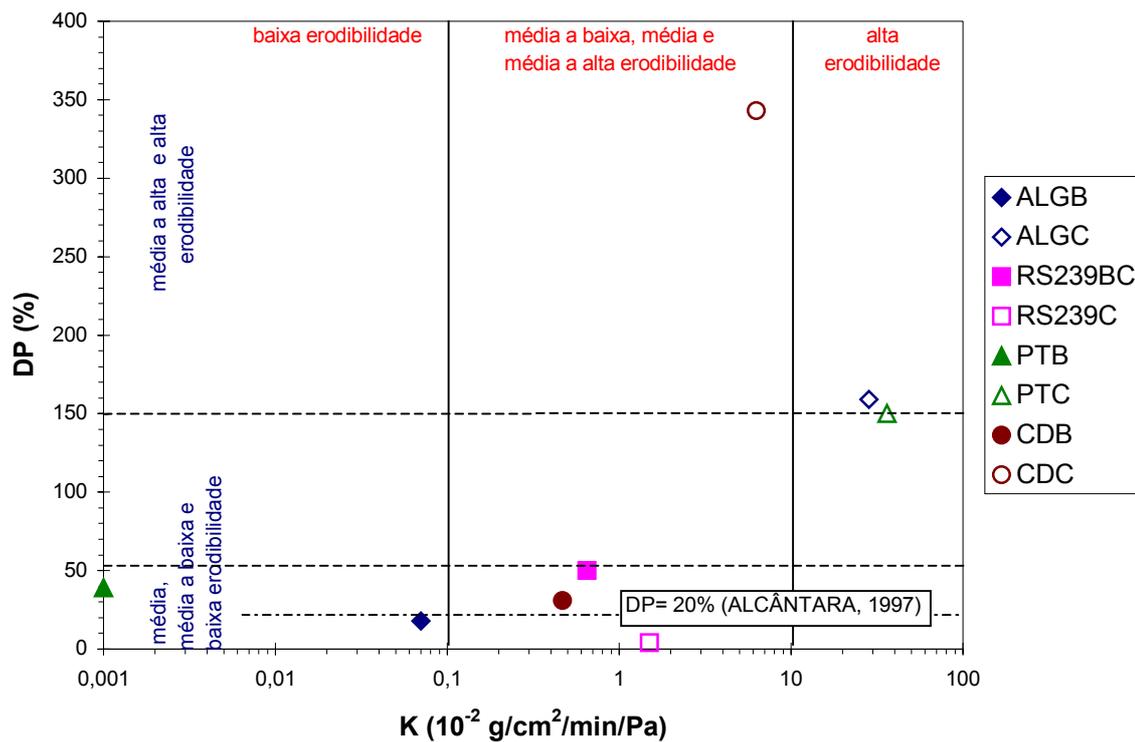


Figura 7 – Relação entre a variação de penetração do cone de laboratório (DP), a taxa de erodibilidade (K) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

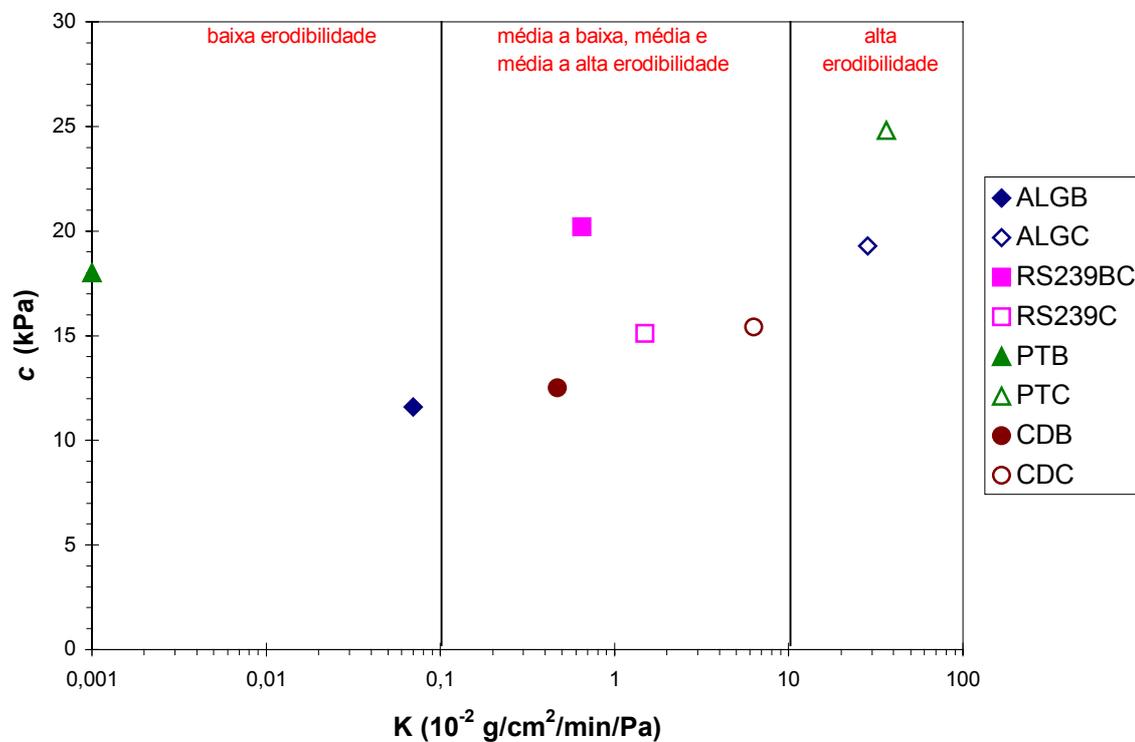


Figura 8 – Relação entre a coesão não saturada na umidade natural de campo (c) e a taxa de erodibilidade (K)

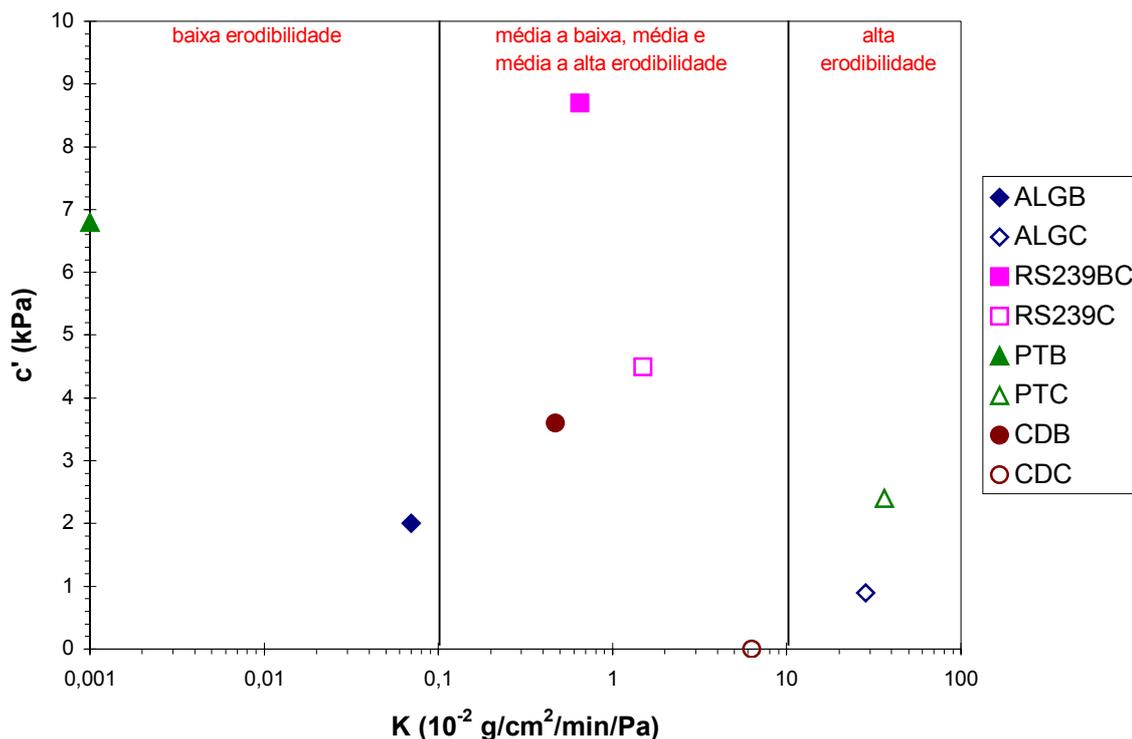


Figura 9 – Relação entre a coesão na condição inundada ( $c'$ ) e a taxa de erodibilidade ( $K$ )

A análise em termos do parâmetro variação de coesão, proposto no Capítulo 6, permite inferir a tendência de crescimento da taxa de erodibilidade com  $\Delta c$  e identificar os solos com média a alta e alta erodibilidade como aqueles que apresentam uma elevada variação de coesão com a inundação, igual ou superior a 85% (Figura 10). Este parâmetro foi considerado estatisticamente significativo no modelo de regressão com o parâmetro  $K$  medido na condição de umidade natural das amostras.

O potencial de colapso para mínimo nível de carregamento normal não mostrou relação com a taxa de erodibilidade, como mostra a Figura 11. Logo, conclui-se que, para os solos estudados, a colapsibilidade mostra não estar relacionada à erodibilidade. Embora assumam-se que o processo de desagregação em água por hidratação e desaeração do solo não saturado esteja envolvido nos dois fenômenos: colapso e erosão, a natureza dos esforços envolvidos é diferente: solitação normal e cisalhamento hidráulico, respectivamente.

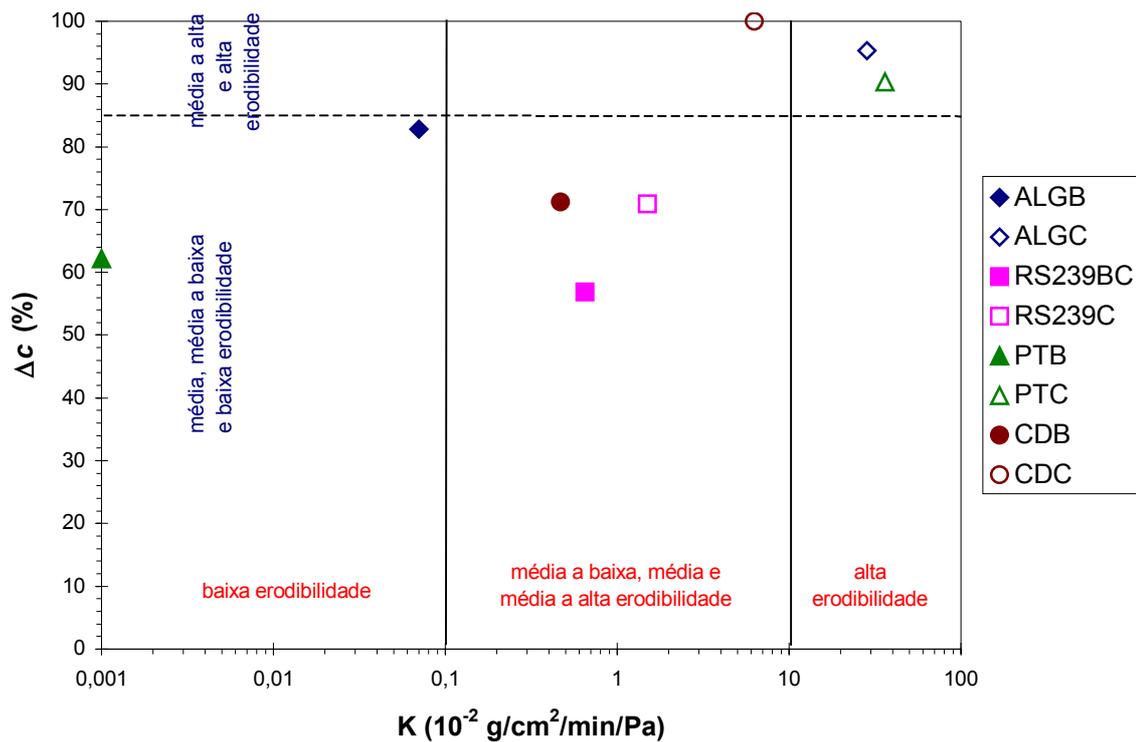


Figura 10 – Relação entre a variação de coesão ( $\Delta c$ ), a taxa de erodibilidade ( $K$ ) e as classes de erodibilidade relativa para os solos estudados

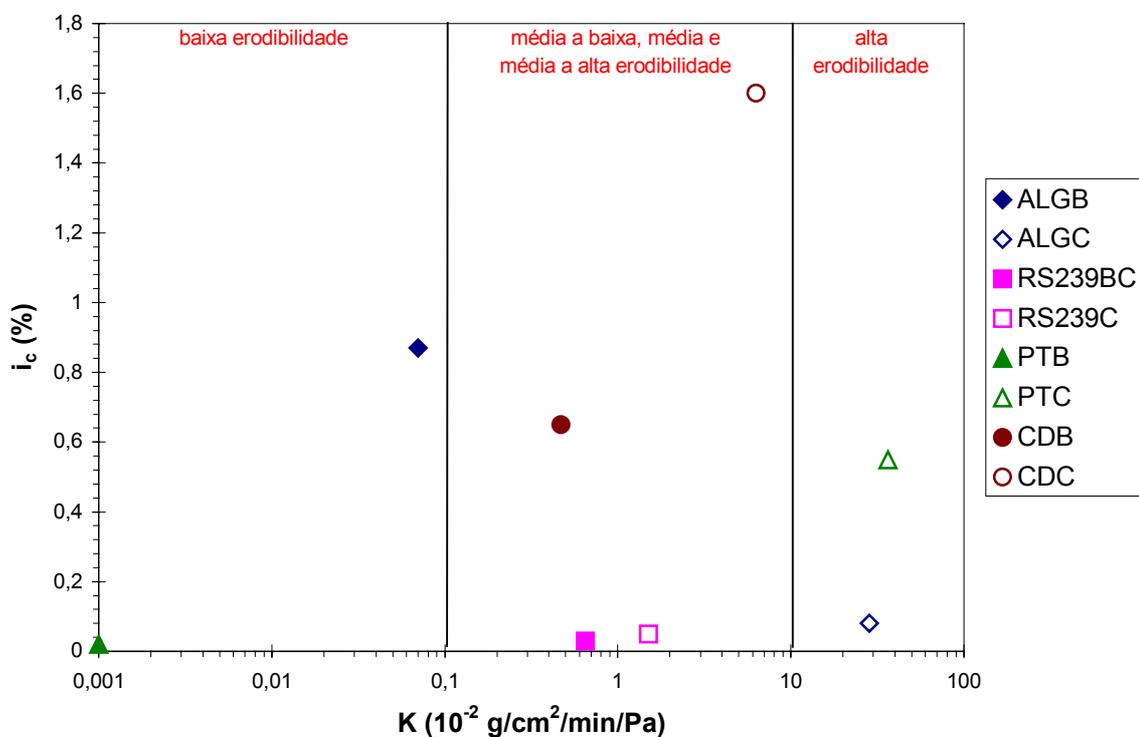


Figura 11 – Relação entre o coeficiente de colapso estrutural ( $i_c$ ) e a taxa de erodibilidade ( $K$ )

#### 8.4 DISCUSSÃO SOBRE O PAPEL DA COESÃO NA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS

No Capítulo 2 foram destacados trabalhos que enfatizam o papel da coesão e da sua variação com a sucção matricial na erodibilidade de solos tropicais. Cabe novamente fazer referência ao trabalho de Bender (1985), que considera a erodibilidade uma função da coesão do solo na superfície, alterada durante o evento pluviométrico. A coesão é o parâmetro julgado como mais adequado para avaliar a estabilidade à erosão de solos saprolíticos. Alvarenga e Carmo (1976) avaliando taludes de solos residuais de gnaiss, Fácio (1991) ao estudar os solos lateríticos do Distrito Federal, e Conciani (1998) também destacam o papel da perda de coesão com a redução da sucção matricial na erodibilidade dos solos tropicais.

Segundo o modelo para estimativa da variação na erodibilidade apresentado por Nearing et al.(1988b), a erodibilidade é influenciada pela variação da sucção matricial do solo no intervalo de tempo entre dois eventos pluviométricos. Entretanto, a influência da sucção na resistência ao cisalhamento, por consequência na erodibilidade, é representada pela variação na tensão efetiva (chamada de consolidação), referente ao termo friccional da equação de resistência, e não pela variação na coesão. Segundo Nearing et al.(1988a), a sucção matricial é capaz de gerar um ganho “permanente” de resistência à erosão, num efeito análogo ao ganho de resistência devido ao pré-adensamento de solos argilosos.

As discussões apresentadas nestes trabalhos auxiliam na interpretação da relação entre a erodibilidade e o parâmetro  $\Delta c$  (Figura 10). A tendência dos resultados indica que os solos cuja coesão reduz-se significativamente com o umedecimento pela ação do fluxo superficial são aqueles mais susceptíveis à erosão e associados a processos de erosão hídrica acelerada. Pode-se dizer que os solos mais erodíveis são aqueles que no intervalo entre dois eventos pluviométricos apresentam como mais importante parcela de resistência ao cisalhamento, capaz de garantir a estabilidade na superfície (da encosta ou do talude), o susceptível ganho de coesão pela sucção matricial.

O parâmetro  $\Delta c$  representa os seguintes efeitos do fluxo superficial sobre a resistência ao cisalhamento e, por conseguinte, sobre a erodibilidade dos solos:

- A redução na parcela de resistência associada à poropressão negativa;
- Perda de cimentação interpartículas e interagregados pela ação da água (de particular importância nos solos saprolíticos) e
- Ação desagregadora provocada pelas tensões internas geradas devido aos mecanismos de hidratação e desaeração.

A redução na coesão superficial com o umedecimento dos solos foi evidenciada neste estudo por diferentes manifestações:

- Diretamente pela variação no intercepto coesivo medido em ensaios de cisalhamento direto (com controle de sucção ou convencionais);

- Indiretamente pela redução na resistência imposta pelo solo à penetração do cone de laboratório;
- Pela desagregação dos solos em água.

Outras propriedades estudadas que apresentaram significativa relação com a erodibilidade, de certa forma, podem ter tal influência explicada sob a ótica do comportamento da coesão destes solos frente a ação do fluxo superficial.

O fato dos solos com menor teor de finos e menos plásticos serem aqueles mais erodíveis é um dos exemplos neste sentido. Estes solos apresentam maior importância relativa da parcela de coesão sujeita a variação pela sucção matricial.

A Razão de Dispersão de Middleton (1930) e o fator  $K_{USLE}$  destacam a importância da presença de partículas de silte na condição dispersa na erodibilidade. São partículas pouco coesivas que, quando dispersas, são facilmente transportadas pelo fluxo superficial. A presença de leves e lamelares partículas de mica nesta fração favorece ainda mais a erosão.

A razão  $\pi/s$  do critério de erodibilidade MCT tem a propriedade de representar em conjunto a capacidade do solo em propiciar o fluxo superficial (pelo coeficiente de sorção) e o potencial de desagregação do solo em água (pela perda por imersão), este último, sem dúvida relacionado diretamente à perda de coesão com a inundação.

No próximo capítulo será formulada uma proposta de abordagem geotécnica para a previsão da erodibilidade dos solos, fundamentada basicamente nesta análise global. Os parâmetros físicos e geomecânicos melhor relacionados à erodibilidade serão os indicativos propostos para a avaliação indireta da susceptibilidade dos solos à erosão hídrica por fluxo superficial concentrado.

## **9 PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS**

Com base na análise global da erodibilidade dos solos estudados (apresentada no Capítulo 8), procurou-se formular uma proposta de abordagem ao problema de erosão em solos residuais tropicais e subtropicais não saturados, no que tange a caracterização da susceptibilidade destes solos aos processos de erosão hídrica acelerada por fluxo superficial.

Com este objetivo, será tomada por hipótese uma situação problema freqüente em engenharia geotécnica: a necessidade de se avaliar a erodibilidade de um dado perfil de solo residual a ser exposto com a abertura de um corte de estrada ou com a implantação de um loteamento. Em ambas as situações, diferentes horizontes (superficial, subsuperficial e saprolítico) podem estar sujeitos à ação das águas pluviais. O sulcamento da superfície dos solos leva à concentração do fluxo superficial e ao potencial desencadeamento dos processos de erosão hídrica acelerada. A formação destes processos e o decorrente comprometimento das obras de engenharia que o cercam são função, entre outros fatores, da erodibilidade dos solos, que, portanto, deve ser avaliada.

Os critérios propostos para avaliação da erodibilidade foram escolhidos com base no estudo experimental em laboratório realizado para os perfis de solos graníticos e de arenito estudados na Região Metropolitana de Porto Alegre, cuja análise global dos resultados foi apresentada no Capítulo 8. Ensaio de campo para direta avaliação da erodibilidade ou para medida das propriedades a ela relacionadas não foram considerados, embora não se discuta a validade destes.

A generalização desta proposta para outros solos residuais tropicais e subtropicais não saturados é sugerida, não obstante, somente sua aplicação a um número maior de solos desta natureza, envolvendo outros perfis pedológicos e substratos geológicos pode confirmar esta afirmativa.

A proposta de abordagem ao problema foi dividida em três etapas básicas:

- Reunião de dados preliminares sobre o problema e o perfil de solo envolvido;
- Observação do comportamento dos solos em campo frente à erosão e
- Avaliação da erodibilidade dos solos baseada em ensaios de laboratório.

### **9.1 DADOS PRELIMINARES**

Na abordagem ao problema de erosão é muito importante a reunião de informações preliminares sobre as características do problema, sobre os condicionantes externos e sobre os perfis de solos envolvidos. Estas informações podem ser agrupadas conforme o roteiro descrito a seguir:

- a) *Características geométricas do problema* – a partir do projeto de engenharia, tomar ciência da profundidade dos cortes, da extensão das terraplanagens e de outras especificações que vão indicar quais os horizontes do perfil envolvidos e a forma na qual serão expostos;
- b) *Caracterização geológica e pedológica dos perfis de solos envolvidos* – caracterizar o perfil de solo típico da área a partir de levantamentos geológicos e pedológicos pré-existentes e informações obtidas in situ;
- c) *Posição do perfil na geomorfologia local* – identificar a posição do perfil exposto no contexto da encosta, considerando principalmente os aspectos referentes à drenagem da mesma;
- d) *Descrição in situ do perfil do solo local* – obter in situ dados morfológicos de interesse: distribuição e espessura dos horizontes, macroestrutura de origem pedológica e geológica e condições de drenagem.

Estes dados preliminares auxiliam na interpretação do comportamento em campo do perfil frente à erosão e orientam os procedimentos de avaliação da erodibilidade dos solos envolvidos.

## 9.2 INVESTIGAÇÃO IN SITU DO COMPORTAMENTO DOS SOLOS FRENTE A EROSÃO

Identificados os diferentes perfis de solo a serem cortados ou terraplanados, busca-se observar o comportamento dos solos frente à erosão na área de influência da obra em questão. Para conclusões acertadas é necessário o cuidado em distinguir o comportamento segundo classes de perfis similares; neste caso, a disponibilidade de levantamentos de solos e geológicos detalhados é bastante útil, pois garante maior segurança na extrapolação das informações obtidas.

Devem ser investigadas e registradas as ocorrências de quaisquer processos erosivos atuantes sobre os solos, tanto em condições naturais como em perfis já desconfigurados pela interferência antrópica (p.ex. cortes, terrenos decapeados e escavações): sulcos, ravinas, boçorocas, buracos, solapamentos, colapsos e outros.

Na interpretação destes processos devem ser levados em conta a posição topográfica e a inserção do perfil no contexto da encosta, a drenagem do perfil e da encosta, a vegetação local e os demais condicionantes que levam a um maior ou menor fluxo superficial na área. O Capítulo 3 exemplifica a descrição dos perfis e dos processos erosivos para os solos estudados nesta pesquisa.

A susceptibilidade à erosão pela ação do fluxo superficial deve ser investigada para cada um dos principais horizontes dos perfis envolvidos. A hierarquização dos solos investigados pela susceptibilidade à erosão, realizada por meio de uma avaliação qualitativa (chamada no Capítulo 7 de erodibilidade relativa), serve de parâmetro inicial de análise. Apesar da subjetividade, conceitos do tipo alta, média e baixa erodibilidade devem ser particularizados de modo a representar a realidade de campo. Os resultados obtidos são úteis na interpretação dos dados experimentais a serem obtidos.

Outra importante função desta etapa é a definição dos horizontes de solos a serem investigados experimentalmente. Nesta definição, devem ser levados em conta os seguintes aspectos:

- A representatividade do horizonte no perfil e no contexto da obra geotécnica – o solo investigado deve ter representatividade espacial no perfil e na configuração final da obra. Certos horizontes podem, por exemplo, serem totalmente removidos em terraplanagens;
- A importância de certos solos em feições particulares da erosão no perfil – como exemplo, pode-se citar o caso de certos horizontes que, mesmo de pequena espessura, podem ser responsáveis pela proteção à erosão de horizontes subjacentes ou, pelo contrário, apresentam feições estruturais que facilitam a concentração do fluxo superficial.

### 9.3 A AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE

Nesta proposta de abordagem geotécnica à erodibilidade, especifica-se a avaliação desta propriedade segundo duas alternativas:

- *A avaliação direta da erodibilidade* por ensaios de Inderbitzen e
- *A avaliação indireta da erodibilidade* por propriedades dos solos que melhor se relacionaram ao comportamento frente à erosão (conforme discutido no Capítulo 8). Deve ser empregada quando da indisponibilidade da avaliação direta ou como informação complementar no estudo da erodibilidade.

Para a realização dos ensaios propostos são necessárias coletas de específicas amostras representativas (deformadas ou indeformadas) em locais estratégicos, preferencialmente onde é prevista a ação erosiva pelo fluxo d'água concentrado.

#### 9.3.1 A avaliação direta da erodibilidade

Para a avaliação direta da erodibilidade é proposta a medição de parâmetros hidráulicos de erodibilidade, em particular da taxa de erodibilidade  $K$ , através de ensaios em canais. O ensaio de Inderbitzen é o ensaio sugerido pela simplicidade e eficiência, comprovada com base nos solos estudados. O equipamento para o ensaio é de viável implementação em laboratórios de Mecânica dos Solos.

É sugerida a realização de ensaios com amostras na condição de umidade de campo e, opcionalmente, também em amostras secas ao ar, neste caso visando avaliar a mudança na susceptibilidade à erosão com a umidade inicial.

O critério de erodibilidade proposto, baseado nos dados de taxa de erodibilidade obtidos em ensaios na condição de umidade natural, é o seguinte:

- $K < 0,001 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de baixa erodibilidade
- $0,001 \leq K \leq 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de mediana erodibilidade
- $K > 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de alta erodibilidade

Apesar da suposta razoável normalização dos resultados, imposta pela análise em termos dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade, é importante ressaltar que a validade do critério acima está condicionada à proximidade com as especificações de ensaio expressas no Capítulo 4 (item 4.3.1).

### **9. 3. 2 A avaliação indireta da erodibilidade**

Segundo esta proposta de abordagem, a avaliação da erodibilidade com base em outras características físicas e propriedades dos solos permite a identificação de solos potencialmente erodíveis, isto é, solos que em condições normais são susceptíveis a processos de erosão hídrica acelerada.

A proposta de avaliação indireta da erodibilidade considera como critério preliminar uma avaliação qualitativa do potencial à desagregação em água a partir de ensaios de desagregação. Solos que desagregam em água são considerados potencialmente erodíveis.

Posteriormente, é proposta a aplicação de critérios de erodibilidade a partir de diferentes níveis de informações obtidas de ensaios geotécnicos:

- 1º nível – caracterização geotécnica dos solos;
- 2º nível – ensaios pela Metodologia MCT;
- 3º nível – ensaios de resistência ao cisalhamento.

As informações complementam-se de tal forma que o somatório da aplicação dos critérios melhor caracteriza a erodibilidade dos solos e viabiliza a tomada de decisões.

O peso relativo dos dados na avaliação da erodibilidade é crescente com o nível da informação. Os conflitos na aplicação dos critérios de avaliação indireta devem ser julgados pelo engenheiro com base no peso relativo do nível das informações existentes.

Cabe novamente enfatizar que os critérios ora apresentados foram formulados com base nos solos estudados e propostos como uma primeira aproximação. Estes critérios devem ter sua validação continuamente avaliada com o aumento no universo de solos pesquisados.

### 9. 3. 2. 1 1º nível – Avaliação da erodibilidade a partir de dados da caracterização geotécnica

A prática em estudos de engenharia geotécnica estabelece que, como informação básica, os solos devem ser caracterizados em laboratório quanto a sua granulometria (ensaios de granulometria) e plasticidade (ensaios de limites de Atterberg).

A partir destes dados da caracterização geotécnica propõe-se, como primeira aproximação para a avaliação da erodibilidade, a aplicação de critérios pelo teor de finos, representado pela porcentagem de solo passante na peneira #200 (% pass#200), e pela plasticidade, representada pelo índice de plasticidade (IP). O critério proposto indica que são considerados potencialmente erodíveis aqueles solos com:

- % pass#200 < 55 % e/ou
- IP < 10 %

Os dados da distribuição granulométrica permitem ainda a avaliação da erodibilidade com base no fator K da USLE ( $K_{USLE}$ ) e na Razão de Dispersão (RD).

A granulometria, associada a informações sobre o teor de matéria orgânica, tipo de macroestrutura e classe de permeabilidade dos solos, permite a estimativa do fator K da USLE ( $K_{USLE}$ ) através do nomograma de Wischmeier et al.(1971) (Cap.7, item 7.2.1). Os dados da granulometria de interesse na estimativa do  $K_{USLE}$  são: a porcentagem de silte mais areia muito fina (0,002 a 0,1 mm) e a porcentagem de areia (0,1 a 2 mm). O critério proposto indica que são potencialmente erodíveis solos com:

- $K_{USLE} > 0,20$

A comparação entre os teores de silte mais argila obtidos dos ensaios de granulometria com e sem defloculante permite a estimativa da Razão de Dispersão (RD). A realização de ensaios de sedimentação conforme a especificação para os ensaios de dispersão SCS (com amostras menores e na condição de umidade natural, conforme Cap.4 – item 4.3.4) é sugerido, pois também permite a avaliação da dispersibilidade pela % de dispersão (Cap.7, item 7.2.3.2). O critério proposto para a erodibilidade indica que são potencialmente erodíveis solos com:

- RD > 50%

### 9. 3. 2. 2 2º nível – Avaliação da erodibilidade a partir de ensaios da Metodologia MCT

A obtenção da classificação MCT dos solos, baseada nos ensaios Mini-MCV e perda por imersão, permite a aplicação do critério proposto por Villibor et al.(1986), considerado satisfatório com base nos solos subtropicais estudados. Solos classificados como LG' (solos argilosos lateríticos) são considerados resistentes à erosão, solos LA e LA' (areias e areias argilosas lateríticas, respectivamente) são potencialmente erodíveis, enquanto os solos NS' (solos de comportamento siltoso) são considerados altamente erodíveis. Segundo os autores, solos de outras classes apresentam difícil previsão da erodibilidade somente pela classificação MCT.

Entretanto, o critério definitivo proposto para este nível de avaliação da susceptibilidade à erosão é o critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979). Para sua aplicação devem ser realizados os ensaios de infiltrabilidade e de erodibilidade específica (Cap.4, item 4.3.2), considerados complementares na Metodologia MCT. O limite para a razão  $\pi/s$  (perda por imersão / coeficiente de sorção) igual a 52 (proposto originalmente por Nogami e Villibor, 1979) é sugerido para distinguir solos potencialmente erodíveis. Logo, pelo critério proposto:

- $\pi/s > 52$  – solos potencialmente erodíveis.

### 9.3.2.3 3º nível – Avaliação da erodibilidade a partir da resistência ao cisalhamento

Este é considerado o nível mais elevado na avaliação indireta da erodibilidade. Conforme discutido no Capítulo 8 (item 8.4), a resistência ao cisalhamento, em particular a coesão superficial, é a propriedade dos solos que melhor explica física e mecanicamente a resistência à erosão por fluxo d'água superficial dos solos residuais não saturados. Para a avaliação da erodibilidade é sugerida a realização de ensaios de cisalhamento direto, mais simples e mais adequados à obtenção dos parâmetros de resistência necessários.

A análise estatística dos dados experimentais provou ser o potencial à redução da coesão do solo por inundação, representado pela variação de coesão  $\Delta c$  (Cap.6, item 6.1.3), a propriedade de comportamento melhor relacionada à erodibilidade medida em ensaios de Inderbitzen. O parâmetro  $\Delta c$  é calculado a partir da coesão medida em ensaios de cisalhamento direto convencionais ou com controle de sucção com amostras na umidade de campo e em ensaios inundados.

Os solos potencialmente erodíveis apresentam elevada variação na coesão com a inundação. Numa primeira aproximação, o critério proposto é o seguinte:

- $\Delta c \geq 85\%$  – solos potencialmente erodíveis

Como alternativa a realização ensaios de cisalhamento direto, a variação na coesão pode ser estimada indiretamente pelo ensaio de cone de laboratório, através dos parâmetros DP ou DPA. Entretanto, conforme discutido no Capítulo 7, o critério de erodibilidade difere muito com as variantes do ensaio e este fato limita sua generalização. O emprego do ensaio impescinde do estabelecimento de critérios específicos às condições do equipamento, ao método de ensaio e ao tamanho de amostra.

### 9.3.3 Resumo dos critérios na avaliação da erodibilidade

Um resumo dos critérios propostos para avaliação da erodibilidade são apresentados nos Quadros 1 e 2.

Quadro 1 – Resumo do critério proposto na avaliação direta da erodibilidade

AVALIAÇÃO DIRETA CRITÉRIO	NÍVEL DE ERODIBILIDADE		
	BAIXA	MEDIANA	ALTA
Ensaio de Inderbitzen - taxa de erodibilidade (K) -	$K < 0,001$ g/cm <sup>2</sup> /min/Pa	K de 0,001 a 0,1 g/cm <sup>2</sup> /min/Pa	$K > 0,1$ g/cm <sup>2</sup> /min/Pa

Quadro 2 – Resumo dos critérios propostos na avaliação indireta da erodibilidade

AVALIAÇÃO INDIRETA	CRITÉRIOS	SOLOS POTENCIALMENTE ERODÍVEIS
Preliminar – Ensaio de desagregação	Desagregação em água	Desagregam em água
1º nível – Caracterização geotécnica	% passante peneira #200	% pass #200 < 55 %
	Índice de plasticidade	IP < 10 %
	Parâmetro K da USLE	$K_{USLE} > 0,20$
	Razão de Dispersão	RD > 50 %
2º nível – Metodologia MCT	Critério de erodibilidade MCT	$\pi/s > 52$
3º nível – Resistência ao cisalhamento	Variação de coesão	$\Delta c \geq 85 \%$

#### 9.3.4 Medidas preventivas a partir da avaliação da erodibilidade

A avaliação da erodibilidade permite orientar projetistas quanto a medidas preventivas frente à erosão hídrica por fluxo superficial.

Os solos de alta erodibilidade pela avaliação direta ou que, na ausência desta, são indicados como potencialmente erodíveis pela avaliação indireta da erodibilidade, são aqueles que requerem cuidados especiais frente à erosão hídrica, sendo necessário exceder às medidas convencionais em drenagem e proteção superficial. Estes cuidados implicam em:

- Maior investimento em obras de drenagem que impeçam a concentração do fluxo superficial nos cortes e encostas com uma ampla margem de segurança;
- Emprego de técnicas de proteção superficial dos solos, tais como: cobertura vegetal (enleivamento, hidrosemeadura, entre outros), recobrimento (solo, geotêxtil, solo-cimento, argamassa, entre outros) e/ou estabilização superficial (emprego de aditivos agregadores ou aglutinadores).

Os solos na condição de mediana erodibilidade, pela avaliação direta em ensaios de erosão, encontram-se numa situação intermediária e como tal, em condições normais de fluxo superficial,

requerem soluções convencionais em drenagem e proteção superficial e não devem ser empregados como proteção para solos mais erodíveis. Estas mesmas medidas preventivas são também recomendadas aos solos cuja única informação sobre a susceptibilidade à erosão hídrica é decorrente da avaliação indireta da erodibilidade e nesta não tenham sido classificados como potencialmente erodíveis.

Os solos com baixa erodibilidade comprovada em ensaios de erosão, salvo situações especiais de fluxo superficial concentrado, dispensam medidas especiais de proteção e podem ser empregados como proteção natural para solos mais erodíveis.

#### 9.4 PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS – ROTEIRO E FLUXOGRAMA

A seqüência de procedimentos propostos para uma abordagem geotécnica à erodibilidade de solos residuais tropicais e subtropicais não saturados, visando o enfrentamento da situação problema referida no início deste capítulo, é a seguinte:

##### 1º passo) Levantamento de dados preliminares

- 1.a) Descrição das características geométricas do problema;
- 1.b) Caracterização geológica e pedológica dos perfis de solos envolvidos;
- 1.c) Posição do perfil no contexto da encosta;
- 1.d) Descrição in situ de características morfológicas do perfil: distribuição e espessura dos horizontes, macroestrutura e drenagem.

##### 2º passo) Investigação in situ do comportamento dos solos frente a erosão

Descrição dos processos erosivos envolvendo os solos de interesse: presença de sulcos, ravinas, boçorocas, buracos, solapamentos, colapsos, entre outros. Estimativa da erodibilidade relativa dos solos.

##### 3º passo) Avaliação da erodibilidade – indireta (3.a) ou direta (3.b)

###### 3.a) Avaliação direta da erodibilidade

Realização de ensaios de Inderbitzen para a estimativa dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade, no mínimo com amostras na condição de umidade natural.

⇒ Aplicação do critério de erodibilidade pela taxa de erodibilidade K:

- $K < 0,001 \text{ g/cm}^2/\text{min/Pa}$  – solos de baixa erodibilidade
- $0,001 \leq K \leq 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min/Pa}$  – solos de mediana erodibilidade
- $K > 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min/Pa}$  – solos de alta erodibilidade

### 3.b) Avaliação indireta da erodibilidade

3.b.i) Realização de ensaios de desagregação do solo em água. Principal indicativo: solos que desagregam em água são potencialmente erodíveis.

3.b.ii) Realização de ensaios de caracterização – granulometria com e sem defloculante e limites de Atterberg.

⇒ Avaliação da erodibilidade pelo teor de finos e índice de plasticidade:

$\% \text{ pass}\#200 < 55 \% / \text{IP} < 10 \%$  – solos potencialmente erodíveis

⇒ Avaliação da erodibilidade pelo fator  $K_{\text{USLE}}$  estimado pelo nomograma de Wischmeier et al.(1971):

$K_{\text{USLE}} > 0,20$  – solos potencialmente erodíveis

⇒ Avaliação da erodibilidade pela Razão de Dispersão:

$\text{RD} > 50 \%$  – solos potencialmente erodíveis

3.b.iii) Realização de ensaios da Metodologia MCT: Mini-MCV, perda por imersão, infiltrabilidade e erodibilidade específica

⇒ Obtenção da classificação MCT (ensaios Mini-MCV e perda por imersão) e identificação de solos altamente erodíveis: NS', potencialmente erodíveis: LA e LA' e resistentes à erosão: LG'

⇒ Obtenção da razão  $\pi/s$  (ensaios de infiltrabilidade e erodibilidade específica) e aplicação do critério de erodibilidade MCT:

$\pi/s > 52$  – solos potencialmente erodíveis

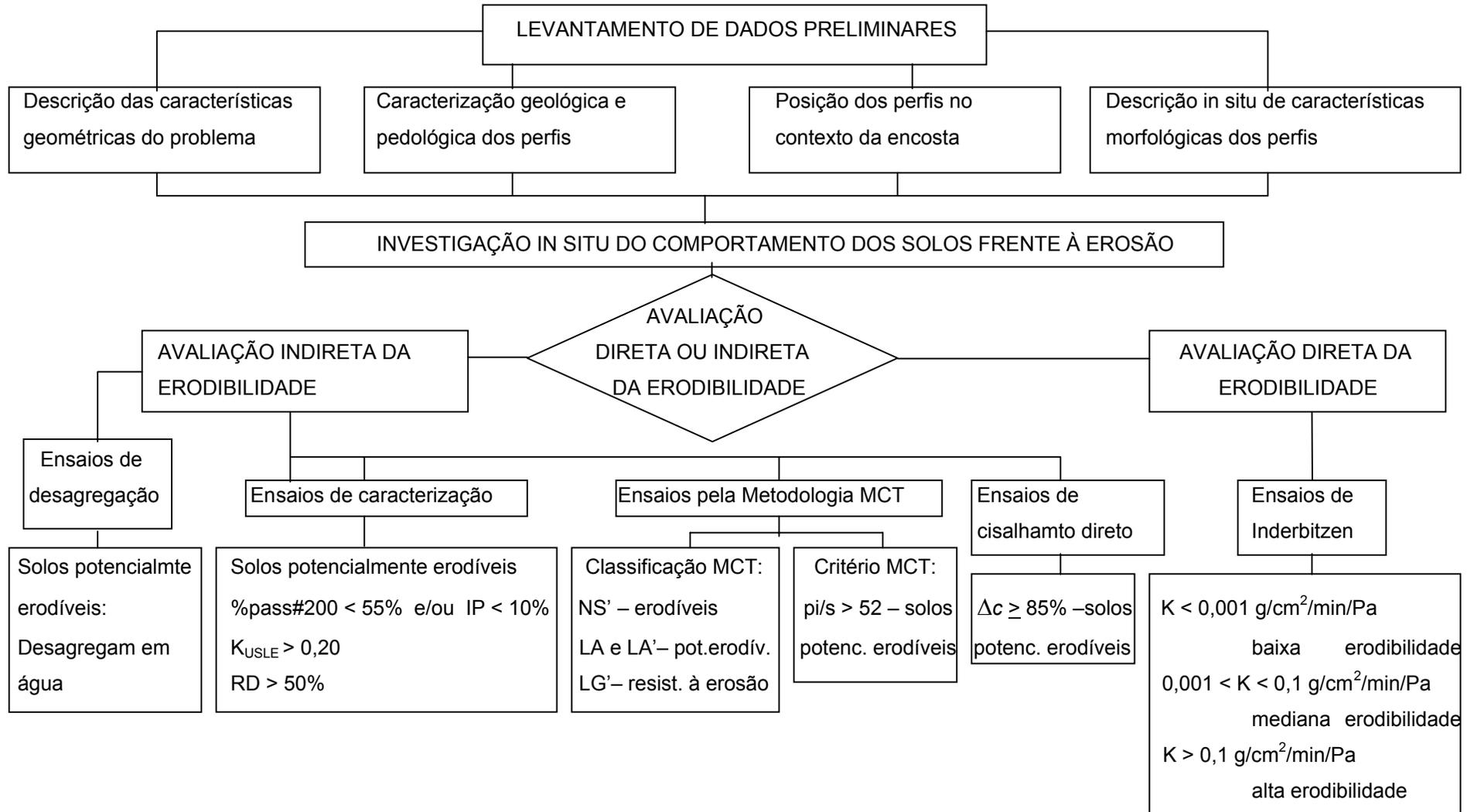
3.b.iv) Realização de ensaios de cisalhamento direto com amostras na condição de umidade natural e inundados

⇒ Avaliação da erodibilidade pela variação de coesão  $\Delta c$ :

$\Delta c \geq 85 \%$  – solos potencialmente erodíveis

O fluxograma apresentado a seguir ilustra a seqüência de procedimentos listadas acima e que constituem a proposta de abordagem geotécnica à erodibilidade.

**PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DE SOLOS RESIDUAIS NÃO SATURADOS**



## 10 CONCLUSÕES

### 10.1 A ERODIBILIDADE DOS SOLOS

Os problemas decorrentes da erosão urbana associados a obras de engenharia, como a implantação de loteamentos e taludes de corte, têm despertado na comunidade geotécnica a necessidade de se identificar o potencial erosivo dos terrenos levando em conta todas as condicionantes envolvidas, em particular a erodibilidade dos solos.

A erodibilidade constitui um dos fatores da erosão. No caso particular deste estudo, é definida como a propriedade que representa a susceptibilidade dos solos a desenvolver processos de erosão hídrica por fluxo d'água superficial concentrado.

A erodibilidade é considerada uma das propriedades de comportamento dos solos de maior complexidade, pelo grande número de fatores físicos, químicos, mecânicos, biológicos e morfológicos intervenientes. Diferentes áreas do conhecimento abordam o tema: Agronomia, Hidráulica e Geotecnia (Geologia de Engenharia e Engenharia Geotécnica), cada uma com um enfoque específico.

No meio agrônomo, os estudos sobre erodibilidade foram iniciados com a busca de indexadores para a susceptibilidade à erosão baseados em outras propriedades físicas e químicas dos solos. Os modelos de previsão da perda de solo, dos modelos empíricos de fatores (representados pela Equação Universal de Perda de Solo – USLE) aos modelos baseados nos processos (como o Water Erosion Prediction Project – WEPP), levam em conta explicitamente o fator erodibilidade, originalmente determinado em parcelas experimentais de campo. As dificuldades na obtenção experimental dos parâmetros de erodibilidade motivaram a continuidade dos estudos na busca de relações entre estes parâmetros e as propriedades físicas e mecânicas dos solos.

Da Hidráulica de Canais, conceitos desenvolvidos na avaliação do potencial ao destacamento e transporte de sedimentos em canais são aplicados principalmente à erosão em sulcos. Os conceitos de tensão cisalhante hidráulica e de parâmetros hidráulicos de erodibilidade: tensão cisalhante hidráulica crítica e taxa de erodibilidade, foram introduzidos nos modernos modelos de previsão da erosão (como o WEPP). Acompanham estes estudos o desenvolvimento de técnicas de ensaios de laboratório para medição dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade. Destacam-se também pesquisas sobre a dispersibilidade dos solos argilosos e o desenvolvimento de critérios de erodibilidade destinados à prática em projetos de obras hidráulicas.

Nos estudos de erosão em Geologia de Engenharia predominam a descrição dos processos e mecanismos de erosão hídrica acelerada particulares dos solos de clima tropical, com destaque ao estudo das boçorocas. Avaliações locais e regionais da susceptibilidade à erosão dos solos (com base em características geológicas, pedológicas e hidrológicas dos terrenos), a aplicação dos

modelos de erosão como ferramentas ao mapeamento geotécnico e obras de controle da erosão urbana são também temas abordados.

No âmbito da Engenharia Geotécnica ainda tem sido pequena a contribuição nos estudos sobre a propriedade erodibilidade dos solos. Dentre as pesquisas publicadas no meio geotécnico cabe destacar: as pesquisas promovidas pelo LNEC na busca de indicadores geotécnicos para a erodibilidade; o desenvolvimento de ensaios de erosão como o ensaio de Inderbitzen e o ensaio de desagregação; os critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT e MCT-M e as recentes propostas baseadas no ensaio de cone de laboratório e estabilidade de agregados.

A preocupação com os graves problemas de erosão em taludes de corte em solos residuais da região sudeste do Brasil conduziram a trabalhos de investigação sobre as peculiaridades de comportamento dos solos lateríticos e saprolíticos e sobre as formas erosivas típicas destes solos e também levaram a introdução no país de ensaios de erosão aplicados à geotecnia.

Em determinadas pesquisas do meio geotécnico, a resistência ao cisalhamento é indicada como principal propriedade fundamental de comportamento relacionada com a erodibilidade dos solos, entretanto, sem a devida comprovação experimental. A dificuldade na quantificação da erodibilidade é determinada pela pequena magnitude das grandezas envolvidas, se comparados a resistência do solo a outros esforços, e pela necessidade de se representar complexas condições ambientais.

## 10.2 OS SOLOS ESTUDADOS – ESCOLHA DOS PERFIS E CARACTERIZAÇÃO DOS SOLOS

Na área de pesquisa, a Região Metropolitana de Porto Alegre (RMPA), foram constatados importantes processos erosivos envolvendo perfis de solos residuais. Estes problemas ocorrem principalmente em áreas de ocupação urbana (loteamentos e encostas dos morros) e em taludes de corte de rodovias. Com base nas evidências de campo foram selecionados quatro perfis de solos residuais não saturados, representativos dos processos erosivos na região: Loteamento Algarve (ALG), área de empréstimo da Rodovia RS239 (RS239), Loteamento Parque do Trabalhador (PT) e Morro do Osso / Cidade de Deus (CD). Os perfis ALG e CD têm origem granítica, enquanto os perfis RS239 e PT são oriundos do intemperismo do Arenito Botucatu. A descrição dos processos erosivos e dos perfis escolhidos é realizada em detalhe no Capítulo 3.

Os solos dos principais horizontes destes perfis, com comportamento diferenciado frente à erosão, foram submetidos a ensaios de caracterização física, química, mineralógica e pela Metodologia MCT. Os resultados foram apresentados e analisados no Capítulo 5. As principais conclusões referentes à caracterização destes solos são as seguintes:

- Os solos estudados são predominantemente arenosos e pouco plásticos. É verificado, como resultado da pedogênese do perfil, o aumento nas frações finas e na plasticidade para os solos subsuperficiais (horizontes B e B/C) em relação aos solos saprolíticos;

- Os solos são porosos e não saturados. Os índices de vazios são próximos a 1, característicos de solos residuais tropicais, à exceção dos solos do perfil RS239, onde a menor porosidade ( $e < 0,7$ ) é próxima àquela do arenito de origem;
- Medidas do teor de umidade em campo ao longo do programa experimental revelaram grandes variações de umidade para um mesmo solo em função de variações climáticas. No caso do solo ALGC, esta variação de umidade chega a superar 100% (o teor de umidade varia de 9,2 a 21,9% entre períodos de estiagem e de chuvas);
- Os resultados da análise química do extrato de saturação mostram baixos teores de sais dissolvidos para os solos estudados, em acordo com a origem geológica e com a lixiviação própria da evolução pedogenética destes perfis;
- A análise de elementos maiores por ensaios de fluorescência de raios X indicam significativos teores de sílica, em conformidade com a natureza areno-quartzosa destes solos. Os teores mais elevados de óxidos de ferro nos horizontes subsuperficiais dos perfis ALG e PT (solos ALGB e PTB) identificam o maior grau de laterização destes solos, evidenciado por características morfológicas dos perfis;
- Os resultados de difratometria de raios X revelam que os solos são essencialmente cauliniticos e quartzosos. A presença de mica e illita na fração fina é destacada nos perfis graníticos (ALG e CD);
- Imagens obtidas por microscopia eletrônica de agregados naturais dos solos do perfil ALG mostram para o solo ALGB um padrão microestrutural típico de solos lateríticos, com agregações de partículas argilosas e óxidos de ferro responsáveis pela formação de macroporos, e para o solo ALGC uma estrutura com marcante presença de partículas de mica em arranjos desordenados, determinantes de um aspecto de fragilidade à estrutura. Esta fragilidade estrutural foi confirmada por testes físicos em agregados deste solo saprolítico;
- As relações sucção matricial x umidade e sucção matricial x grau de saturação, obtidas pela técnica do papel filtro, não permitiram definir efeitos de histerese às trajetórias de umedecimento e secagem. Ajustes aos dados experimentais por funções do tipo  $(u_a - u_w) = a w^b$  (e análoga para o grau de saturação), na faixa de sucção matricial de interesse ( $\leq 1000$  kPa), foram estatisticamente significativos. A proposta de ajuste por Fredlund e Xing (1994) não representa bem os dados experimentais ao longo de toda a faixa de variação de sucção matricial, em particular para os solos dos horizontes B mais laterizados dentre aqueles estudados (solos ALGB e PTB). Estes solos apresentam no trecho intermediário de sucção uma tendência quase horizontal a relação  $(u_a - u_w) \times w$  (e  $(u_a - u_w) \times S$ ), tornando difícil a interpretação da sucção residual como um valor único;
- Os solos estudados apresentam a seguinte classificação MCT: os solos do horizonte B (ALGB, PTB e CDB) são classificados como LG' (solos lateríticos argilosos), o solo do horizonte de transição B/C e os solos saprolíticos de arenito (RS239BC, RS239C e PTC)

como NA' (solos não lateríticos arenosos) e os solos saprolíticos graníticos (ALGC e CDC) como NS' (solos não lateríticos siltosos). As características físicas, morfológicas, químicas e mineralógicas dos solos estudados e principalmente o comportamento frente à erosão mostram afinidade com as definições das respectivas classes.

### 10.3 PROPRIEDADES GEOMECÂNICAS DOS SOLOS ESTUDADOS

Os solos estudados tiveram seu comportamento geomecânico quanto à resistência ao cisalhamento e à colapsibilidade avaliado por meio de ensaios de laboratório. Os resultados foram apresentados e analisados no Capítulo 6.

Os solos do perfil ALG (ALGB e ALGC) foram submetidos a 35 ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS) e a 10 ensaios convencionais inundados (CD inundados). As principais conclusões obtidas a partir dos resultados dos ensaios são as seguintes:

- As envoltórias de resistência obtidas para os solos ALGB e ALGC indicam diferenciado comportamento. O solo ALGB mostra envoltórias praticamente paralelas, resultando num uniforme aumento da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial. O solo ALGC apresenta envoltórias não paralelas, convergindo com o acréscimo da tensão normal, desta forma indicando uma redução do efeito da sucção matricial na resistência. A hipótese sugerida para justificar o comportamento deste solo saprolítico de frágil estrutura é o efeito da desestruturação, provocada para valores de tensão normal menores que 100 kPa. Esta desestruturação modificaria a distribuição de vazios do solo e comprometeria a efetiva transmissão de sucção matricial entre partículas e agregados. Esta hipótese necessita de uma comprovação experimental mais apurada.
- Os parâmetros de resistência efetivos a partir dos ensaios inundados foram:
  - ALGB →  $c' = 2,0$  kPa e  $\phi' = 36,0^\circ$  e
  - ALGC →  $c' = 0,9$  kPa e  $\phi' = 46,5^\circ$ ;
- Os solos ALGB e ALGC apresentam tendência de acréscimo da coesão com a sucção matricial. Esta relação é satisfatoriamente ajustada por uma função hiperbólica;
- Os dados experimentais para a variação da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial destacam a não linearidade da relação  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$ ;
- A partir da equação de resistência ao cisalhamento de Fredlund et al.(1978), o melhor ajuste aos dados experimentais é dado por envoltórias bilineares. Os valores do parâmetro  $\phi^b$  médios encontrados foram:
  - ALGB →  $\phi^b_1 = 28,9^\circ$  ( $(u_a - u_w) \leq 30$  kPa) e  $\phi^b_2 = 5,0^\circ$  ( $(u_a - u_w) > 30$  kPa) e
  - ALGC →  $\phi^b_1 = 26,4^\circ$  ( $(u_a - u_w) \leq 30$  kPa) e  $\phi^b_2 = 1,8^\circ$  ( $(u_a - u_w) > 30$  kPa);

- A dificuldade na obtenção de parâmetros de resistência para solos não saturados motivaram o exercício de aplicação de modelos de previsão para a envoltória  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  baseados na curva característica. Foram aplicados os modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995) e comparados aos resultados de ensaios obtidos. As previsões mostraram-se afastadas dos dados experimentais da variação da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial;
- O modelo de ajuste  $\tau_r$  x  $(u_a - u_w)$  de Vanapalli et al.(1996) foi aplicado aos dados experimentais, ajustando-os razoavelmente bem. Os valores médios para os parâmetros  $\kappa$  de ajuste foram:
  - ALGB  $\rightarrow \kappa = 2,56$  e
  - ALGC  $\rightarrow \kappa = 1,98$ ,
 sendo próximos a outros citados na literatura. Entretanto, o modelo não supera o ajuste por envoltórias bilineares segundo Fredlund et al.(1978);
- Os resultados da estimativa da resistência ao cisalhamento para  $\sigma =$  zero ( $\tau_{r(\sigma=0)}$ ) indicam redução de 50 a 94% na resistência ao cisalhamento do solo ALGB e de 90 a 97% para o solo ALGC com a variação na sucção matricial desde a condição não saturada de campo até a saturação. Estes dados representam a variação da resistência ao cisalhamento dos solos na superfície do terreno com a saturação manifestada quando da formação do fluxo superficial;
- A estimativa de  $\tau_{r(\sigma=0)}$  pela função hiperbólica ajustada aos dados  $c$  x  $(u_a - u_w)$ , pela envoltória bilinear (Fredlund et al., 1978) e também pelo modelo de Vanapalli et al.(1996) apresentam valores próximos. Estas aproximações perdem o caráter expedito na obtenção da resistência ao cisalhamento na condição não saturada por necessitar de resultados experimentais obtidos de ensaios com controle de sucção. Os modelos de previsão da resistência ao cisalhamento na condição não saturada que independem de dados experimentais de ensaios com controle de sucção (Öberg e Sällfors, 1995 e Fredlund et al., 1995), não apresentaram resultados satisfatórios, principalmente na previsão da resistência para os valores mais elevados de sucção matricial.

Os solos dos perfis RS239, PT e CD tiveram a resistência ao cisalhamento avaliada por ensaios de cisalhamento direto convencionais na condição de umidade natural e inundados. Os resultados mostram significativa variação da coesão com a inundação. A comparação entre resultados de  $\tau_{r(\sigma=0)}$ , previstos pelos modelos de Öberg e Sällfors (1995) e Fredlund et al.(1995), e a coesão medida em ensaios na condição de umidade natural ( $c_{nat}$ ) voltaram a indicar a ineficiência destes modelos na previsão da resistência. Logo, para estes solos a referência à perda de resistência na superfície dos terrenos pela a ç o da água é dada neste estudo unicamente pela comparação entre valores de coesão obtidos nos ensaios convencionais na umidade natural e inundados ( $c_{nat}$  e  $c_{inu}$ , respectivamente).

A variação da resistência ao cisalhamento na condição  $\sigma = \text{zero}$  (chamada simplesmente de *coesão*) com a saturação foi representada pelo parâmetro *variação de coesão* ( $\Delta c$ ), definido neste trabalho, como:

$$\Delta c = \frac{(c - c')}{c} \quad (\text{em \%})$$

A estimativa deste parâmetro para os solos estudados revela a tendência de num mesmo perfil os solos saprolíticos apresentarem uma maior variação de coesão com a saturação em relação aos solos dos horizontes subsuperficiais. À exceção do solo RS239C (com forte cimentação herdada do arenito), os solos saprolíticos estudados apresentam valores de  $\Delta c$  superiores a 90%, indicando uma perda da coesão com o processo de saturação superior a 90%.

Quanto a colapsibilidade, os ensaios realizados a partir da umidade natural mostram uma tendência de aumento do potencial de colapso com o carregamento normal. Os solos CDC, ALGB, CDB e PTC, nesta ordem, apresentam os maiores valores médios dos coeficientes de colapso para mínimo carregamento normal na faixa de variação da umidade no campo (1,60, 0,87, 0,65 e 0,55%, respectivamente). Os valores não ultrapassam o limite de 2% proposto por Vargas (1974) para solos colapsíveis.

#### 10.4 AVALIAÇÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS ESTUDADOS

A erodibilidade dos solos estudados foi avaliada diretamente por meio de ensaios de Inderbitzen e indiretamente por meio da aplicação de diferentes critérios de erodibilidade baseados em propriedades físicas, químicas, morfológicas e mecânicas dos solos. Os resultados foram apresentados e analisados no Capítulo 7.

Antecedendo esta avaliação, um critério de erodibilidade relativa baseado na magnitude e frequência dos processos erosivos em campo assim classificou os solos estudados:

- Solos de baixa erodibilidade: ALGB e PTB;
- Solos de média a baixa erodibilidade: RS239BC e CDB;
- Solo de média erodibilidade: RS239C;
- Solo de média a alta erodibilidade: CDC e
- Solos de alta erodibilidade: ALGC e PTC.

A avaliação indireta da erodibilidade foi realizada segundo os seguintes métodos ou critérios: estimativa do fator erodibilidade K da USLE ( $K_{USLE}$ ); critérios da prática de projetos de obras hidráulicas; avaliação da dispersibilidade dos solos; avaliação do potencial de desagregação dos solos; critérios de erodibilidade estabelecidos pelo LNEC; critérios de erodibilidade baseados na Metodologia MCT e critérios propostos por Alcântara (1997). As principais conclusões referentes aos resultados obtidos são descritos a seguir:

- Os resultados pelo  $K_{USLE}$  indicam que os solos saprolíticos são relativamente mais erodíveis que os solos dos horizontes subsuperficiais. As diferenças texturais destes

solos é o fator determinante dos resultados obtidos pelo nomograma de Wischmeier et al.(1971). Os solos saprolíticos, com maiores teores em silte e areia fina em relação aos solos dos horizontes subsuperficiais, apresentam maiores valores para o fator  $K_{USLE}$ ;

- Dentre os critérios estabelecidos por Hénensal (1987) e Hanson (1991), baseados na experiência francesa e americana na prática de projetos de obras hidráulicas, foram aqueles baseados no teor de finos e na classificação geotécnica em conjunto com a plasticidade que melhor caracterizaram a erodibilidade dos solos estudados. Outros critérios baseados no coeficiente de uniformidade ( $C_u$ ), índice de vazios e diâmetro médio dos grãos ( $D_{50}$ ) mostraram-se inadequados. O fato destes critérios terem sido estabelecidos com base em solos de clima temperado possivelmente constitui a principal causa a esta inadequação;
- A avaliação da dispersibilidade pelo critério de Sherard et al(1976b) e pelo ensaio de dispersão SCS indicam que os solos estudados não são dispersivos. A origem geológica, a presença de caulinita como argilomineral predominante e a lixiviação decorrente da pedogênese dos perfis estudados já constituem indicativos neste sentido;
- A aplicação do critério de erodibilidade pela Razão de Dispersão de Middleton permite identificar os solos saprolíticos e o solo do horizonte de transição RS239BC como erodíveis ( $RD > 15\%$ ), indicando que a presença de partículas dispersas na fração silte tem importante papel na erodibilidade destes solos;
- Os resultados dos ensaios de desagregação apontam que o potencial de desagregação dos solos em água tem forte relação com a fragilidade frente à ação erosiva pelo fluxo superficial. Os solos com alto potencial de desagregação em água (ALGC, PTC e CDC) coincidem com aqueles mais erodíveis. O comportamento de desagregação para os solos dos horizontes subsuperficiais varia muito com a umidade inicial do solo. A secagem destes solos tende a aumentar o potencial à desagregação. Os processos de desagregação observados para estes solos não saturados apresentam características morfológicas que indicam serem regidos por mecanismos primários de hidratação e desaeração.
- Dentre os critérios de erodibilidade estabelecidos pelos estudos do LNEC, apenas o critério estabelecido por Meireles (1967) mostra resultados razoáveis frente a erodibilidade relativa de campo dos solos estudados. Os critérios de Santos e Castro (1965) e de Nascimento e Castro (1976) não prevêem o comportamento em campo dos solos estudados. O primeiro considera a expansibilidade uma propriedade determinante da erodibilidade e o segundo apresenta condições limites dadas pela granulometria, plasticidade e limite de absorção que não verificam para os solos estudados;
- A descrição das características relacionadas à erodibilidade com base na classificação MCT dos solos estudados (segundo Villibor at al, 1986) está em acordo com o comportamento em campo. Os solos classificados como NS' (ALGC e CDC) são

considerados como de erodibilidade elevada, enquanto os solos classificados como LG' (ALGB, PTB e CDB) como de baixa erodibilidade;

- Os resultados da aplicação do critério de erodibilidade MCT (Nogami e Villibor, 1979) foram considerados satisfatórios. Estes indicam a maior susceptibilidade à erosão dos solos saprolíticos em relação aos solos dos horizontes subsuperficiais. Os solos ALGC, RS239C, PTC e CDC são considerados erodíveis, independente da condição de umidade inicial das amostras. Este critério considera explicitamente a capacidade do solo em desenvolver fluxo superficial e o potencial de desagregação do solo em água, propriedades importantes na interpretação da erodibilidade de solos tropicais e subtropicais não saturados;
- O critério baseado na classificação MCT–M (Vertamatti e Araújo, 1990) indica maior erodibilidade aos solos saprolíticos graníticos (ALGC e CDC), numa faixa intermediária os solos de arenito, independente dos horizontes envolvidos (RS239BC, RS239C, PTB e PTC), e baixa erodibilidade aos solos do horizonte B dos perfis graníticos (ALGB e CDB). O critério não identifica o comportamento resistente à erosão apresentado pelo solo PTB e a alta erodibilidade do solo PTC;
- Os resultados dos ensaios de cone de laboratório indicam que a variação na resistência à penetração do cone com o umedecimento a partir da condição de umidade natural (parâmetros DP e DPA) está relacionada com a erodibilidade. Os solos com maiores valores de DP e DPA (ALGC, PTC e CDC) são aqueles mais erodíveis em campo. Considerando a resistência à penetração do cone como uma medida da coesão superficial dos solos, a variação da penetração com o umedecimento representa a perda de coesão com a redução na sucção matricial e com a desagregação em água dos solos. Os solos com elevado DP e DPA são aqueles que apresentam acentuada variação de coesão ( $\Delta c$ ) e alto potencial de desagregação;
- Os valores do diâmetro médio ponderado dos agregados estáveis em água (DMP), obtidos do ensaio de estabilidade de agregados, não permitiram distinguir o comportamento dos solos estudados frente à erosão. A textura diferenciada dos solos estudados influenciou os valores obtidos para o DMP, não sendo possível validar um critério de erodibilidade baseado no parâmetro.

A avaliação direta da erodibilidade dos solos estudados foi realizada a partir dos resultados de 116 ensaios de Inderbitzen executados. A análise foi realizada em função dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade: tensão cisalhante hidráulica crítica ( $\tau_{\text{crit}}$ ) e taxa de erodibilidade (K). As principais conclusões obtidas são as seguintes:

- Enquanto a taxa de erodibilidade (K) permitiu uma avaliação comparativa da erodibilidade dos solos estudados, muitos dos valores de  $\tau_{\text{crit}}$  estimados foram considerados indeterminados pela falta de significado físico dos resultados obtidos. A dispersão dos

resultados e as simplificações impostas na estimativa das tensões hidráulicas atuantes são as razões atribuídas;

- Os solos saprolíticos ALGC e PTC confirmam em laboratório o comportamento altamente erodível de campo, com valores de  $K$  de 0,28 e 0,36 g/cm<sup>2</sup>/min/Pa, respectivamente, independente da condição de umidade inicial. Os solos ALGB e PTB apresentam os mais baixos valores para a taxa de erodibilidade na condição de umidade natural e pré-umedecida, em acordo com o comportamento de baixa erodibilidade em campo. Entretanto, estes solos mais argilosos mostram significativo aumento nos valores de  $K$  obtidos em amostras secas ao ar. A erosão neste caso ocorre na forma de agregados milimétricos. Este comportamento é acompanhado pelos demais solos dos horizontes subsuperficiais;
- A análise em termos da taxa de erodibilidade  $K$  traz como vantagem a normalização dos resultados obtidos com relação às tensões cisalhantes hidráulicas atuantes, determinadas pelas condições de vazão e pela declividade da rampa. É proposto, como primeira aproximação, um critério de erodibilidade baseado no parâmetro  $K$  obtido do ensaio de Inderbitzen para amostras na umidade natural de campo:
  - Solos de alta erodibilidade →  $K > 0,1$  g/cm<sup>2</sup>/min/Pa;
  - Solos de mediana erodibilidade →  $0,001 \leq K \leq 0,1$  g/cm<sup>2</sup>/min/Pa e
  - Solos de baixa erodibilidade →  $K < 0,001$  g/cm<sup>2</sup>/min/Pa.

Este critério representa tão somente o universo de solos estudados. Entretanto é proposto como indicativo à classificação do comportamento de solos residuais tropicais e subtropicais não saturados por ensaios de Inderbitzen.

A análise conjunta da investigação do comportamento dos solos em campo, da avaliação indireta da erodibilidade por diferentes critérios, da avaliação direta da erodibilidade por ensaios de Inderbitzen e das propriedades de resistência ao cisalhamento e colapsibilidade foi apresentada no Capítulo 8.

Os resultados da avaliação qualitativa da erodibilidade pelos diferentes critérios abordados mostraram que nenhum dos critérios apresentou correspondência com a erodibilidade relativa observada em campo para todos os solos estudados. Os critérios com melhor desempenho foram: o critério de Middleton (baseado na Razão de Dispersão) e o critério de erodibilidade MCT (fundamentado na capacidade de infiltração e no potencial à desagregação dos solos em água), que apresentaram correspondência com a erodibilidade relativa de campo para 7 dentre os 8 solos estudados.

Os resultados obtidos também indicam que a erodibilidade dos solos estudados não está associada à dispersibilidade e sim ao potencial de desagregação dos solos em água, através de mecanismos de hidratação e desaeração. Esta característica pressupõe-se que possa ser estendida a outros solos tropicais e subtropicais não saturados com baixo teor de sais dissolvidos.

Os parâmetros físicos empregados nos diferentes critérios de erodibilidade e os parâmetros geomecânicos referentes à resistência ao cisalhamento e à colapsibilidade dos solos na superfície dos terrenos foram relacionados com a erodibilidade medida nos ensaios de Inderbitzen. Baseado em modelos de regressão linear, as seguintes variáveis mostraram significância estatística na correlação com a taxa de erodibilidade K: % passante na peneira #200, fator  $K_{USLE}$ , Razão de Dispersão, razão  $\pi/s$  (critério de erodibilidade MCT) e variação de coesão ( $\Delta c$ ). As principais conclusões desta análise são as seguintes:

- O teor de finos, representado pela % passante na peneira #200, foi a propriedade física que melhor se relacionou estatisticamente à taxa de erodibilidade K e que melhor identificou a erodibilidade relativa de campo. Solos de baixa erodibilidade apresentaram teor de finos acima de 55%, enquanto os solos com erodibilidade média até alta apresentaram % passante na peneira #200 < 35%;
- Quanto a plasticidade, apesar de certa dispersão nos resultados, é possível inferir que os solos de baixa erodibilidade estudados apresentaram  $IP \geq 10\%$ , enquanto os solos de alta erodibilidade  $IP \leq 5\%$ ;
- O fator  $K_{USLE}$  estimado e a taxa de erodibilidade K apresentam direta relação. O valor limite para  $K_{USLE} = 0,20$  permitiu separar os solos estudados de média a baixa e baixa erodibilidade dos solos de média até alta erodibilidade;
- A Razão de Dispersão de Middleton também apresentou relação direta com o parâmetro K. Valores de RD superiores a 60% identificam os solos estudados com média até alta erodibilidade, enquanto os solos de menor erodibilidade apresentam RD inferior a 40%. Um limite em  $RD = 50\%$  permite separar os solos mais erodíveis daqueles mais resistentes à erosão;
- A razão  $\pi/s$  obtida do critério de erodibilidade MCT (para amostras na umidade natural e secas ao ar) também apresentou relação estatisticamente significativa com o parâmetro K. O limite proposto por Nogami e Villibor (1979):  $\pi/s = 52$  foi validado pelos solos estudados. O termo “não erodível” ( $\pi/s < 52$ ) é associado aos solos de média a baixa e baixa erodibilidade;
- Dentre as propriedades propostas por Alcântara (1997) para avaliação da erodibilidade, a variação de resistência à penetração do cone de laboratório (DP) foi aquela melhor relacionada ao parâmetro K, embora não atenda o nível exigido de significância estatística. Um limite em  $DP = 100\%$  distingue solos de média a alta a alta erodibilidade dos demais solos estudados. A estabilidade de agregados (pelo parâmetro DMP) não apresentou uma relação concisa com a taxa de erodibilidade K. A diferença textural dos solos estudados prejudicou a análise do grau da estrutura pelo diâmetro dos agregados estáveis em água;
- A relação entre os parâmetros de resistência ao cisalhamento e a erodibilidade dos solos estudados permite concluir que tanto a coesão não saturada como a coesão na condição

inundada não possibilitam distinguir as classes de erodibilidade relativa propostas. Já a variação de coesão ( $\Delta c$ ) apresenta relação estatística significativa com o parâmetro K e permite identificar os solos estudados com média a alta e alta erodibilidade como aqueles com  $\Delta c \geq 85\%$ ;

- O coeficiente de colapso estrutural obtido para baixo nível de carregamento normal não apresentou relação com o parâmetro K. Embora supunha-se que o processo de desagregação do solo em água estivesse relacionado com os fenômenos de colapso e erosão, a diferença na natureza dos esforços envolvidos (solicitação normal e cisalhamento hidráulico, respectivamente) passou a explicar os resultados obtidos.

A análise das propriedades geomecânicas dos solos estudados frente à erodibilidade vem a confirmar uma das principais hipóteses formuladas neste trabalho: a importância da coesão na interpretação da susceptibilidade dos solos à erosão hídrica. A significativa relação entre os parâmetros K e  $\Delta c$  indica que os solos mais erodíveis são aqueles que apresentam maior redução da coesão com a saturação na condição de fluxo d'água superficial. Outras propriedades relacionadas com a erodibilidade apresentam-se também relacionadas com a coesão dos solos estudados:

- Solos mais erodíveis, com menor teor de finos e menos plásticos, apresentam importante parcela de coesão variável com a sucção matricial;
- A Razão de Dispersão e o fator  $K_{USLE}$  destacam a importância da fração silte na erodibilidade, geralmente composta por partículas pouco coesivas e facilmente transportadas quando dispersas, e
- A razão  $\pi/s$  do critério de erodibilidade MCT representa a capacidade do solo em favorecer o fluxo superficial e o potencial do solo à desagregação em água, este último sem dúvida relacionado à perda de coesão com a inundação.

## 10.5 PROPOSTA DE ABORDAGEM GEOTÉCNICA PARA PREVISÃO DA ERODIBILIDADE DOS SOLOS

A análise da erodibilidade dos solos estudados alicerçou a formulação de uma proposta de abordagem geotécnica ao problema de erosão para solos residuais tropicais e subtropicais não saturados, no que tange a caracterização da susceptibilidade destes solos a processos de erosão hídrica acelerada. Esta proposta é detalhada no Capítulo 9. Seus principais elementos são resumidos a seguir:

A proposta foi dividida em três etapas básicas: levantamento de dados preliminares sobre o problema e o perfil de solo envolvido; investigação do comportamento dos solos em campo frente à erosão e avaliação da erodibilidade baseada em ensaios de laboratório.

No levantamento de dados preliminares são reunidas informações sobre: características geométricas do problema; caracterização geológica e pedológica dos perfis de solos envolvidos; posição do perfil na geomorfologia local e descrição in situ dos perfis de solos. Estes dados auxiliam na interpretação do comportamento em campo dos perfis de solo frente à erosão e orientam a avaliação da erodibilidade dos solos envolvidos.

Na investigação in situ do comportamento dos solos frente à erosão, são descritas as ocorrências dos processos erosivos referentes aos solos envolvidos e analisada a susceptibilidade à erosão pela ação do fluxo superficial de cada um dos principais horizontes, definindo-se classes de erodibilidade relativa aos materiais. Esta caracterização expedita da erodibilidade relativa dos solos serve de parâmetro inicial de análise. Outra importante função desta etapa é a definição dos horizontes de solos a serem investigados experimentalmente. É importante considerar a representatividade de cada horizonte no perfil e no contexto da obra geotécnica e também a importância de certos solos em feições particulares de erosão.

A avaliação da erodibilidade segue duas alternativas: a avaliação direta por ensaios de Inderbitzen e a avaliação indireta por outras propriedades relacionadas ao comportamento dos solos frente à erosão.

Para a avaliação direta da erodibilidade é proposta a obtenção da taxa de erodibilidade  $K$  a partir de ensaios em canais. O ensaio de Inderbitzen é sugerido pela simplicidade e eficiência. O critério de erodibilidade proposto, baseado em dados do parâmetro  $K$  obtidos em ensaios na condição de umidade natural, é o seguinte:

- $K < 0,001 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de baixa erodibilidade
- $0,001 \leq K \leq 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de mediana erodibilidade
- $K > 0,1 \text{ g/cm}^2/\text{min}/\text{Pa}$  – solos de alta erodibilidade

A avaliação indireta da erodibilidade com base em outras características físicas e propriedades dos solos permite identificar os solos potencialmente erodíveis, isto é, solos que em condições normais são susceptíveis a processos de erosão hídrica acelerada.

Como critério preliminar propõem-se a avaliação do potencial à desagregação em água. Solos que desagregam em água são considerados potencialmente erodíveis.

Os demais critérios de erodibilidade indicados são aplicados a partir de três níveis de informações obtidas de ensaios geotécnicos: 1º nível – caracterização geotécnica; 2º nível – ensaios pela Metodologia MCT e 3º nível – ensaios de resistência ao cisalhamento. As informações complementam-se, permitindo a melhor avaliação da erodibilidade dos solos. A importância relativa dos dados na avaliação da erodibilidade é crescente com o nível da informação. Os conflitos quanto aos resultados da aplicação dos critérios de avaliação indireta devem ser julgados com base na importância relativa das informações existentes.

No 1º nível, os dados de granulometria e plasticidade permitem avaliar a erodibilidade com base na % passante na peneira #200, no índice de plasticidade, no fator  $K_{USLE}$  (obtido pelo

nomograma de Wischmeier et al., 1971) e na Razão de Dispersão de Middleton. São considerados potencialmente erodíveis solos com:

- % passante na peneira #200 < 55%
- IP < 10%
- $K_{USLE} > 0,20$
- RD > 50%

No 2º nível, são empregados dados obtidos da classificação MCT e da aplicação do critério de erodibilidade MCT. São considerados potencialmente erodíveis solos classificados como NS', LA e LA' e solos que apresentam razão pi/s > 52.

No 3º nível, a erodibilidade é avaliada pela a variação de coesão  $\Delta c$ , obtida desde ensaios de cisalhamento direto (convencionais ou com controle de sucção) com amostras na umidade de campo e em ensaios inundados. São considerados potencialmente erodíveis solos com  $\Delta c \geq 85\%$ .

Os critérios apresentados nesta proposta foram estabelecidos com base nos solos estudados, entretanto são indicados como uma primeira aproximação para a previsão da erodibilidade de solos residuais não saturados. A validação destes critérios deve ter continuidade com o aumento no universo de solos pesquisados.

A avaliação da erodibilidade permite orientar medidas preventivas à erosão hídrica por fluxo superficial. Solos que apresentam alta erodibilidade pela avaliação direta e solos considerados potencialmente erodíveis pela avaliação indireta requerem medidas preventivas especiais frente à erosão (maior investimento em obras de drenagem e emprego de técnicas especiais de proteção superficial). Solos de mediana erodibilidade em ensaios de erosão e solos que não tenham sido classificados como potencialmente erodíveis pelos critérios indiretos têm recomendadas soluções convencionais em drenagem e proteção superficial. Os solos com baixa erodibilidade, comprovada na avaliação direta, dispensam medidas especiais de proteção e podem ser empregados como proteção natural a solos mais erodíveis, salvo em situações especiais de fluxo superficial concentrado.

Com esta proposta de abordagem geotécnica sobre a erodibilidade de solos residuais tropicais e subtropicais não saturados possibilita-se dotar o engenheiro geotécnico de uma ferramenta capaz de orientá-lo na avaliação do potencial erosivo dos terrenos antes de uma iniciativa de ocupação urbana ou implantação de qualquer outra obra de engenharia que exponha estes solos naturais. Esta avaliação é o passo inicial no direcionamento de medidas preventivas e de soluções com vistas a minimizar o impacto da obra de engenharia no meio físico natural no que se refere à erosão hídrica por fluxo superficial concentrado.

## 11 SUGESTÕES À CONTINUIDADE DA PESQUISA

Como principal sugestão à continuidade da pesquisa propõe-se a validação da proposta de abordagem geotécnica para previsão da erodibilidade com base em um universo maior de solos e em outras situações de processos erosivos. Sugere-se a ampliação do estudo a outros solos residuais da região, como perfis de intemperismo de rochas sedimentares de textura mais fina (siltitos e argilitos) e perfis de solos oriundos das rochas basálticas da Formação Serra Geral. O importante papel da pedogênese deve ser investigado estudando-se horizontes subsuperficiais de perfis de mesma origem geológica, mas com grau de evolução pedogenética diferenciado.

A introdução de ensaios de campo, tanto na investigação direta da erodibilidade como na avaliação de outras propriedades geotécnicas relacionadas (particularmente da resistência ao cisalhamento e da infiltrabilidade), com certeza aperfeiçoaria a proposta formulada. Quanto à resistência ao cisalhamento, sugere-se a avaliação indireta por ensaios penetrométricos in situ do tipo DCP (ou cone dinâmico), na condição natural e após saturação dos solos.

Os estudos das relações sucção x umidade, da resistência ao cisalhamento e da colapsibilidade em laboratório revelaram importantes aspectos de comportamento dos solos não saturados estudados, principalmente para os solos do perfil ALG. Os resultados obtidos suscitaram o interesse pela continuidade destes estudos. Neste sentido, sugere-se:

- O emprego do transdutor de alta capacidade e/ou de técnicas baseadas no princípio da translação de eixos (como por exemplo placa de pressão) para o levantamento das relações sucção x umidade (ou grau de saturação) destes solos, com detalhamento para baixos valores de sucção matricial ( $(u_a - u_w) < 10$  kPa) e investigação do papel da estrutura natural das amostras;
- A realização de um maior número de ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção, principalmente para baixos valores de tensão normal e sucção matricial, apurando os dados obtidos para a coesão e para a variação desta com a sucção matricial;
- A avaliação do potencial de colapso sob condições de sucção matricial imposta para baixos valores de carregamento normal, simulando o colapso por saturação em câmaras oedométricas com controle de sucção e
- O estudo da relação entre a resistência à tração dos solos e a erodibilidade, envolvendo a realização de ensaios específicos.

Quanto a avaliação direta da erodibilidade em laboratório, a partir da experiência obtida com a realização dos ensaios no canal do IPH/UFRGS, sugere-se melhorias no controle das variáveis hidráulicas em relação ao equipamento de Inderbitzen construído no LMS/UFRGS, sem portanto

descaracterizar a simplicidade do ensaio. Entre estas melhorias, estaria a concepção de rampas com maior comprimento da porção anterior à amostra e com tratamento superficial do fundo (rugosidade aproximada a do solo), visando garantia da regularidade do fluxo, e o emprego de instrumentação adequada para a medição da altura de lâmina d'água. A normatização do ensaio de Inderbitzen e de um critério de erodibilidade a partir deste, como sugerido por Santos (1997), será uma necessidade decorrente de sua maior divulgação e aceitação do ensaio no meio geotécnico, que se supõe em breve configurar uma realidade.

A partir dos resultados obtidos em termos da variação da resistência ao cisalhamento com a saturação dos solos e dos parâmetros hidráulicos de erodibilidade, sugere-se a realização de estudos visando uma modelagem matemática e numérica ao fenômeno de erosão por fluxo superficial concentrado. Como elementos principais do modelo, ter-se-ia:

- A estimativa de tensões hidráulicas atuantes pelo fluxo superficial a partir de condicionantes hidrológicas e da condutividade hidráulica (infiltrabilidade) do solo;
- A resistência à erosão dada pela resistência ao cisalhamento superficial e sua variação com a saturação do terreno e
- A estimativa da perda de solo resultante com base nos dados da taxa de erodibilidade obtidos em ensaios de Inderbitzen.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRAMENTO, M.; CARVALHO, C.S. Geotechnical parameters for the study of natural slopes instabilization at Serra do Mar–Brazilian Southeast. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING, 12., 1989, Rio de Janeiro/RJ. **Proceedings...** Rio de Janeiro/RJ: ISSMFE, 1989. v.3, p.1599–1602.
- ALCÂNTARA, M.A.T. **Aspectos geotécnicos da erodibilidade de solos**. São Carlos/SP, 1997, 128p. Dissertação de Mestrado em Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Carlos.
- ALVARENGA, M.M.; CARMO, J.C.do Alguns problemas de estabilidade de taludes de corte em materiais residuais de rocha gnaíssica. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 1., 1976, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ: ABGE, 1976. v.1, p.117–129.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS **Standard guide for X-ray emission spectrometric analysis**: E 1621–94. Philadelphia, 1994. 5p.
- ANGULO, R.J. **Relações entre a erodibilidade e algumas propriedades de solos brasileiros**. Curitiba/PR, 1983, 129p. Dissertação de Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Ciência do Solo, Universidade Federal do Paraná.
- ARULANANDAN, K.; LAGANATHAN, P.; KRONE, R.B. Pore and eroding fluid influences on surface erosion of soil. **Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE**, v.101, n.1, p.51–65, 1975.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Amostras de solo – Preparação para ensaios de compactação e ensaios de caracterização**: NBR 6457. Rio de Janeiro, 1986. 9p. Origem: MB–27.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Grãos de solos que passam na peneira de 4.8 mm – Determinação da massa específica**: NBR 6508. Rio de Janeiro, 1984. 8p. Origem: MB–28.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Rochas e solos**: NBR 6502. Rio de Janeiro, 1995. 18p. Origem: TB–3.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Solo – Análise granulométrica**: NBR 7181. Rio de Janeiro, 1984. 13p. Origem: MB–32.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Solo – Avaliação da dispersibilidade de solos argilosos pelo ensaio sedimentométrico comparativo – Ensaio de dispersão SCS**: NBR 13602. Rio de Janeiro, 1996. 5p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Solo – Avaliação da dispersibilidade de solos argilosos, por meio de ensaios químicos em amostra de água intersticial**: NBR 13603. Rio de Janeiro, 1996. 3p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Solo – Determinação do limite de liquidez**: NBR 6459. Rio de Janeiro, 1984. 6p. Origem: MB–30.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Solo – Determinação do limite de plasticidade**: NBR 7180. Rio de Janeiro, 1984. 3p. Origem: MB–31.
- BAPTISTA, P.R.D.; CUNHA, L.O.B.P.; DIAS, R.D. Estudo da erosão em zonas de expansão urbana. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES, 10., 1994, Foz do Iguaçu/PR. **Anais...** Foz do Iguaçu/PR: ABMS, 1994. v.3., p.849–856.

- BARDEN, L.; MCGOWN, A.; COLLINS, K. The collapse mechanism in partly saturated soil. **Engineering Geology**. v.7, n.1, p.49–60, 1973.
- BARNETT, P.; ROGERS, J.S. Soil physical properties related to runoff and erosion from artificial rainfall. **Transactions of ASAE**, v.9, n.1, p.123–128, 1966.
- BASTOS, C.A.B. **Mapeamento e caracterização geomecânica das unidades geotécnicas de solos oriundos dos granitos gnaisses e migmatitos de Porto Alegre**. Porto Alegre/RS, 1991, 156p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- BASTOS, C.A.B.; DIAS, R.D. Aspectos sobre a erosão urbana na região metropolitana de Porto Alegre. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSIÃO, 5., 1995, Baurú/SP. **Anais...**, Baurú/SP: ABGE/P.M.Baurú/UNESP, 1995. p.149–152.
- BASTOS, C.A.B.; GEHLING, W.Y.Y.; BICA, A.V.D. Some considerations about the shear strength and erodibility of unsaturated residual soils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON UNSATURATED SOILS, 2., 1998, Beijing. **Proceedings...**, Beijing: ISSMGE/CISMGE-CCES, 1998a. v.1, p.19–24.
- BASTOS, C.A.B.; GEHLING, W.Y.Y.; BICA, A.V.D. Influência da sucção na resistência ao cisalhamento de solos residuais. In: SCHNAID, F.; CERATTI, J.A.P. (Eds.) **Prática de engenharia geotécnica da região sul – GEOSUL'98**. Porto Alegre/RS: Ed. Palotti, 1998b. Cap.5, p.165–178.
- BASTOS, C.A.B.; GEHLING, W.Y.Y.; BICA, A.V.D.; MILITITSKY, J.; DIAS, R.D. Resistência ao cisalhamento de um solo granítico através de ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 11., 1998, Brasília/DF. **Anais...** Brasília/DF: ABMS, 1998c. v.1, p.43–50.
- BASTOS, C.A.B.; GEHLING, W.Y.Y.; MILITITSKY, J.; DIAS, R.D. Estudo da resistência ao cisalhamento de um solo erodível em trajetórias de umedecimento e secagem. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SOLOS NÃO SATURADOS, 3., 1997, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...**, Rio de Janeiro/RJ: ABMS, 1997. v.1, p.179–188.
- BASTOS, C.A.B.; MILITITSKY, J.; DIAS, R.D. Avaliação geotécnica da erodibilidade de solos residuais da Região Metropolitana de Porto Alegre. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSIÃO, 6., 1998, Presidente Prudente/SP. **Anais...**, Presidente Prudente/SP: ABGE, 1998d. (em CD).
- BASTOS, C.A.B.; MILITITSKY, J.; GEHLING, W.Y.Y.; DIAS, R.D. Avaliação da erodibilidade de perfis de solos residuais da Grande Porto Alegre. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 11., 1998, Brasília/DF. **Anais...** Brasília/DF: ABMS, 1998e. v.1, p.557–564.
- BASTOS, C.A.B.; MILITITSKY, J.; GEHLING, W.Y.Y. Emprego do ensaio de Inderbitzen e da Metodologia MCT no estudo da erodibilidade de solos residuais da Grande Porto Alegre. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 9., 1999, São Pedro/SP. **Anais...** São Pedro/SP: ABGE, 1999 (no prelo).
- BASTOS, C.A.B.; VALENTE, A.L.S.; DIAS, R.D. Mapa geotécnico de solos. In: MENEGAT, R.; PORTO, M.L.; CARRARO, C.C.; FERNANDES, L.A.D. (coordenadores). **Atlas ambiental de Porto Alegre**. Porto Alegre: Ed. Universidade/UFRGS, 1998f. p.45–46. (escala 1:100.000)
- BENDER, H. Erosion of fine-grained soils: a problem of shear strength in relation to stress path with changing water content. **Mitt. Inst. Grundb. u. Bodenmech, ETH Zurich**, n.123, 107p., 1984. (em alemão).

- BENDER, H. Erosion: Un probleme de resistance au cisaillement en fonction du chemin des contraintes pendant l'infiltration. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON GEOMECHANIS IN TROPICAL LATERITIC AND SAPROLITIC SOILS, 1., 1985, Brasília/DF. **Proceedings...**, Brasília/DF: ABMS, 1985. v.2, p.15–25.
- BENNETT, H.H. **Soil Conservation**. 1939. Cap.6: Relation of physical and chemical properties of soils to the erosion problem, p.169–178.
- BETIN, E.P. **Principles and practice of X-ray spectrometric analysis**. New York: Plenum Press, 1970. 679p.
- BICA, A.V.D.; SCHNAID, F.; BRESSANI, L.A. Células de carga elétricas para ensaios triaxiais – projeto e construção. **Solos e Rochas**, v.9, n.3, p.35–39, 1986.
- BLANCO, S.B.; CARVALHO, J.C.; MENESES, P.R.; SOUZA, N.M. Características geotécnicas de erosões situadas no entorno das cidades satélites de Ceilândia, Taguatinga e Samambaia no Distrito Federal. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 7., 1993, Poços de Caldas/MG. **Anais...**, Poços de Caldas/MG: ABGE, 1993. v.2. p.151–158.
- BORTOLI, C.R. **Estudo numérico–experimental da condutividade hidráulica saturada/não saturada de um solo estruturado**. Porto Alegre/RS, 1999, 121p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós–Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. (inédito).
- BOSCH, D.R.; BOTTIN FILHO, I.A.; VENDRUSCOLO, M.A.; HORN, M.R. Estudo geomecânico dos solos oriundos do Complexo Granito–Gnaíssico da Grande Porto Alegre. In: CONFERÊNCIA LATINO–AMERICANA DE ENGENHEIROS GEOTÉCNICOS JOVENS, 2., 1995, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ: ABMS, 1995.
- BOUYOUCOS, G.J. The clay–ratio as a criterion of susceptibility of soils to erosion. **Journal of American Society Agronomy**, v.27, p.738–774, 1935.
- BRASIL. Ministério das Minas e Energia – Departamento Nacional de Produção Mineral. **Mapa geológico do Rio Grande do Sul**. Rio de Janeiro/RJ: DNPM, 1989. (escala 1:1.000.000).
- BRASIL. Ministério dos Transportes – Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. **Solos compactados em equipamento miniatura – Determinação da perda de massa por imersão**. Rio de Janeiro/RJ: DNER, 1994. 6p. (Método de Ensaio, ME 256/94).
- BRASIL. Ministério dos Transportes – Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. **Solos compactados em equipamento miniatura – Mini–MCV**. Rio de Janeiro/RJ: DNER, 1994. 14p. (Método de Ensaio, ME 258/94).
- BRASIL. Ministério dos Transportes – Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Instituto de Pesquisas Rodoviárias – Divisão de Pesquisas. **Recomendações para proteção de taludes contra erosão**. Rio de Janeiro/RJ: IPR/DNER, 1979. 59p.
- BRASIL. Secretaria de Planejamento da Presidência da República – Fundação Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística. **Folha SH.22 Porto Alegre e parte das Folhas SH.21 Uruguaiana e SI.22 Lagoa Mirim: geologia, geomorfologia, pedologia, vegetação, uso potencial da terra**. Rio de Janeiro/RJ: IBGE, 1986. 796p. (Projeto Radambrasil – Levantamento de recursos naturais, v.33)
- BURROUGHS JR., E.R.; LUCE, C.H.; PHILLIPS, F. Estimating interrill erodibility of forest soils. **Transactions of ASAE**, v.35, n.5, p.1489–1495, 1992.
- BRYAN, R.B. The development, use and efficiency of índices of soil erodibility. **Geoderma**, v.2, p.5–26, 1968.

- CAMPOS, T.M.P.; CARRILLO, C.W. Direct shear testing on an unsaturated soil from Rio de Janeiro. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON UNSATURATED SOILS, 1., 1995, Paris. **Proceedings...**, Paris: Alonso & Delage eds., 1995. v.1, p.31–38.
- CARRILLO, C.W.; FONSECA, E.C.; CAMPOS, T.M.P. Equipamentos de cisalhamento direto com sucção controlada. In: SIMPÓSIO SOBRE SOLOS NÃO SATURADOS, 2., 1994, Recife/PE. **Anais...** Recife/PE: ABMS, 1994. p. 67–77.
- CARVALHO, J.C.; FÁCIO, J.A. Estudo da erodibilidade de solos do Distrito Federal. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES, 10., 1994, Foz do Iguaçu/PR. **Anais...** Foz do Iguaçu/PR: ABMS, 1994. v.4, p.1245–1252.
- CASTRO, E. Soil swelling test. **LNEC Technical Paper**, Lisboa, n.235, 11p., 1964.
- CASTRO, E. Determination of absorption limits of soils. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF THE INTERNATIONAL ASSOCIATION OF ENGINEERING GEOLOGY, 2., 1974, São Paulo/SP. **Proceedings...** São Paulo/SP: IAEG, 1974. v.1, p.IV–14.1–3.
- CASTRO, G.R.; FIGUEIREDO, A. Medida em laboratório da resistência à erosão de solos coesivos. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 2., 1978, São Paulo/SP. **Anais...** São Paulo/SP: ABGE, 1978. v.1, p.173–178.
- CHAVES, H.M.L. O modelo WEPP e sua aplicação no Brasil: I– Descrição do modelo. **Boletim Informativo da Sociedade Brasileira de Ciência do Solo**, v.17, n.2, p.41–43, 1992.
- CHAVES, H.M.L. Método estocástico para a estimativa da erosão em sulcos e voçorocas. **Revista Brasileira de Ciência do Solo**, n.18, p.285–294, 1994.
- CHAVES, H.M.L. Aplicação de modelos na previsão da erosão. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSIÃO, 5., 1995, Baurú/SP. **Anais...**, Baurú/SP: ABGE/P.M.Baurú/UNESP, 1995. p.49–54.
- CHOW, V.T. **Open Channel Hydraulics**. New York: McGraw Hill, 1959.
- CHRISTENSEN, R.W.; DAS, B.M. Hydraulic erosion of remolded cohesive soils. **Highway Research Board Special Report: Soil Erosion – Causes and mechanisms, prevention and control**, Washington, n.135, p.8–19, 1973.
- COMPANHIA ENERGÉTICA DO ESTADO DE SÃO PAULO – CESP. **Ensaio de erodibilidade: pinhole test, porcentagem de dispersão e ensaios de turbidez**. São Paulo/SP: CESP, 1979. 34p. (Métodos de ensaios, MSL–12).
- CONCIANI, W. Surgimento de voçorocas em áreas de solo colapsível. SIMPÓSIO BRASILEIRO DE CONTROLE DE EROSIÃO, 6., 1998, Presidente Prudente/SP. **Anais...** Presidente Prudente/SP: ABGE, 1998. (em CD).
- COOK, H.L. The nature and controlling variables of the water erosion process. **Soil Science Society of America Proceedings**, v.1, p.487–494, 1936.
- COZZOLINO, V.M.N.; NOGAMI, J.S. Classificação geotécnica MCT para solos tropicais. **Solos e Rochas**, São Paulo, v.16, n.2, p.77–91, 1993.
- CRUSE, R.M.; LARSON, W.E. Effect of soil shear strength on soil detachment due to raindrop impact. **Soil Science Society American Journal**, v.41, p.777–781, 1977.
- CUNHA, L.O B.P. **Estudo da condutividade hidráulica de solos não saturados da Região Metropolitana de Porto Alegre**. Porto Alegre/RS, 1997. 109p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. (inédito).

- D'ÁVILA, A.M.L. **Estudo da erodibilidade em ensaio cilindro rotatório**. Porto Alegre/RS, 1982. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- DAVIS, A .M. Erosion on roads and adjacent lands. **U.S.Department of Agriculture Bulletin**, Washington, n.164, 8p, 1938.
- DECKER, R.S.; DUNNIGAN, L.P. Development and use of the Soil Conservation Service dispersion test. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.94–109, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- DELGADO, C.W.C. **Resistência ao cisalhamento dos solos coluvionares e residuais não saturados da Vista Chinesa, RJ**. Rio de Janeiro/RJ, 1993. 160p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- DIAS, R.D. **SIGEO– Sistemas de Informações Geotécnicas**; mapeamento geotécnico da Região Metropolitana de Porto Alegre. Porto Alegre: 1992. (Relatório de Pesquisa FAPERGS).
- DISEKER, E.G.; RICHARDSON, E.C. Erosion rates and control methods on highway cuts. **Transactions of ASAE**, v.5, n.2, p.153–155, 1962.
- DUNN, I.S. Tractive resistance of cohesive channels. **Journal of Soil Mechanics and Foundations Division ASCE**, v.85, n.SM3, p.1–24, 1959.
- ESCÁRIO, V.; JUCÁ, J.F.T. Strength and deformation of partly saturated soils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING, 12., 1989, Rio de Janeiro/RJ. **Proceedings...** Rio de Janeiro/RJ: ISSMFE, 1989. v.1, p.43–46;
- ESCÁRIO, V.; SÁEZ, J. The shear strength of partly saturated soils. **Géotechnique**, v.36, n.3, p.453–456, 1986.
- FÁCIO, J.A. **Proposição de uma metodologia de estudo da erodibilidade dos solos do Distrito Federal**. Brasília/DF, 1991, 107p. Dissertação de Mestrado em Geotecnia – Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília.
- FERREIRA, C.S.M. Erosão – Investigações de campo e laboratório desenvolvidas pelo Instituto de Pesquisas Rodoviárias. In: SIMPÓSIO NACIONAL SOBRE O CONTROLE DE EROSÃO, 2., 1981, São Paulo/SP. **Anais...** São Paulo/SP: ABGE, 1981. v.1, p.203–216.
- FERREIRA, P.M.V. **Estudo de um solo residual de arenito da rodovia RS 239 – ensaios triaxiais servo-controlados**. Porto Alegre/RS, 1998. 116p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. (inédito).
- FLANAGAN, C.P.; HOLMGREN, G.G.S. Field methods for determination of soluble salts and percent sodium form extract for identifying dispersive clay soils. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.121–134, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- FOGAÇA, B.C.; CUNHA, L.O.B.P.; RODRIGUES, M.R.; RANDAZZO, M.A. Verificação da adequabilidade de solos oriundos do complexo granito–gnáissico da Grande Porto Alegre para uso em pavimentos de baixo custo. In: CONFERÊNCIA LATINO-AMERICANA DE ENGENHEIROS GEOTÉCNICOS JOVENS, 2., 1995, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ: ABMS, 1995. p.152–163.
- FONSECA, A.M.M.C.C. – Técnicas para previsão, prevenção e contenção da erosão em taludes e encostas. In: SIMPÓSIO NACIONAL SOBRE O CONTROLE DE EROSÃO, 2., 1981, São Paulo/SP. **Anais...** São Paulo/SP: ABGE, 1981. v.1, p.217–234.

- FONSECA, A.M.M.C.C.; FERREIRA, C.S.M. Metodologia para determinação de um índice de erodibilidade de solos. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SOLOS TROPICAIS, 1., 1981, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...**, Rio de Janeiro/RJ: COPPE/ABMS, 1981. p.646–667.
- FONSECA, E.C. **Ensaio de cisalhamento direto com sucção controlada em solos não saturados**. Rio de Janeiro/RJ, 1991. 173p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- FORMANEK, G.E.; MCCOOL, D.K.; PAPENDICK, R.I. Freeze–thaw and consolidation effects on strength of a wet silt loam. **Transactions of ASAE**, v.27, n.6, p.1749–1752, 1984.
- FOSTER, G.R. Advances in wind and water erosion prediction. **Journal of Soil and Water Conservation**, v.46, n.1, p.27–29, 1991.
- FREDLUND, D.G.; MORGENSTERN, N.R.; WIDGER, R.A. The shear strength of unsaturated soils. **Canadian Geotechnical Journal**, v.15, n.3, p.313–321, 1978.
- FREDLUND, D.G.; RAHARDJO, H. **Soil mechanics for unsaturated soils**. New York: John Wiley & Sons, 1993.
- FREDLUND, D.G.; VANAPALLI, S.K.; XING, A.; PUFAHL, D.E. Predicting the shear strength function for unsaturated soils using the soil–water characteristic curve. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON UNSATURATED SOILS, 1., 1995, Paris. **Proceedings...**, Paris: Alonso & Delage eds., 1995. v.1, p.63–69.
- FREDLUND, D.G.; XING, A. Equations for the soil–water characteristic curve. **Canadian Geotechnical Journal**, v.31, n.3, p.521–532, 1994.
- FREDLUND, D.G.; XING, A.; HUANG, S. Predicting the permeability function for unsaturated soil using the soil–water characteristic curve. **Canadian Geotechnical Journal**, v.31, n.4, p.533–546, 1994.
- GAN, J.K.M.; FREDLUND, D.G. Multistage direct shear testing of unsaturated soils. **Geotechnical Testing Journal**, v.11, p.132–138, 1988.
- GAN, J.K.M.; FREDLUND, D.G. Shear strength characteristics of two saprolitic soils. **Canadian Geotechnical Journal**, v.33, n.4, p.595–609, 1996.
- GAN, J.K.M.; FREDLUND, D.G.; RAHARDJO, H. Determination of the shear parameters of an unsaturated soil using the direct shear test. **Canadian Geotechnical Journal**, v.25, p.500–510, 1988.
- GERDEL, R.W. Reciprocal relationships of texture, structure, and erosion on some residual soils. **Soil Science Society of America Proceedings**, v.2, p.537–545, 1937.
- GHEBREIYESSUS, Y.T.; GANTZER, C.J.; ALBERTS, E.E.; LENTZ, R.W. Soil erosion by concentrated flow: shear stress and bulk density. **Transactions of ASAE**, v.37, n.6, p.1791–1797, 1994.
- GHIDEY, F.; ALBERTS, E.E. Interrill erodibility affected by cropping systems and initial soil water content. **Transactions of ASAE**, v.37, n.6, p.1809–1815, 1994.
- GIBSON, R.E.; HENKEL, D.J. Influence of duration of tests at constant rate of strain on measured “drained” strength. **Geotechnique**, v.4, p.6–15, 1954.
- GREEN, R.E.; COREY, J.C. Calculation of hydraulic conductivity. A further evaluation of some predictive methods. **Soil Science Society of America Proceedings**, v.35, p.3–8, 1971.

- HANSON, G.J. Surface erodibility of earthen channels at high stresses – part 1 – Open channel testing. **Transactions of ASAE**, v.33, n.1, p.127–131, 1990a.
- HANSON, G.J. Surface erodibility of earthen channels at high stresses – part II – Development an in situ testing device. **Transactions of ASAE**, v.33, n.1, p.132–137, 1990b.
- HANSON, G.J. Development of a jet index to characterize erosion resistance of soils in earthen spillways. **Transactions of ASAE**, v.34, n.5, p.2015–2020, 1991.
- HANSON, G.J. Investigating soil strength and stress–strain indices to characterize erodibility. **Transactions of ASAE**, v.39, n.3, p.883–890, 1996.
- HEINZEN, R.T.; ARULANANDAN, K. Factors influencing dispersive clays and methods of identification. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.202–217, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- HÉNENSAL, P. Le risque d'érosion hydrique des sols. **Bull. Liaison Laboratoire Central des Ponts et Chaussées**, n.150/151, p.117–129, 1987.
- HÉNENSAL, P.; DUCHATEL, F. L'érodimètre à jets mobiles. **Bull. Liaison Laboratoire Central des Ponts et Chaussées**, n.167, p.47–52, 1990.
- HOLLICK, M. Towards a routine test for the assesment of the critical tractive forces of cohesive soils. **Transactions of ASAE**, v.19, n.6, p.1076–1081, 1976.
- HOLMGREN, G.G.S.; FLANAGAN, C.P. Factors affecting spontaneous dispersion of soil materials as evidenced by the crumb test. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.218–239, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- INDERBITZEN, A.L. An erosion test for soils. **Materials Research & Standards**, Philadelphia, v.1, n.7, p.553–554, 1961.
- INTERNATIONAL SOCIETY OF SOIL MECHANICS AND FOUNDATIONS ENGINEERING. Progress Report (1982–1985) of the comitee on tropical soils: Peculiaridades of geotechnical behaviour of tropical lateritic and saprolitic soils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON GEOMECHANICS IN TROPICAL LATERITIC AND SAPROLITIC SOILS, 1., 1985, Brasília/DF. **Proceedings...**, Brasília/DF: ABMS, 1985. p.1–45.
- JOHNSON, A .W. Highway erosion control. **Transactions of ASAE**, v.4, p.144–152, 1961.
- KAMPHUIS, J.W.; GASKIN, P.N.; HOOGENDOORN, E. Erosion tests on four intact Ontario clays. **Canadian Geotechnical Journal**, v.27, p.692–696, 1990.
- KEMPER, W.D.; CHEPIL, W.S. Size distribution of aggregates. In: **Agronomy Monograph**, n.9, p.499–510, 1965. (Methods of soil analysis, part 1: physical and mineralogical methods).
- KERTZMAN, F.F.; OLIVEIRA, A .M.S.; SALOMÃO, F.X.T.; GOUVEIA, M.I.F. Mapa de erosão do Estado de São Paulo. **Revista do Instituto Geológico**, São Paulo/SP, v.especial, p.31–36, 1995.
- KUNZE, R.J.; UEHARA, G.; GRAHAM, K. Factors important in the calculation of hydraulic conductivity. **Soil Science of America Proceedings**, v.32, p.760–765, 1968.
- LAFLEN, J.M.; ELLIOT, W.J.; SIMANTON, J.R.; HOLZHEY, C.S.; KOHL, K.D. WEPP – Soil erodibility experiments for rangeland and cropland soils. **Journal of Soil and Water Conservation**, v.46, n.1, p.39–44, 1991a.

- LAFLEN, J.M.; LANE, L.J.; FOSTER, G.R. WEPP – A new generation of erosion prediction technology. **Journal of Soil and Water Conservation**, v.46, n.1, p.34–38, 1991b.
- LEMOS, R.C.; SANTOS, R.D. **Manual de descrição e coleta de solo no campo**. 2<sup>a</sup> ed. Campinas/SP: Sociedade Brasileira de Ciência do Solo/Serviço Nacional de Levantamento e Conservação de Solos, 1982. 45p.
- LEWIS, D.A.; SCHMIDT, N.O. Erosion of unsaturated clay in a pinhole test. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.260–273, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- LEWIS, S.M.; BARFIELD, B.J.; STORM, D.E.; ORMSBEE, L.E. PRORIL – An erosion model using probability distributions for rill flow and density: I. Model development. **Transactions of ASAE**, v.37, n.1, p.115–123, 1994.
- LIEBENOW, A.M.; ELLIOT, W.J.; LAFLEN, J.M.; KOHL, K.D. Interrill erodibility: collection and analysis of data from cropland soils. **Transactions of ASAE**, v.33, n.6, p.1882–1888, 1990.
- LIU, B.Y.; NEARING, M.A.; RISSE, L.M. Slope gradient effects on soil loss for steep slopes. **Transactions of ASAE**, v.37, n.6, p.1835–1840, 1994.
- LUTZ, J.F. The physical–chemical properties of soil affecting erosion. **Mississippi State Coll., Agr. Expt. Sta., Bulletin**, n.212, p.1–45, 1934.
- LYLE, W.M.; SMERDON, E.T. Relation of compaction and other soil properties to erosion resistance of soils. **Transactions of ASAE**, v.8, n.3, p.419–422, 1965.
- MACHADO, S.L.; VILAR, O.M. Resistência ao cisalhamento de solos não saturados: ensaios de laboratório e determinação expedita. **Solos e Rochas**, v.21, n.2, p.65–78, 1998.
- MARINHO, F.A.M. A técnica do papel filtro para medição da sucção. In: ENCONTRO SOBRE SOLOS NÃO SATURADOS, 1995, Porto Alegre/DF. **Anais...**, Porto Alegre/RS: CPGEC/UFRGS, 1995. p.112–125.
- MARSHALL, A.F.; WORKMAN, J.P. Identification of dispersive clays in the Texas Gulf coast area. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.274–286, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- MARTIN, R.T. Discussion of paper by W.L. Moore and F.D. Masch, Jr: Experiments on the scour resistance of cohesive sediments. **Journal of Geophysical Research**, v.67, n.4, p.1447–1449, 1962.
- MEIRELES, J.M.F. Erosão de taludes de estradas. In: JORNADAS LUSO–BRASILEIRAS DE ENGENHARIA CIVIL, 2., 1967, Rio de Janeiro/RJ – São Paulo/SP. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ – São Paulo/SP, 1967. p.204–211.
- MENEGAT, R.; KOESTER, E.; KRAEMER, G.; FERNANDES, L.A.D.; SCHERER, C.M.S.; BACHI, F. Mapa geológico. In: MENEGAT, R.; PORTO, M.L.; CARRARO, C.C.; FERNANDES, L.A.D. (coordenadores). **Atlas ambiental de Porto Alegre**. Porto Alegre: Ed. Universidade/UFRGS, 1998. p.21–24. (escala 1:100.000)
- MEYER, L.D.; MONKE, E.J. Mechanics of soil erosion by rainfall and overland flow. **Transactions of ASAE**, v.8, n.4, p.572–577, 580, 1965.
- MEYER, L.D.; WISCHMEIER, W.H. Mathematical simulation of the process of soil erosion by water. **Transactions of ASAE**, v.12, n.6, p.754–758, 762, 1969.
- MIDDLETON, H.E. Properties of soils which influence soil erosion. **U.S. Department Agricultural Technical Bulletin**, n.178, 16p, 1930.

- MILITITSKY, J. Solos tropicais e suas aplicações em fundações. In: COLÓQUIO DE SOLOS TROPICAIS E SUAS APLICAÇÕES EM ENGENHARIA CIVIL, 1., 1985, Porto Alegre/RS. **Anais...** Porto Alegre/RS: CPGEC/UFRGS, 1985. p.67–113
- MOORE, W.L.; MASCH JR., F.D. Experiments on the scour resistance of cohesive sediments. **Journal of Geophysical Research**, v.67, n.4, p.1437–1446, 1962.
- MORIWAKI, Y.; MITCHELL, J.K. The role of dispersion in the slaking of intact clay. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.172–190, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- MORTARI, D. **Caracterização geotécnica e análise do processo evolutivo das erosões no Distrito Federal**. Brasília/DF, 1994, 200p. Dissertação de Mestrado em Geotecnia. Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília.
- MORTARI, D.; CARVALHO, J.C. Modelo encaixado, uma proposição para a evolução das erosões no Distrito Federal. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES, 10., 1994, Foz do Iguaçu/PR. **Anais...** Foz do Iguaçu/PR: ABMS, 1994. v.4, p.1085–1092.
- MUNSELL COLOR COMPANY, INC. Munsell soil color charts. Baltimore/Maryland/USA.
- NASCIMENTO, U. The mechanism of erosion in noncohesive soils. **Memória LNEC**, Lisboa, n.561, 15p., 1981.
- NASCIMENTO, U.; BRANCO, F.; CASTRO, E. Identification of petrification in soils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND ENGINEERING FOUNDATION, 6., 1965, Montreal. **Anais...**, Montreal: ISSMFE, 1965. v.1, p.80–81.
- NASCIMENTO, U.; CASTRO, E. Defesa de taludes contra a erosão. Critérios de selecção de solos. **Geotecnia**, Lisboa, n.20, p.17–33, 1976.
- NEARING, M.A.; DEER-ASCOUGH, L.; LAFLEN, J.M. Sensitivity analysis of the WEEP hillslope profile erosion model. **Transactions of ASAE**, v.33, n.3, p.839–849, 1990.
- NEARING, M.A.; WEST, L.T. Soil strength indices as indicators of consolidation. **Transactions of ASAE**, v.31, n.2, p.471–476, 1988.
- NEARING, M.A.; WEST, L.T.; BRADFORD, L.C. Consolidation of an unsaturated illitic clay soil. **Soil Science Society American Journal**, n.52, p.929–934, 1988a.
- NEARING, M.A.; WEST, L.T.; BROWN, L.C. A consolidation model for estimating changes in rill erodibility. **Transactions of ASAE**, v.31, n.3, p.696–700, 1988b.
- NICKEL, S.H. A rheological approach to dispersive clays. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.303–312, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- NOGAMI, J.S.; VILLIBOR, D.F. Soil characterization of mapping units for highway purposes in a tropical area. **Bulletin of the International Association of Engineering Geology**, Krefeld, n.19, p.196–199, 1979.
- NOGAMI, J.S.; VILLIBOR, D.F. Uma nova classificação de solos para finalidades rodoviárias. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SOLOS TROPICAIS, 1., 1981, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...**, Rio de Janeiro/RJ: COPPE/ABMS, 1981. p.30–40.
- NOGAMI, J.S.; VILLIBOR, D.F. **Pavimentação de Baixo Custo com Solos Lateríticos**. São Paulo/SP: Editora Villibor, 1995. Cap.7: Erosão na faixa marginal, p.169–196.

- ÖBERG, A-L.; SÄLLFORS, G. A rational approach to the determination of the shear strength parameters of unsaturated soils. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON UNSATURATED SOILS, 1., 1995, Paris. **Proceedings...**, Paris: Alonso & Delage eds., 1995. v.1, p.151–158.
- ÖBERG, A-L.; SÄLLFORS, G. Determination of shear strength parameters of unsaturated silts and sands based on the water retention curve. **Geotechnical Testing Journal**. v.20, n.1, p.40–48, 1997.
- ORLANDINI, R. **Unidades geotécnicas dos municípios de Novo Hamburgo e Campo Bom/RS e caracterização geomecânica de perfis típicos de solos de arenito**. Porto Alegre/RS, 1991. 136p. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- PAASWELL, R.E. Causes and mechanisms of cohesive soil erosion: the state of the art. **Highway Research Board Special Report: Soil Erosion – Causes and mechanisms, prevention and control**, Washington, n.135, p.52–74, 1973.
- PASTORE, E.L. Contribuição ao tema geotecnia e meio ambiente: erosão. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES, 8., 1986, Porto Alegre/RS. **Anais...** Porto Alegre/RS: ABMS, 1986. p.43–54.
- PEELE, T.C. The relation of certain physical characteristics to the erodibility of soils. **Soil Science Society Proceedings**, v.2, p.97–100, 1937.
- PHILIPPONAT, G. Problèmes routiers de lutte contre l'érosion en zone tropicale. **Annales de L'Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics**, Paris, v.23, n.276, p.1–19, 1970.
- PHILIPPONAT, G. Étude expérimentale de l'érosion des sols et du drainage superficiel à Madagascar. **Rev. Gen. Routs er Aerodron**, Paris, v.419, p.59–64, 1973.
- PICHLER, E. Boçorocas. **Boletim da Sociedade Brasileira de Geologia**. v.2, n.1, p.3–16, 1953.
- PIEST, R.F.; BRADFORD, J.M.; WYATT, G.M. Soil erosion and sediment transport from gullies. **Journal of the Hydraulics Division ASCE**, v.101, n.HY1, p.65–80, 1975.
- PONÇANO, W.L. e PRANDINI, F.L. – Boçorocas no estado de São Paulo: Uma revisão. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSÃO, 4., 1987, Marília/SP. **Anais...** Marília/SP: ABGE/DAEE, 1981. p.149–178.
- PRANDINI, F.L. Occurrence of “boçorocas” in southern Brazil, geological conditioning of environmental degradation. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF THE INTERNATIONAL ASSOCIATION OF ENGINEERING GEOLOGY, 2., 1974, São Paulo/SP. **Proceedings...** São Paulo/SP: IAEG, 1974. v.1, p.III–36.1/36.10.
- REGO, J.J.V. – **Erosão superficial em taludes de corte em solo residual de gnaiss**. Rio de Janeiro/RJ, 1978. 125p. Dissertação de Mestrado em Ciências – Coordenação de Programas de Pós-Graduação de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- RENARD, K.G.; FOSTER, G.R.; WESSIES, G.A.; PORTER, J.P. RUSLE – Revised Universal Soil Loss Equation. **Journal of Soil and Water Conservation**, v.46, n.1, p.30–33, 1991.
- RIDLEY, A.M.; BURLAND, J.B. A new instrument for the measurement of soil moisture suction. **Geotechnique**, v.43, p.321–324, 1993.
- ROBAINA, L.E.; BARCELLOS, A.B.B.; PEROTTO, C.; MEDEIROS, E.R.; PIRES, C.A. Processos de risco no município de Porto Alegre: Erosão pluvial como condicionante essencial. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSÃO, 5., 1995, Baurú/SP. **Anais...**, Baurú/SP: ABGE/P.M.Baurú/UNESP, 1995. p.261–264.

- RODRIGUES, J.E. **Estudo de fenômenos erosivos acelerados – Boçorocas**. São Carlos/SP, 1982. 162p. Tese de Doutorado em Transportes – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- RODRIGUES, J.E.; VILAR, O.M. Estudo da erosão interna em boçorocas através da teoria do carreamento. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 4., 1984, Belo Horizonte/MG. **Anais...**, Belo Horizonte/MG: ABGE, 1984. v.2, p.163–168.
- RODRIGUES, J.E.; VILAR, O.M.; GANDOLFI, N. Parâmetros físicos de boçorocas em sedimentos modernos (cenozóicos) da região de São Carlos/SP. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SOLOS TROPICAIS, 1., 1981, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...**, Rio de Janeiro/RJ: COPPE/ABMS, 1981. p.199–208.
- ROHAN, K.; LEFEBVRE, G. Hydrodynamic aspects in the rotating cylinder erosivity test. **Geotechnical Testing Journal**, v.14, n.2, p.166–170, 1991.
- ROWLISON, D.L.; MARTIN, G.L. Rational model describing slope erosion. **Journal of the Irrigation and Drainage Division ASCE**, v.97, n.1R1, p.39–50, 1971.
- RUXTON, B.P.; BERRY, L. Weathering of granite and associated erosional features in Hong Kong. **Bulletin of the Geological Society of America**. v.68, p.1263–1292, 1957.
- SANTOS, M.P.; CASTRO, E. Soil erosion in roads. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND ENGINEERING FOUNDATION, 6., 1965, Montreal. **Anais...**, Montreal: ISSMFE, 1965. v.1, p.116–120.
- SANTOS, M.P.; CASTRO, E. Estudo sobre erosão em taludes de estradas. In: Jornadas Luso-Brasileiras de Engenharia Civil, 2., 1967, Rio de Janeiro/RJ – São Paulo/SP. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ – São Paulo/SP, 1967. p.220–241.
- SANTOS, R.M.M. **Caracterização geotécnica e análise do processo evolutivo das erosões no município de Goiânia**. Brasília/DF, 1997, 120p. Dissertação de Mestrado em Geotecnia. Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília.
- SANTOS, R.M.M.; CARVALHO, J.C. Ensaio de erodibilidade em voçorocas do município de Goiânia. CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 11., 1998, Brasília/DF. **Anais...** Brasília/DF: ABMS, 1998. v.1, p.581–588.
- SARGUNAN, A. Concept of critical shear stress in relation to characterization of dispersive clays. **ASTM Special Technical Publication**, Philadelphia, n.623, p.390–397, 1977. (Dispersive clays, related piping, and erosion in geotechnical projects, Eds: Sherard, J.L. and Decker, R.S.).
- SCHNEIDER, A.W.; LOSS, E.L.; PINTO, J.F. **Mapa geológico da folha de Porto Alegre–RS**. Porto Alegre: Instituto de Geociências/UFRGS, 1974. (escala 1:50.000).
- SHERARD, J.L.; DUNNIGAN, L.P.; DECKER, R.S.; STEEL, E.F. Pinhole test for identifying dispersive soils. **Journal of the Geotechnical Division ASCE**, v.102, n.GT1, p.69–85, 1976a.
- SHERARD, J.L.; DUNNIGAN, L.P.; DECKER, R.S. Identification and nature of dispersive soils. **Journal of the Geotechnical Engineering Division ASCE**, v.102, n.GT4, p.287–301, 1976b.
- SILVEIRA, J. Incidência da erosão em taludes em trecho de rodovia. In: SIMPÓSIO NACIONAL SOBRE O CONTROLE DE EROSAO, 2., 1981, São Paulo/SP. **Anais...** São Paulo/SP: ABGE, 1981a. v.1, p.249–256.
- SILVEIRA, J. Análise da erosão superficial dos taludes das áreas-teste da BR-116-RJ, quatro anos de medições. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SOLOS TROPICAIS, 1., 1981, Rio de Janeiro/RJ. **Anais...**, Rio de Janeiro/RJ: ABMS, 1981b. p. 724–740.

- SMERDON, E.T.; BEASLEY, R.P. The tractive force theory applied to stability of open channels in cohesive soils. **Missouri University Agr. Expt. Sta. Research Bulletin**, n.715, 36p., 1959.
- TEDESCO, M.J.; GIANELLO, C.; BISSANI, C.A.; BOHNEN H.; VOLKWEISS, S.J. **Análise de solo, plantas e outros materiais**. 2.ed. Porto Alegre: Departamento de Solos/ Faculdade de Agronomia / UFRGS, 1995. 174p. (Boletim técnico nº 5).
- TISCARENO–LOPEZ, M.; LOPES, V.L.; STONE J.J.; LANE, L.J. Sensitivity of the WEPP watershed model for rangeland applications: II. Channel processes. **Transactions of ASAE**, v.37, n.1, p.151–158, 1994.
- VANAPALLI, S.K.; FREDLUND, D.G.; PUF AHL, D.E.; CLIFTON, A.W. Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction. **Canadian Geotechnical Journal**, v.33, n.3, p.379–392, 1996.
- VARGAS, M. Engineering properties of residual soils from south–central region of Brazil. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF THE INTERNATIONAL ASSOCIATION OF ENGINEERING GEOLOGY, 2., 1974, São Paulo/SP. **Proceedings...** São Paulo/SP: ABGE, 1974. v.1, p.IV–pc–5.1/5.25.
- VERTAMATTI, E.; ARAÚJO, F.A.R. Critério para previsão do potencial erosivo de solos tropicais. REUNIÃO ANUAL DE PAVIMENTAÇÃO, 24., 1990, Belém/PA. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ: ABPv, 1990. v.1, p.328–348.
- VERTAMATTI, E.; ARAÚJO, F.A.R. Uma nova abordagem para a previsão do grau de erodibilidade de solos tropicais. In: SIMPÓSIO NACIONAL DE CONTROLE DE EROSÃO, 5., 1995, Baurú/SP. **Anais...**, Baurú/SP: ABGE/P.M.Baurú/UNESP, 1995. p.483–486.
- VERTAMATTI, E.; ARAÚJO, F.A.R. Elaboração de ábaco de erodibilidade de solos tropicais. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 11., 1998, Brasília/DF. **Anais...** Brasília/DF: ABMS, 1998. v.1, p.573–579.
- VERTAMATTI, E.; ARAUJO, F.A.R.; PAPPALARDO, F.R. Estudo da erodibilidade de solos tropicais. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE GEOLOGIA DE ENGENHARIA, 6. / CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES, 9., 1990, Salvador/BA. **Anais...** Salvador/BA: ABGE/ABMS, 1990. v.1, p.363–370.
- VILAR, O.M. **Formulação de um modelo matemático para a erosão dos solos pela chuva**. São Carlos/SP, 1987, 196p. Tese de Doutorado em Engenharia Civil: Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Carlos.
- VILAR, O.M.; PRANDI, E.C. Erosão dos solos. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA. **Solos do interior de São Paulo**. São Carlos/SP: ABMS / EESC–USP, 1993. Cap.7, p.177–206.
- VILLIBOR, D.F.; NOGAMI, J.; FABBRI, G.T.P. Proteção à erosão em pavimentos de baixo custo. In: REUNIÃO ANUAL DE PAVIMENTAÇÃO, 21., 1986, Salvador/BA. **Anais...** Rio de Janeiro/RJ: ABPv, 1986. v.2, p.413–430.
- VORIES, E.D.; VON BERNUTH, R.D. – A laboratory study of the erodibility of disturbed soil. **Transactions of ASAE**, v.33, n.5, p.1497–1502, 1990.
- WATSON, D.A. ; LAFLEN, J.M. Soil strenght, slope, and rainfall intensity effects on interrill erosion. **Transactions of ASAE**, v.29, n.1, p.98–102, 1986.
- WILLEN, D.W. Surface soil textural and potential erodibility characteristics of some southern Sierra Nevada Forest sites. **Soil Science Society Proceedings**, v.29, p.213–218, 1965.

- WILSON, B.N. Development of a fundamentally based detachment model. **Transactions of ASAE**, v.36, n.4, p.1105–1114, 1993.
- WISCHMEIER, W.H., JOHNSON, C.B.; CROSS, B.V. – A soil erodibility nomograph for farmland and construction sites. **Journal of Soil and Water Conservation**, v.26, n.5, p.189–193, 1971.
- WISCHMEIER, W.H.; MANNERING, J.V. Relation of soil properties to its erodibility. **Soil Science Society Proceedings**, v.33, p.131–137, 1969.
- WISCHMEIER, W.H.; MEYER, L.D. Soil erodibility on construction areas. **Highway Research Board Special Report: Soil Erosion – Causes and mechanisms, prevention and control**, Washington, n.135, p.20–29, 1973.
- WISCHMEIER, W.H.; SMITH, D.D. A universal soil–loss equation to guide conservation farm planning. INTERNATIONAL CONGRESS OF SOIL SCIENCE, 7., 1960. **Transactions...** 1960. v.1, p.418–425.
- WISCHMEIER, W.H.; SMITH, D.D. Predicting rainfall erosion losses. A guide to conservation planning. **USDA Handbook**, Washington, n.537, 57p., 1978.
- WISCHMEIER, W.H.; SMITH, D.D.; UHLAND, R.E. Evaluation of factors in the soil loss equation. **Agricultural Engineering**, n.39, p.458–462, 474, 1958.
- YODER, R.E. A direct method of aggregate analysis of soils and a study of the physical nature of erosion losses. **Journal of the American Society Agronomy**, v.28, p.337–351, 1936.

## APÊNDICE A – INVESTIGAÇÃO DE CAMPO NO LOTEAMENTO ALGARVE

Neste apêndice são apresentados detalhes da investigação de campo no Loteamento Algarve, município de Alvorada/RS, ocorrida em agosto de 1996. Nesta investigação toda a área do loteamento foi prospectada por caminhamento e todos os processos de erosão hídrica acelerada de porte foram descritos e documentados fotograficamente.

A Figura 1 apresenta um croqui do loteamento com a identificação dos pontos investigados, entre eles a área teste correspondente ao perfil ALG. O Quadro 1 apresenta uma descrição dos processos erosivos para cada ponto investigado. Por fim, as Fotos 1 a 6 ilustram os processos em alguns dos pontos investigados.

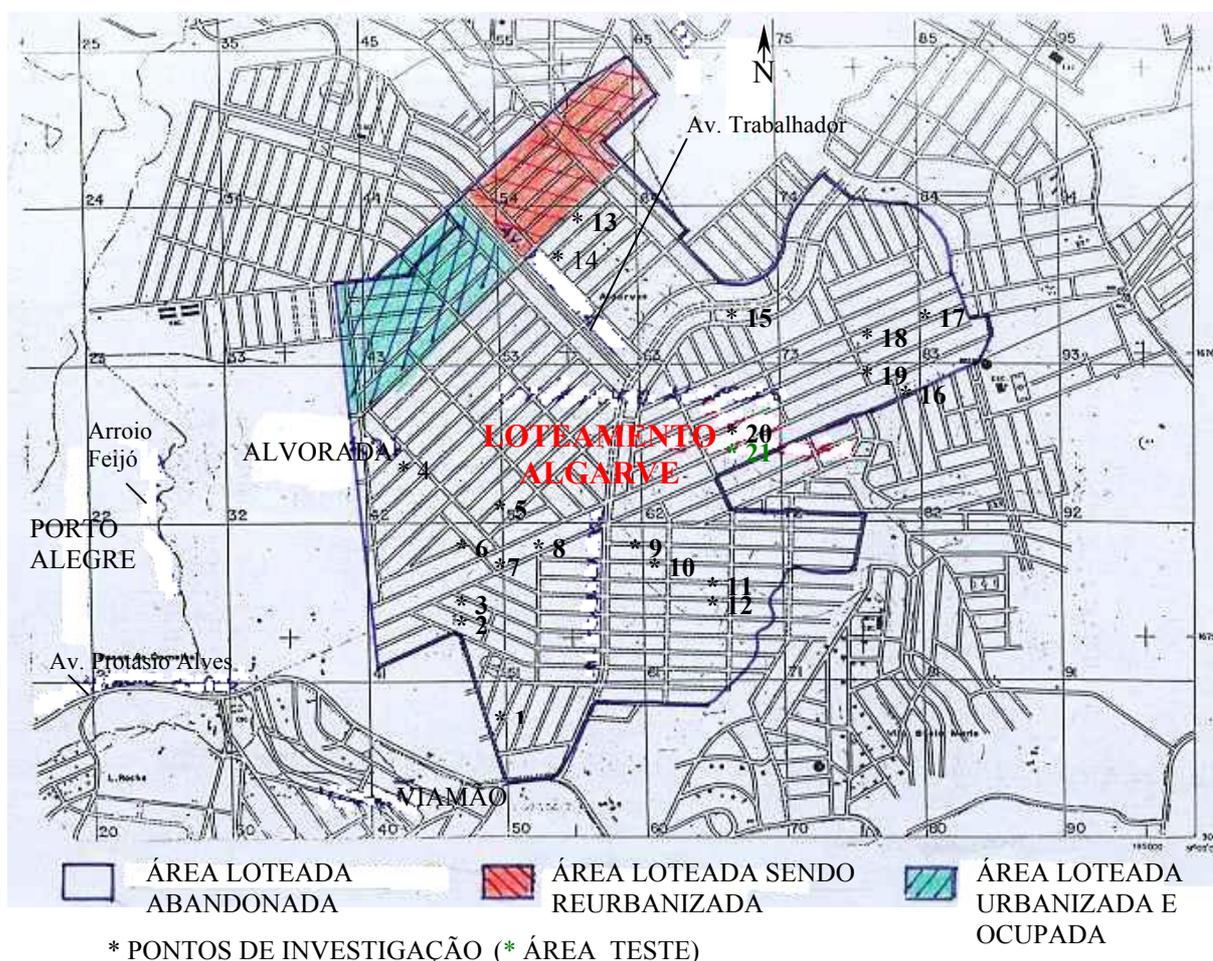


Figura 1 – Loteamento Algarve – localização dos pontos de investigação

Quadro 1 – Dados de campo na investigação dos processos erosivos no Loteamento Algarve

PONTO	DADOS GEOMÉTRICOS				DESCRIÇÃO DO PROCESSO
	Inclinação	Comprimento [m]	Largura [m]	Profundidade [m]	
1	5°40' / 10%	60			Intenso ravinamento ao longo do leito da rua, não ultrapassando o hor.B.
2	5°40' / 10%	180	variável	6,0 (máx)	Boçoroca de grande porte no leito da rua ao longo de toda extensão da encosta até a drenagem. Mostra sinais de atual estabilidade.
3	5°40' / 10%	30	variável (estreita mto a jusante)	5,5 (máx)	Boçoroca adjacente ao pto 2, quase unindo-se a este próximo à drenagem. Apresenta-se com médio porte e desenvolvida desde o terço superior da encosta. A jusante apresenta-se encaixada em vala de antiga rede de esgoto destruída. A montante mostra ramificações em atividade.
4	4° / 7%	200	0,5	2,0 (méd)	Ravina profunda ao longo de vala da rede de esgoto, reaberta ou inacabada, do topo da encosta à drenagem. Contribuição de ravinas de ruas transversais A erosão não atinge o hor.C.
5	3°20' / 6%	30	estreita	2,0 (máx)	Pequena boçoroca desenvolvida no hor.C exposto.
6	1° / 2%	Toda área do lote (50 x 200m)		1,0 (méd)	Várias ravinas profundas e pequenas boçorocas interligadas ao longo de toda a superfície de um lote com hor.C exposto.
7	3°50' / 6,5%	50	3,0 (méd)	3,0 (máx)	Boçoroca de médio porte em "L" desenvolvida no hor.C exposto.
8	40' / 1,6% (trecho mais longo)	100	larga variável	6,0 (máx)	Boçoroca de grande porte atingindo fortemente o hor. C. Desenvolve-se em "L" seguindo leito de rua transversal a maior declividade. Margeada por talude, toma o rumo de uma várzea próxima. Apresenta atividade recente com progressão de ramificações em direção ao pé do talude.
9	4°20' / 7,5%	50	variável	2,5	Boçoroca de pequeno a médio porte desenvolvida no perfil de solo completo. Apresenta-se vegetada e estável.
10	3°40' / 6,5%	150	larga variável	3,0 (máx)	Boçoroca extensa em hor.C, desenvolvida no terço superior de encosta. Paralela a talude de lote.
11	5°50' / 10%	200	3,0	5,5 (máx)	Boçoroca de grande porte, com início quase ao topo da encosta, fortemente encaixada e com desenvolvimento retilíneo ao longo do leito da rua declivosa. Observa-se inserida no perfil completo, atingindo típico solo de alteração da área. Forte atividade atual com grandes deslizamentos ao longo das paredes.
12	12° / 20% (pé da encosta)	Área total envolvendo as boçorocas: 50 x 100m		5,0 (máx)	Convergência de 4 boçorocas de médio a grande porte desenvolvidas no terço final da encosta, em confluência à rede de drenagem (riacho que corta o loteamento). Hor.C típico exposto é fortemente erodido. Entre as boçorocas observa-se forte ravinamento e no pé da encosta ocorre depósito lamacento amarelado formado pelos finos do solo de alteração.
13	4°20' / 7,8%	100	2,0	3,5	Boçoroca de médio porte na parte posterior de encosta retalhada. Desenvolve-se no hor.C exposto.

Quadro 1 (continuação)

14	8° / 16%	50	1,0	3,0	Boçorocas de pequeno porte ao longo de toda extensão da encosta no leito da rua com hor.C exposto. Desenvolvimento relacionado ao traçado da rede de esgoto pré-existente e hoje destruída.
15	8° / 16%	150	larga variável	7,0 (máx)	Boçoroca de grande porte em intensa atividade, mostrando recentes quedas de blocos de solo de alteração. A superfície do terreno adjacente às paredes mostra destacadas trincas, indicando novos deslizamentos num futuro breve.
16	5°40' / 9,8%	300	variável	4,0 (máx)	Boçoroca de porte ao longo da rua, no terço superior e médio da encosta que recebe contribuições laterais do terreno adjacente fortemente ravinado. No terço inferior transforma-se subitamente em boçoroca de médio a grande porte atingindo material saprolítico bastante heterogêneo.
17	4°40' / 8%	200	variável	1,0 (máx)	Ravinamento intenso em rua ampla. Junto à drenagem lateral forma-se ravina principal mais profunda. As ravinas superficiais tem percurso sinuoso no hor.C, Quase a descoberto na direção da ravina mais profunda.
18	4° / 6,2%	300	5,0	4,0 (méd)	Boçoroca de grande porte ao longo da lateral da rua, ao pé de talude marginal. Na parede formada pelo talude e lateral da boçoroca é possível identificar interessantes feições do perfil completo de intemperismo. Além do grande volume de material saprolítico erodido, destaca-se a presença de um grande número de matacões de variados tamanhos, alguns ainda preservados no núcleo da erosão. Importantes feições de solapamentos de blocos de solo e matacões e de deslizamentos são observados.
19	3°20' / 6%	200	variavel	5,0 (máx)	Boçoroca de médio porte em direção à vertente, com ramificações nas ruas transversais.
20	5° / 8%	100	larga variável	7,0 (máx)	Boçoroca de grande porte com elevado volume de solo erodido ao longo do terço médio e inferior da encosta. Desenvolve-se paralela ao talude de lote. A proximidade das paredes da erosão ao pé do talude já provoca deslizamentos envolvendo material superficial deste último.
21	6°40' / 11,8%	100	variável	6,0 (máx) 4,0 (méd)	<b>BOÇOROCAS DA ÁREA TESTE</b> Boçorocas desde o terço superior de encosta, ao longo do leito de rua com hor.C exposto em alguns trechos e superficialmente "protegido" na maioria da área. Desenvolvem-se ramificadas abrangendo todo o leito da rua. Ao longo das boçorocas são observados processos de deslizamentos, descalçamentos de massas de solo, cavernas (buracos desde a superfície) e depósitos de sedimentos em meandros rompidos por enxurradas. O material erodido é transportado em direção ao riacho e depositado em uma espécie de barra, rompida em alguns trechos pela força das enxurradas.



Figura 1 – Ponto de investigação nº 2



Figura 2 – Ponto de investigação nº 8



Figura 3 – Ponto de investigação nº 11



Figura 4 – Ponto de investigação nº 12



Figura 5 – Ponto de investigação nº 17



Figura 6 – Ponto de investigação nº 21 (área teste)

## APÊNDICE B – ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO COM CONTROLE DE SUCCÃO (CDCS)

### B-1 DESCRIÇÃO DO EQUIPAMENTO DE CISALHAMENTO DIRETO COM CONTROLE DE SUCCÃO (CDCS) DO LMS/UFRGS

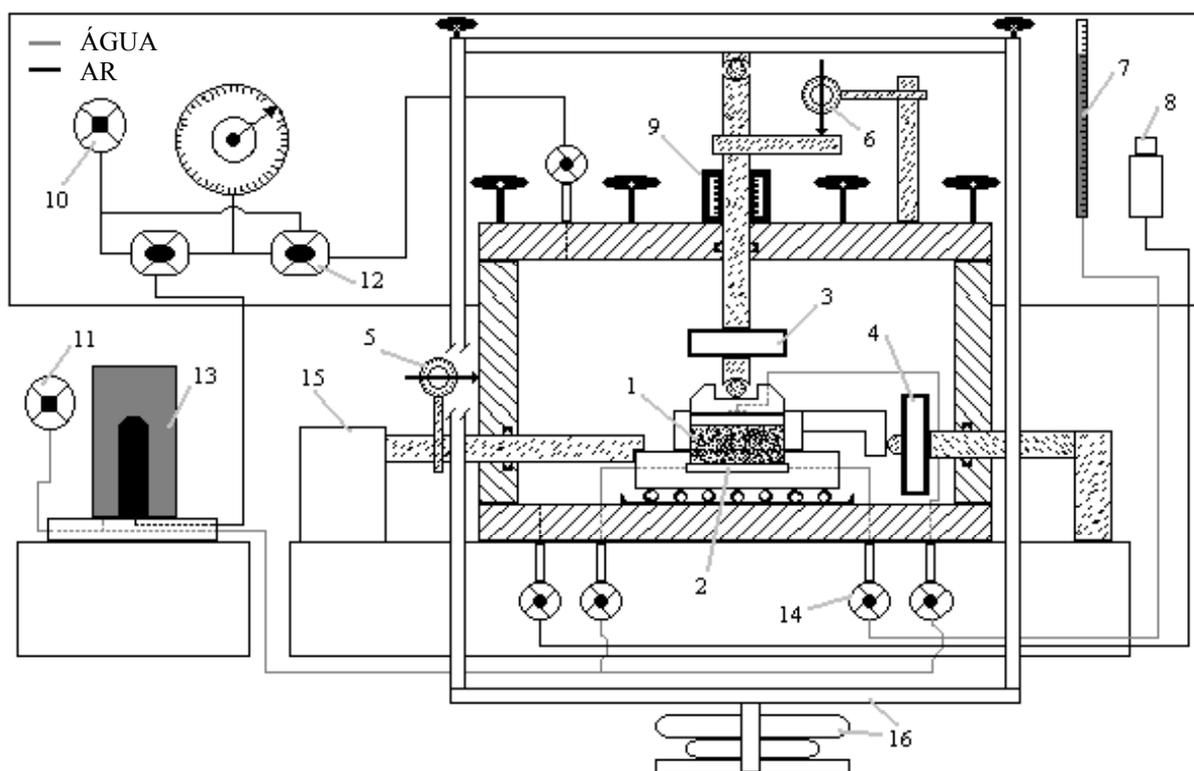
Com o objetivo de estudar a resistência ao cisalhamento com a variação da sucção matricial de solos com comportamento diferenciado frente à erosão hídrica, para um dos perfis estudados optou-se pela realização de ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção.

Para a realização destes ensaios, foi projetado e construído um equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção das amostras (CDCS). O equipamento foi projetado a partir de uma modificação do equipamento de cisalhamento direto convencional Whykeham Farrance. O projeto, conduzido pelo professor Adriano Bica (PPGEC/UFRGS), foi inspirado no equipamento apresentado em Gan e Fredlund (1988), sendo tomados também como referências ao projeto o equipamento descrito em Escário e Saez (1986) e o equipamento projetado e construído na PUC/RJ (Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro), apresentado em Fonseca (1991), Delgado (1993), Carrillo et al.(1994) e Campos e Carrillo (1995).

O equipamento é constituído basicamente de uma câmara de compressão por ar comprimido, que tem no seu interior instalada a caixa de cisalhamento bipartida, movimentada pelo controle externo de um motor elétrico. A Figura 1 mostra uma seção transversal do equipamento e identifica seus principais elementos.

A câmara de compressão, construída em aço inoxidável e adaptada na posição da caixa de cisalhamento do equipamento convencional, permite, pela técnica da translação de eixos, a imposição de um estado de pressões ( $u_a-u_w$ ) às amostras antes e durante o cisalhamento. A câmara é dotada de uma entrada de ar na tampa e de uma saída de ar para transdutor de pressão na base, duas entradas de água, uma para base da caixa de cisalhamento e outra para o topo da amostra, e uma saída de água da base da caixa. Através da tampa e parede lateral da câmara passam os elementos de transmissão e medida dos esforços vertical e horizontal, respectivamente. Os orifícios para passagem dos pistões de carga vertical e horizontal são vedados por anéis o'rings e dotados de buchas de rolamento lineares para redução do atrito. A Foto 1 ilustra a câmara de compressão e a sua adaptação ao equipamento convencional.

A transmissão de carga vertical é feita por uma célula de carga interna que transfere ao topo da amostra e mede o carregamento imposto por um sistema de pendural e pesos ou por um prato de carga. O esforço horizontal é também medido por uma célula de carga interna. Ambas células de cargas são delgadas, têm capacidade de 100 kg e foram concebidas para equipamentos triaxiais, sendo adaptadas para o CDCS. O projeto e detalhes construtivos destas células de carga internas são apresentados em Bica et al.(1986). As Fotos 2 e 3 ilustram uma das células de carga em montagem e o detalhe da colagem de "strain-gauges".



- |  |   |
|--|---|
| 1– Amostra                                       | 9– Bucha com rolamentos lineares          |
| 2– Pedra porosa de alta pressão de borbulhamento | 10– Entrada de ar                         |
| 3– Célula de carga vertical                      | 11– Entrada de água                       |
| 4– Célula de carga horizontal                    | 12– Reguladores de pressão de ar          |
| 5– Deflectômetro horizontal                      | 13– Interface ar/água                     |
| 6– Deflectômetro vertical                        | 14– Válvulas                              |
| 7– Bureta  | 15– Motor elétrico e caixa de engrenagens |
| 8– Transdutor de pressão                         | 16– Carregamento vertical                 |

Figura 1 – Seção transversal e identificação dos principais elementos do equipamento de cisalhamento direto com controle de sucção do LMS/UFRGS.

A caixa de cisalhamento, também construída em aço inoxidável, recebe amostras cilíndricas de 6 cm de diâmetro e 2 cm de altura. Na base da caixa foi ranhurado um conduto espiral para circulação de água, sobre o qual foi colada uma pedra porosa de alta pressão de borbulhamento com valor de entrada de ar de 300 kPa. A base é dotada de entrada e saída de água conectados à câmara de pressão por tubos de cobre, dispostos na forma espiralada de modo a criar menor resistência ao movimento da caixa. Este movimento é realizado pela parte inferior da caixa por meio de roletes de esferas sobre trilhos adaptados ao fundo da câmara. O top-cap é também metálico e dispõe de uma entrada de água para a eventual necessidade de circulação de água pela amostra. A transmissão de carga da célula de carga vertical para o top-cap é feito por uma esfera metálica. Já a transmissão de carga cisalhante a partir da célula de carga horizontal é feita pela parte superior da caixa. São

acessórios que compõe o sistema: parafusos fixadores dos elementos da caixa e espaçadores utilizados para separar as partes superior e inferior da caixa quando da montagem da amostra. A Foto 4 ilustra os elementos da caixa de cisalhamento e a Foto 5 apresenta uma vista superior da caixa de cisalhamento instalada na câmara de compressão.

A pressurização da câmara de compressão é realizada com ar comprimido, monitorada em um painel de controle através de reguladores de pressão e manômetro. Esta pressão é aferida com maior acurácia através um transdutor de pressão piezométrico (marca Druck – modelo PDCR810 – capacidade 1000 kPa) conectado a base da câmara. A pressão de água na base da amostra é aplicada por meio de um sistema de interface ar/água. A Foto 6 ilustra o painel de controle da pressurização do sistema.

A aquisição de dados das células de carga e transdutor de pressão foi realizado em sistema de aquisição de dados HP 75000 série B (compatível VXI bus) da Hewlett Packard.

A medida das deformações horizontais e verticais é realizada por deflectômetros que medem os deslocamentos relativos dos pistões de carga.

## B-2 PROCEDIMENTOS DOS ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO COM CONTROLE DE SUCÇÃO

Os procedimentos básicos dos ensaios CDCS realizados para os solos do perfil ALG são descritos abaixo:

- (a) Preparação das amostras: amostras de 6 cm de diâmetro e 2 cm de altura foram coletadas em anéis biselados. Foram pré-condicionadas ao nível de sucção matricial do ensaio pelo controle de umidade baseado na relação sucção x umidade estabelecida para o solo em questão (Cap.5, item 5.4). Após pré-condicionadas, as amostras foram confinadas para o equilíbrio de sucção por um período de 10 dias, após o qual a sucção matricial foi medida pela técnica do papel filtro e pelo transdutor de pressão de alta capacidade (Imperial College Suction Probe);
- (b) Saturação do sistema: todo o sistema de circulação de água, a base da caixa de cisalhamento e a pedra porosa foram saturadas pelo processo de circulação e pressurização com água desaerada em períodos intercalados;
- (c) Montagem da caixa de cisalhamento: montagem dos elementos da caixa, lubrificação da interface entre as caixas com graxa de silicone e instalação dos espaçadores;
- (d) Instalação da amostra: cuidadosa transferência da amostra do anel biselado para a caixa de cisalhamento e colocação do top-cap;
- (e) Montagem final da câmara: ajuste final dos contatos da célula de carga horizontal com a caixa de cisalhamento e da célula de carga vertical com o top-cap e fechamento da tampa;

- (f) Aplicações das pressões de água e ar: é ajustado o nível de sucção matricial desejado. Para o solo ALGB os níveis de pressões utilizados foram:  $u_w$  = atmosférica e  $u_a$  = 30, 100 e 300 kPa e para o solo ALGC:  $u_w$  = atmosférica e  $u_a$  = 30, 75, 150 e 300 kPa. O tempo de equalização adotado foi de no mínimo 4 dias para o solo ALGC e de no mínimo 7 dias para o solo ALGB;
- (g) Aplicação do carregamento vertical: após as primeiras 24 horas da aplicação das pressões de ar e água, foi inserido o carregamento vertical através de pesos no pendural ou prato de carga. As tensões verticais aplicadas foram: 6,8, 15, 34,1, 50 e 100 kPa. Para os dois primeiros níveis de tensão foi utilizado o prato de carga, para os demais foi feito uso do pendural. O cálculo da carga vertical aplicada leva em conta o alívio de carga provocado pela pressão de ar da câmara;
- (h) Cisalhamento: o cisalhamento foi realizado na velocidade de 0,0122 mm/min, conduzindo as amostras até uma deformação horizontal de 7 mm. Ao final do ensaio a amostra é retirada e medido o seu teor de umidade. Aspectos relativos à velocidade de cisalhamento são discutidos no próximo item deste apêndice.

### B-3 ESTIMATIVAS DA VELOCIDADE DE CISALHAMENTO NO CDGS

Com o objetivo de estimar uma velocidade de cisalhamento adequada, compatível com o equipamento e com as características dos solos ensaiados, foram realizadas algumas aproximações teóricas, descritas a seguir.

#### B-3. 1 Aproximação de Gibson e Henkel (1954)

A estimativa da velocidade de cisalhamento ( $v$ ) para condição drenada segundo Gibson e Henkel (1954) é feita com base em valores do coeficiente de adensamento ( $C_v$ ) e da estimativa do tempo para ruptura ( $t_f$ ) desde ensaios de compressão confinada. A Tabela 1 resume os resultados para a aproximação.

Tabela 1 – Estimativa da velocidade de cisalhamento por Gibson e Henkel (1954)

SOLO	$C_v$ (m <sup>2</sup> /s)*	$t_f$ (s) **	$v$ (mm/s)***
ALGB	$1,82 \times 10^{-6}$	549	$5,47 \times 10^{-3}$
ALGC	$1,46 \times 10^{-6}$	684	$4,38 \times 10^{-3}$

\* valores médios obtidos por Bastos (1991) para solos graníticos de Porto Alegre

$$** \quad t_f = \frac{H^2}{2 C_v(1 - U_c)} \quad (1)$$

onde H= distância de drenagem (H= 1 cm) e  $U_c$ = grau de consolidação adotado ( $U_c$ = 0,95)

\*\*\* velocidade estimada para deformação de ruptura de 3 mm (5% do diâmetro da amostra)



Foto 1 – CDCS – câmara de compressão adaptada ao equipamento de cisalhamento direto convencional



Foto 4 – CDCS – elementos da caixa de cisalhamento



Foto 2 – CDCS – célula de carga interna em montagem

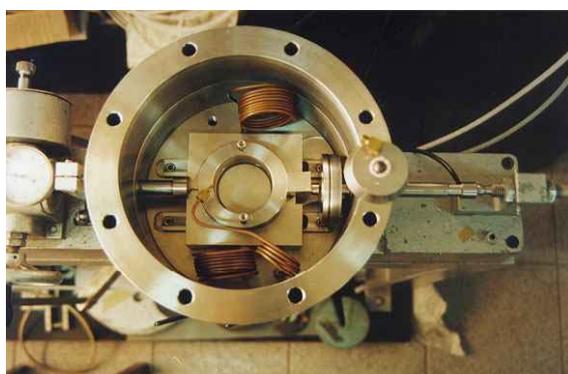


Foto 5 – CDCS – vista superior interna da câmara de compressão, instalada a caixa de cisalhamento



Foto 3 – CDCS – detalhe da colagem de strain gauges na construção da célula de carga

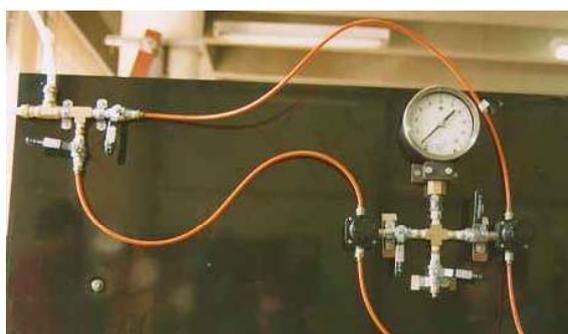


Foto 6 – CDCS – painel de controle das pressões

### B-3. 2 Aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros saturados kfs e Cv

O tempo de ruptura ( $t_f$ ) é estimado segundo Bishop e Gibson (1963) apud Fredlund e Rahardjo (1993):

$$t_f = \frac{L^2}{n \cdot C_v(1 - U_f)} \quad (2)$$

onde: L = meia altura da amostra (L = 1 cm);  $U_f$  = grau de adensamento na ruptura ( $U_f = 0,95$ , recomendado) e

$$n = \frac{0,75}{1 + \frac{3}{\lambda}} \quad (3)$$

tal que:  $\lambda$  = fator de impedância dado por:

$$\lambda = \frac{k_d \cdot d}{k_{fs} \cdot L_d} \quad (4)$$

onde:  $k_d$  = coeficiente de permeabilidade da pedra porosa de alta pressão de borbulhamento ( $k_d = 2 \times 10^{-7}$  cm/s, medido); d = altura da amostra (drenagem simples) (d = 2 cm);  $k_{fs}$  = coeficiente de condutividade hidráulica saturada do solo e  $L_d$  = espessura da pedra porosa ( $L_d = 0,6$  cm).

A Tabela 2 apresenta a estimativa da velocidade de cisalhamento (v) para uma deformação para ruptura de 3 mm.

Tabela 2 – Estimativa da velocidade de cisalhamento para deformação de ruptura de 3 mm, segundo a aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros saturados

SOLO	$C_v$ (m <sup>2</sup> /s)	$k_{fs}$ (cm/s)*	$t_f$ (s)	v (mm/s)
ALGB	$1,82 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-4}$	$3,29 \times 10^6$	$9,11 \times 10^{-7}$
ALGC	$1,46 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-5}$	$4,23 \times 10^5$	$7,09 \times 10^{-6}$

\* dados de condutividade hidráulica saturada obtidos em campo com permeâmetro de Guelph (Cunha, 1997)

### B-3. 3 Aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados – relação $k_w$ x ( $u_a - u_w$ ) de Fredlund et al.(1994)

O equacionamento e as variáveis envolvidas são semelhantes a aproximação anterior. O tempo de ruptura é dado por:

$$t_f = \frac{L^2}{n \cdot C_v^w(1 - U_f)} \quad (5)$$

onde:  $L = 1 \text{ cm}$ ;  $U_f = 0,95$ , recomendado;  $C_v^w$  = coeficiente de adensamento do solo não saturado com respeito à fase água e  $n = f(\lambda)$  (Equação 3) sendo que:

$$\lambda = \frac{k_d \cdot d}{k_w \cdot L_d} \quad (6)$$

onde:  $k_w$  = coeficiente de condutividade hidráulica do solo não saturado.

Os parâmetros  $C_v^w$ ,  $k_w$  e  $k_d$  são funções da sucção matricial ( $u_a - u_w$ ). Entretanto, a permeabilidade da pedra porosa ( $k_d$ ) foi adotada constante com a sucção:  $k_d = 2 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ . A condutividade hidráulica  $k_w$  é dada por:

$$k_w = k_r \cdot k_{fs} \quad (7)$$

onde:  $k_r$  = coeficiente de condutividade hidráulica não saturada relativa,  $k_r = f(u_a - u_w)$  (Tabela 3). A relação  $k_r \times (u_a - u_w)$  foi obtida pelo ajuste segundo Fredlund et al.(1994), realizado por Cunha (1997). Este ajuste foi satisfatório somente para o solo ALGC. O valor de  $k_{fs}$  medido em campo:  $k_{fs} = 5 \times 10^{-6} \text{ m/s}$  (Cunha, 1997). O parâmetro  $C_v^w$  é dado por:

$$C_v^w = \frac{k_w}{\gamma_w \cdot g \cdot m_2^w} \quad (8)$$

onde:  $\gamma_w$  = peso específico da água;  $g$  = aceleração da gravidade e  $m_2^w$  = inclinação da curva umidade volumétrica ( $w_{vol}$ )  $\times (u_a - u_w)$ , que também é uma função do nível de sucção matricial (Tabela 3).

A Tabela 3 resume a estimativa da velocidade de cisalhamento para o solo ALGC, nos níveis de sucção ensaiados, considerando a deformação de ruptura de 3 mm.

Tabela 3 – Estimativa da velocidade de cisalhamento para deformação de ruptura de 3 mm, segundo a aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados, empregando a relação  $k_w \times (u_a - u_w)$  de Fredlund et al.(1994)

$(u_a - u_w)$ (kPa)	$k_r$	$ m_2^w $ (1/kPa)	$t_f$ (s)	$v$ (mm/s)
30	$1,20 \times 10^{-4}$	$1,61 \times 10^{-3}$	$9,09 \times 10^4$	$3,30 \times 10^{-5}$
75	$9,00 \times 10^{-6}$	$6,26 \times 10^{-4}$	$3,78 \times 10^5$	$7,96 \times 10^{-6}$
150	$1,60 \times 10^{-6}$	$2,19 \times 10^{-4}$	$7,33 \times 10^5$	$4,09 \times 10^{-6}$
300	$1,00 \times 10^{-6}$	$8,20 \times 10^{-5}$	$4,38 \times 10^5$	$6,84 \times 10^{-6}$

### B-3. 4 Aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados – relação $k_w \times (u_a - u_w)$ de Kunze et al.(1968)

O equacionamento é idêntico ao da aproximação anterior, modificando apenas a função  $k_w \times (u_a - u_w)$ , estabelecida por Kunze et al.(1968) e aplicada por Delgado (1993).

A Tabela 4 resume a estimativa da velocidade de cisalhamento (para deformação na ruptura de 3 mm) a partir de dados do solo ALGC.

Tabela 4 – Estimativa da velocidade de cisalhamento para deformação de ruptura de 3 mm, segundo a aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados, empregando a relação  $k_w \times (u_a - u_w)$  de Kunze et al.(1968)

$(u_a - u_w)$ (kPa)	$k_w$ (m/s)	$ m_2^w $ (1/kPa)	$t_f$ (s)	$v$ (mm/s)
30	$3,65 \times 10^{-10}$	$1,61 \times 10^{-3}$	$1,37 \times 10^5$	$2,19 \times 10^{-5}$
75	$3,34 \times 10^{-11}$	$6,26 \times 10^{-4}$	$5,07 \times 10^5$	$5,91 \times 10^{-6}$
150	$5,43 \times 10^{-12}$	$2,19 \times 10^{-4}$	$1,08 \times 10^6$	$2,78 \times 10^{-6}$
300	$6,14 \times 10^{-13}$	$8,20 \times 10^{-5}$	$3,56 \times 10^6$	$8,42 \times 10^{-7}$

### B-3. 5 Aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados – relação $k_w \times (u_a - u_w)$ de Green e Corey (1971)

O equacionamento continua o mesmo, modificando novamente a relação  $k_w \times (u_a - u_w)$ , obtida agora por Green e Corey (1971) e simulada pelo programa computacional SEEP-W.

A Tabela 5 resume a estimativa da velocidade de cisalhamento (para deformação na ruptura de 3 mm) a partir de dados do solo ALGC.

Tabela 5 – Estimativa da velocidade de cisalhamento para deformação de ruptura de 3 mm, segundo a aproximação de Fredlund e Rahardjo (1993) para parâmetros não saturados, empregando a relação  $k_w \times (u_a - u_w)$  de Green e Corey (1971).

$(u_a - u_w)$ (kPa)	$k_w$ (m/s)	$ m_2^w $ (1/kPa)	$t_f$ (s)	$v$ (mm/s)
30	$3,71 \times 10^{-9}$	$1,61 \times 10^{-3}$	$3,09 \times 10^4$	$9,71 \times 10^{-5}$
75	$2,24 \times 10^{-10}$	$6,26 \times 10^{-4}$	$8,20 \times 10^4$	$3,66 \times 10^{-5}$
150	$3,22 \times 10^{-11}$	$2,19 \times 10^{-4}$	$1,84 \times 10^5$	$1,63 \times 10^{-5}$
300	$3,46 \times 10^{-12}$	$8,20 \times 10^{-5}$	$6,35 \times 10^5$	$4,73 \times 10^{-6}$

### B-3. 6 Referências de valores de velocidade de cisalhamento adotados na literatura

O Quadro 1 resume referências de valores de velocidade de cisalhamento empregados em ensaios CDCS.

Quadro 1 – Referências de valores de velocidade de cisalhamento ( $v$ ) para ensaios CDCS

SOLO	$v$ (mm/s)	REFERÊNCIA
Madrid grey clay	$1,4 \times 10^{-4}$	Escário (1980) (apud Escário e Sáez, 1986)
Madrid grey clay, red clay de Guadalix de la Sierra e Madrid clayey sand	$2,8 \times 10^{-5}$	Escário e Sáez (1986)
Glacial till	$1,76 \times 10^{-4}$	Gan e Fredlund (1988)
Solos coluvionar e residual de gnaiss do Rio de Janeiro	$6,1 \times 10^{-4}$	Fonseca (1991)
Solos coluvionar e residual de gnaiss do Rio de Janeiro	$2,03 \times 10^{-4}$	Delgado (1993)

### B-3. 7 Velocidade adotada neste estudo

As aproximações teóricas apresentadas determinaram velocidades de cisalhamento muito baixas, na faixa de  $10^{-4}$  a  $10^{-6}$  mm/s, com tempos totais de ensaio de 19,4 até 1940 horas. Estes tempos de ensaios são incompatíveis para ensaios cuja a aquisição automática de dados de deformações não tenha sido implementada.

Neste sentido, partiu-se para a escolha da velocidade com base em valores referenciados na literatura, com destaque aos ensaios realizados com solos saprolíticos de gnaiss do Rio de Janeiro por Delgado (1993). A velocidade adotada foi  $2,03 \times 10^{-4}$  mm/s, que determina um tempo de ensaio de 9 horas e 35 minutos. Este valor de velocidade é intermediário entre a aproximação teórica clássica de Gibson e Henkel (B-3.1) e as aproximações desenvolvidas para solos não saturados, considerando parâmetros saturados e parâmetros não saturados (B-3.2 a B-3.5).

## APÊNDICE C – RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO DO SOLO ALGC POR MEIO DE ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO CONVENCIONAIS COM CONTROLE PRÉVIO DO TEOR DE UMIDADE DAS AMOSTRAS (CDCW)

### C-1 RESULTADOS DOS ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO CONVENCIONAIS COM CONTROLE PRÉVIO DO TEOR DE UMIDADE DAS AMOSTRAS (CDCW)

Este estudo foi conduzido previamente a disponibilidade de execução dos ensaios CDCS (cisalhamento direto com controle de sucção). Serviu como primeira aproximação na avaliação da variação da resistência ao cisalhamento do solo ALGC com o grau de saturação, em consequência, com a sucção matricial. Estes resultados foram apresentados em Bastos et al.(1997).

O método de ensaio e de condicionamento das amostras empregados foram descritos no Capítulo 4 (item 4.2.1.1). Os resultados são apresentados a seguir.

A Figura 1 apresenta os dados experimentais da resistência ao cisalhamento para os diferentes valores de grau de saturação das amostras. São reunidos dados obtidos com mais de 120 amostras.

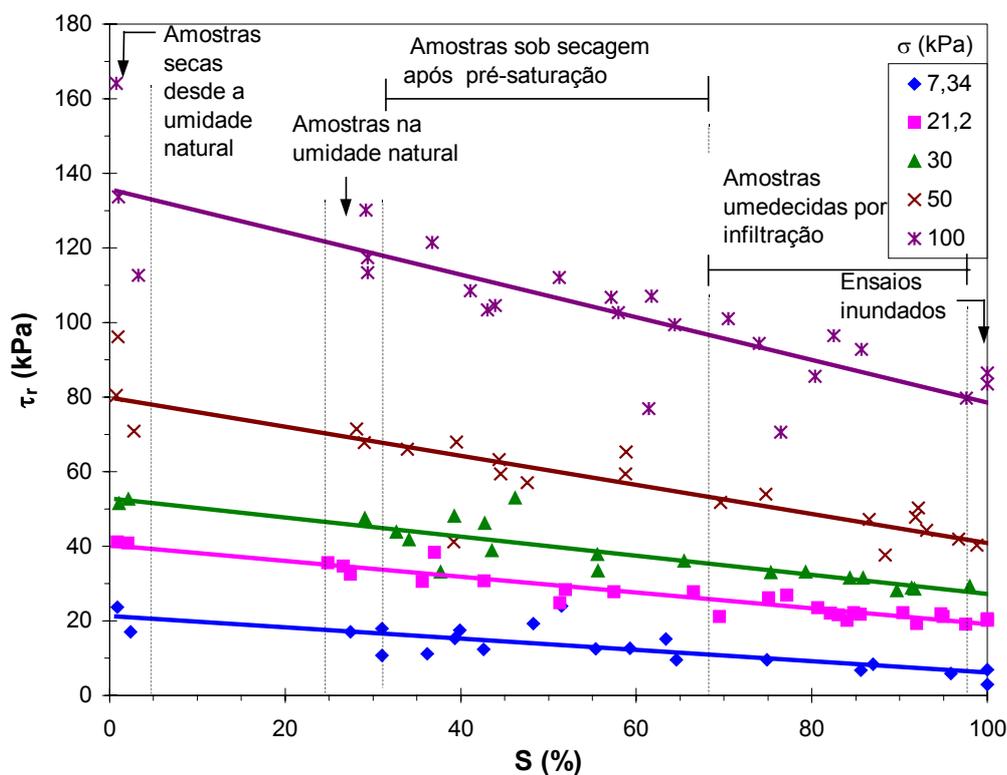


Figura 1 – Dados experimentais  $\tau_r$  x  $S$  obtidos em ensaios CDCW

Observa-se na figura o bom ajuste linear obtido para a relação  $\tau_r \times S$ . Utilizando-se a equação de ajuste à relação  $(u_a - u_w) \times S$  (válida para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa) obtida para o solo ALGC (apresentada no Cap.5 – item 5.4 – Quadro 2), os dados em termos do grau de saturação foram “convertidos” para valores de sucção matricial (Figura 2).

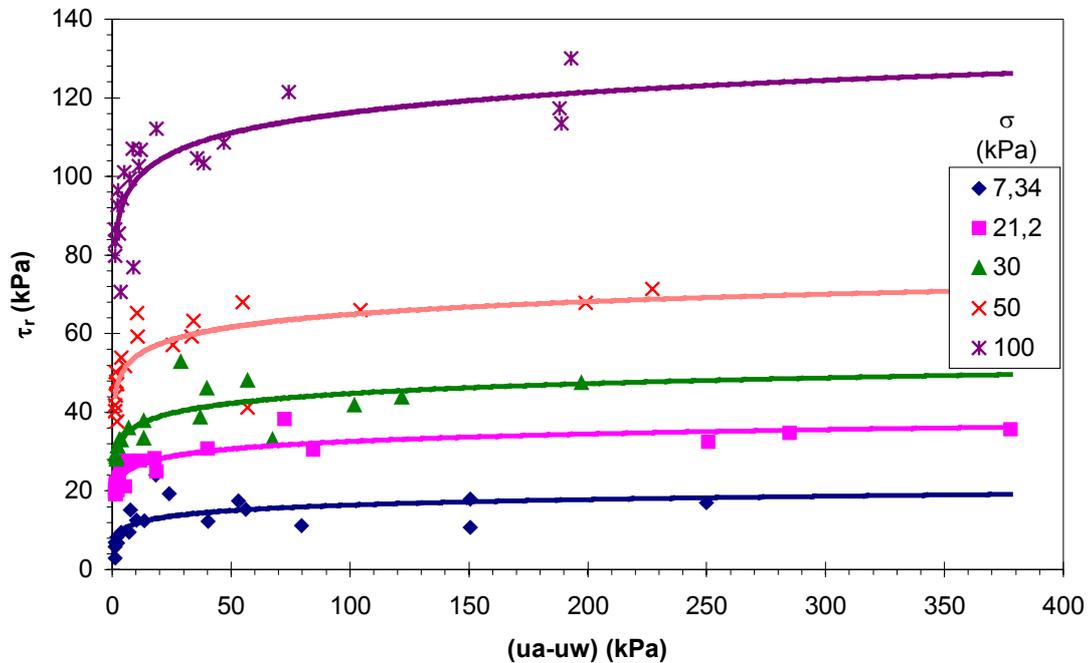


Figura 2 – Dados experimentais “convertidos” a valores de sucção matricial e relações  $\tau_r \times (u_a - u_w)$  ajustadas

A partir das tendências apresentadas nas Figuras 1 e 2, foi possível estimar envoltórias de resistência para valores específicos de grau de saturação e de sucção matricial. A Figura 3 ilustra a família de envoltórias de resistência obtidas desde as relações  $\tau_r \times (u_a - u_w)$  da Figura 2.

Os parâmetros de resistência  $c$  (kPa) e  $\phi$  ( $^\circ$ ) que representam estas envoltórias são apresentados em função de  $S$  e  $(u_a - u_w)$  na Figura 4. As expressões de ajuste são dados por:

$$c = 2,37 + 12,41 (1 - S) \quad \text{ou} \quad (1)$$

$$c = 2,37 + 12,41 (1 - 1,04 (u_a - u_w)^{-0,241}) \quad (\text{válida para } (u_a - u_w) \leq 1000 \text{ kPa}); \quad (2)$$

$$\phi = 37,5 + 10,27 (1 - S) + 3,0 (1 - S)^2 \quad \text{ou} \quad (3)$$

$$\phi = 37,5 + 10,27 (1 - 1,04 (u_a - u_w)^{-0,241}) + 3,0 (1 - 1,04 (u_a - u_w)^{-0,241})^2 \quad (\text{válida para } (u_a - u_w) \leq 1000 \text{ kPa}) \quad (4)$$

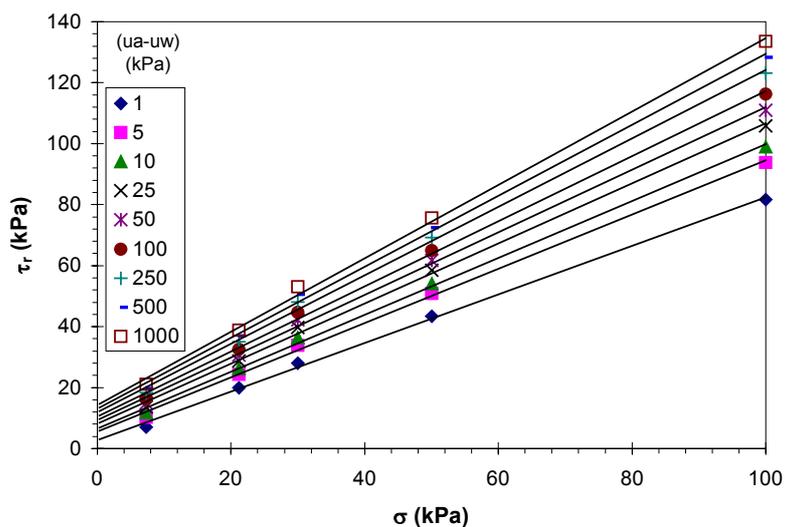


Figura 3 – Família de envoltórias de resistência ( $\tau_r \times \sigma$ ) desde as relações  $\tau_r \times (ua-uw)$

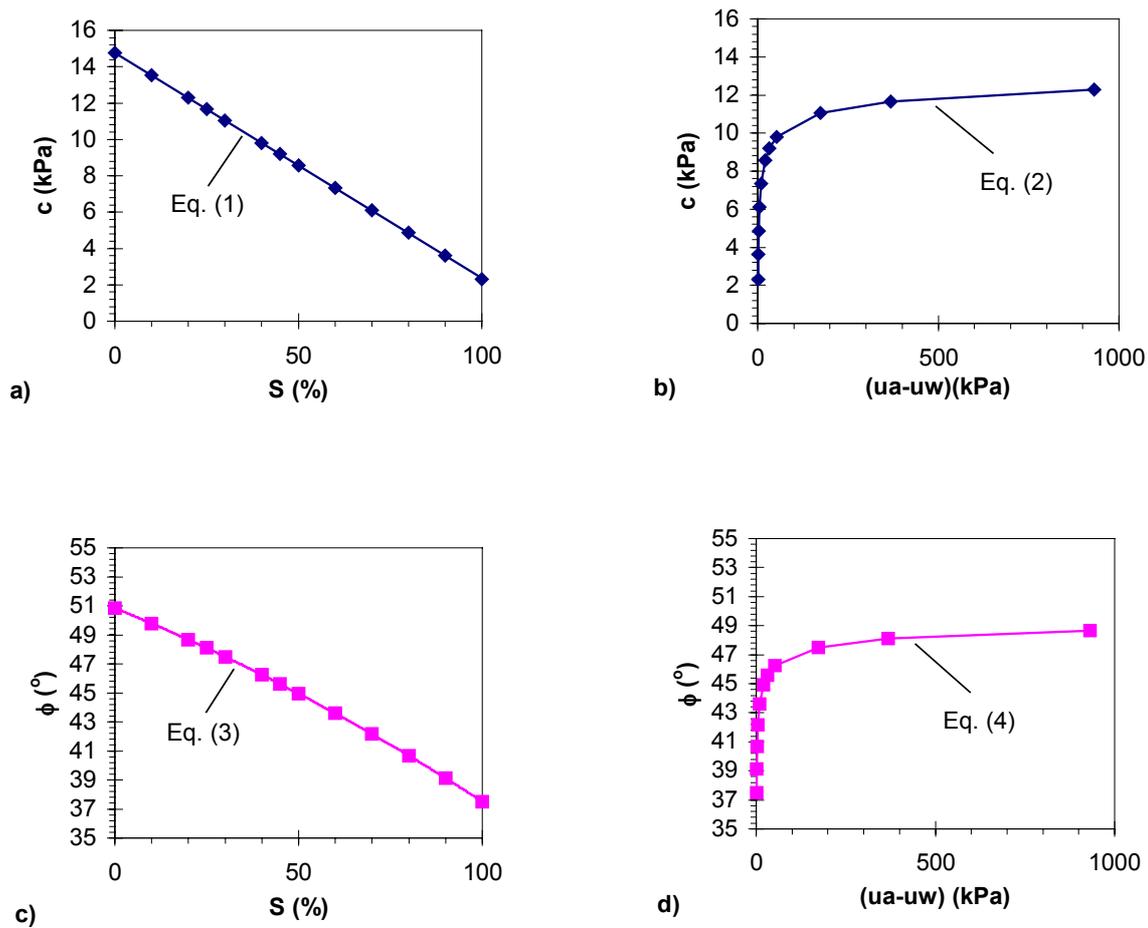


Figura 4 – Relações (a)  $c \times S$ , (b)  $c \times (ua-uw)$ , (c)  $\phi \times S$  e (d)  $\phi \times (ua-uw)$  a partir do ajuste dos dados dos ensaios CDCW

A resistência ao cisalhamento do solo ALGC ( $\tau_r$ , em kPa) em função de  $S$  e  $(u_a - u_w)$  é dada por:

$$\tau_r = 14,78 - 12,41 S + \sigma \tan(50,8 - 10,27 S - 3,0 S^2) \quad (5)$$

$$\tau_r = 14,78 - 12,89 (u_a - u_w)^{-0,241} + \sigma \tan(50,8 - 10,66 (u_a - u_w)^{-0,241} - 3,24 (u_a - u_w)^{-0,482})$$

(válida para  $(u_a - u_w) \leq 1000$  kPa) (6)

A Figura 5 apresenta envoltórias tridimensionais de resistência ao cisalhamento nos campos  $\tau_r \times \sigma \times S$  e  $\tau_r \times \sigma \times (u_a - u_w)$  para o solo ALGC, com base nos ensaios CDCW.

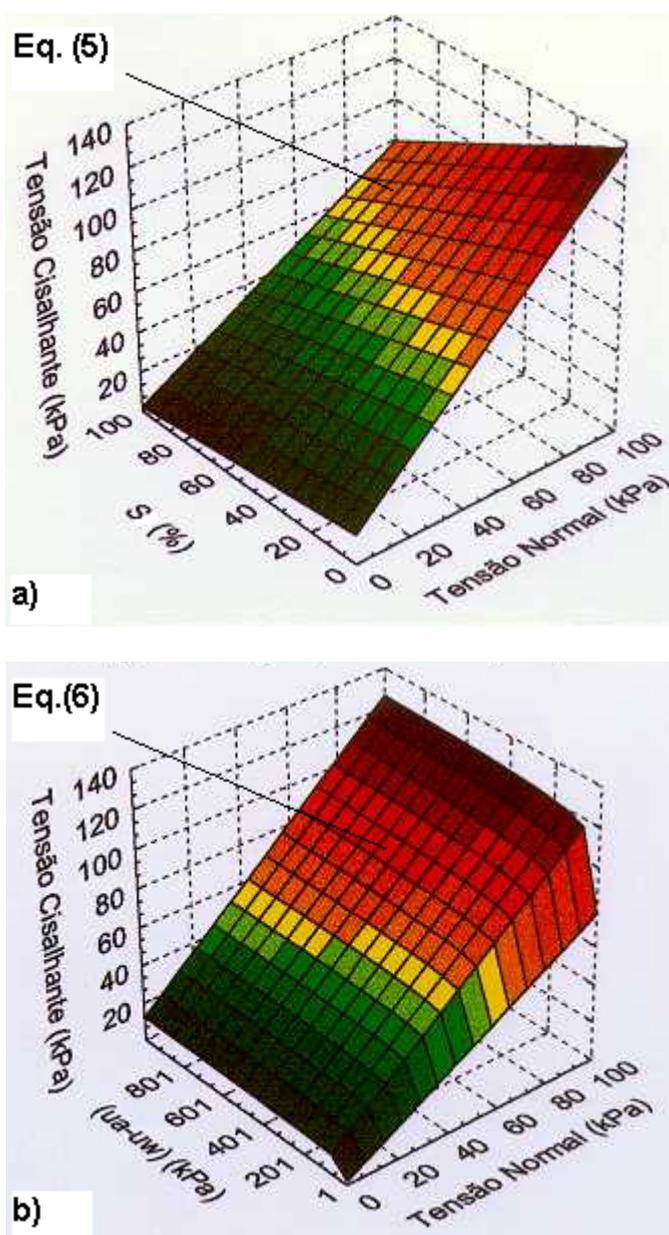


Figura 5 – Envoltórias tridimensionais de resistência ao cisalhamento nos campos  $\tau_r \times \sigma \times S$  e  $\tau_r \times \sigma \times (u_a - u_w)$  para o solo ALGC com base nos ensaios CDCW

## C-2 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS ENTRE OS ENSAIOS CDCW E CDCS

Os resultados obtidos com os ensaios CDCW foram comparados àqueles obtidos posteriormente com o mesmo solo em ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS), apresentados no Capítulo 6 (item 6.1.1). Esta comparação foi também analisada em Bastos et al.(1998b).

A Figura 6 ilustra as envoltórias de resistência obtidas para o solo ALGC com base nos dados  $\tau_r \times (u_a - u_w)$  desde os ensaios CDCW e as envoltórias obtidas por ensaios com controle de sucção (CDCS). A Tabela 1 apresenta os parâmetros de resistência  $c$  e  $\phi$  em função de  $(u_a - u_w)$  para os dois procedimentos experimentais.

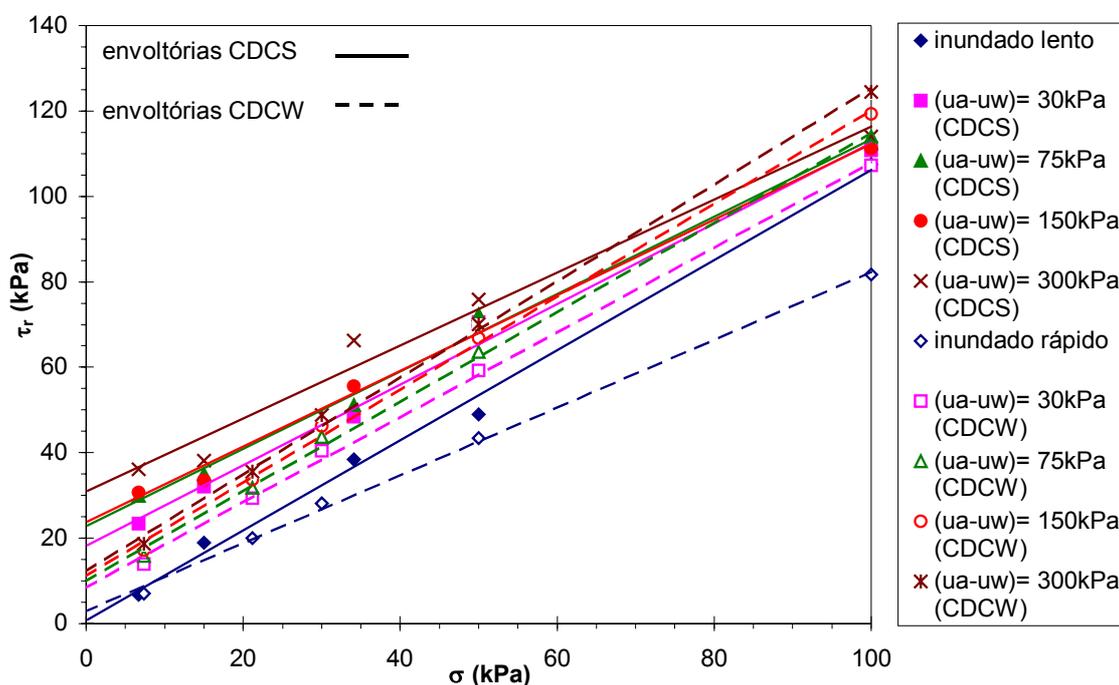


Figura 6 – Comparação entre envoltórias de resistência obtidas para o solo ALGC em ensaios CDCW e CDCS

A Tabela 1 indica que os parâmetros de resistência ( $c$  e  $\phi$ ) obtidos pelos dois procedimentos experimentais diferem tanto em valores absolutos quanto na tendência de variação com a sucção matricial. A principal discordância refere-se ao ângulo de atrito; enquanto os ensaios convencionais CDCW mostraram acréscimo de  $\phi$  com a sucção, os ensaios com controle de sucção CDCS mostraram decréscimo deste parâmetro com  $(u_a - u_w)$ , conforme discutido no Capítulo 6 (item 6.1.1). Em relação a coesão, os dois procedimentos coincidem ao identificar acréscimo do parâmetro com a sucção matricial, entretanto verifica-se bem mais acentuado nos ensaios CDCS.

Tabela 1 – Comparação entre os parâmetros de resistência ( $c$  e  $\phi$ ) em função da sucção matricial obtidos nos ensaios CDCW e CDCS para o solo ALGC

(ua-uw)	Ensaio CDCW		Ensaio CDCS	
	c (kPa)	$\phi$ (°)	c (kPa)	$\phi$ (°)
0 (inundado)	1,4	38,4	0,9	46,5
30 kPa	9,1	45,5	18,2	43,3
75 kPa	10,2	46,9	22,9	42,2
150 kPa	10,9	47,3	23,7	41,5
300 kPa	11,5	48,0	30,9	40,5

Esta mesma comparação foi feita em relação ao parâmetro  $\phi^b$  (Fredlund et al., 1978). A obtenção do parâmetro a partir dos dados dos ensaios CDCS é discutida no Capítulo 6 (item 6.1.2). Aos dados  $\tau_r$  x (ua-uw) para os ensaios CDCW (Figura 2) também foram aproximados ajustes bilineares nos seguintes intervalos de sucção matricial: (ua-uw)  $\leq$  30 kPa e 30 < (ua-uw)  $\leq$  1000 kPa. A Tabela 2 apresenta os parâmetros  $\phi^b$  obtidos a partir de cada um dos procedimentos experimentais.

Tabela 2 – Valores de  $\phi^b$  obtidos a partir do ajuste bilinear aos dados  $\tau_r$  x (ua-uw) dos ensaios CDCW e CDCS

ENSAIO	(ua-uw)	$\phi^b$ (°)							
		$\sigma=6,7$ kPa	$\sigma=7,3$ kPa	$\sigma=15$ kPa	$\sigma=21,2$ kPa	$\sigma=30$ kPa	$\sigma=34,1$ kPa	$\sigma=50$ kPa	$\sigma=100$ kPa
CDCW	$\leq 30$ kPa	–	33,7	–	20,2	37,7	–	34,9	56,5*
	$> 30$ kPa	–	0,6	–	0,4	1,8	–	3,7	5,0
CDCS	$\leq 30$ kPa	28,5	–	23,5	–	–	18,4	35,1	6,2*
	$> 30$ kPa	2,3	–	1,1	–	–	3,8	1,0	0,6

\* Resultados descartados na avaliação das médias

Observa-se que os valores de  $\phi^b$  variam consideravelmente entre os procedimentos experimentais, principalmente no primeiro intervalo de sucção matricial. Entretanto, o ajuste bilinear continua favorável, identificando para níveis mais baixos de sucção, valores de  $\phi^b$  próximos aos valores de  $\phi'$  ( $\phi' = 38,4^\circ$  medidos em ensaios inundados rápidos) e para (ua-uw)  $> 30$ kPa valores bem inferiores a estes. Os valores de  $\phi^b$  médios obtidos foram:

CDCW:  $31,6^\circ$  para  $(u_a - u_w) \leq 30$  kPa e  $2,3^\circ$  para  $30 < (u_a - u_w) \leq 1000$  kPa

CDCS:  $26,4^\circ$  para  $(u_a - u_w) \leq 30$  kPa e  $1,8^\circ$  para  $30 < (u_a - u_w) \leq 300$  kPa

A discrepância observada entre os dois procedimentos experimentais, tanto em relação aos parâmetros saturados como não saturados, pode ter como explicação a ação conjunta dos seguintes fatores:

- a) Velocidade de ensaio: os ensaios CDCW foram conduzidos a uma velocidade de 0,403 mm/min, muito superior aquela dos ensaios CDCS (0,0122 mm/min). Os ensaios inundados realizados no mesmo equipamento convencional, mas com esta variação na velocidade de cisalhamento, mostraram diferenças significativas nos resultados;
- b) Equalização da sucção matricial: a segurança quanto à equalização da sucção matricial no interior das amostras é ainda menor pelo simples controle de umidade das amostras previamente ao cisalhamento (ensaios CDCW);
- c) Variação da sucção durante o ensaio: como mesmo com a sucção matricial imposta nos ensaios CDCS, dúvidas ainda persistem quanto à absoluta constância da sucção no plano de corte das amostras durante o cisalhamento, logo, supõe-se que estas variações de sucção devem ser ainda mais significativas nos ensaios CDCW e
- d) Diferença entre equipamentos: o equipamento convencional para ensaios CDCW e o equipamento modificado para ensaios CDCS diferem quanto ao atrito gerado, ao sistema para transferência de carga e ao recurso para medição dos esforços. Não obstante, comparações realizadas na fase de teste do equipamento CDCS indicaram que, para efeitos práticos na quantificação de  $\tau_r$ , este fator mostrou pequena relevância.

Em resumo, o comportamento diferenciado nos dois procedimentos experimentais salientam a importância na realização de ensaios de cisalhamento direto com controle de sucção (CDCS). Os ensaios rápidos com condicionamento prévio das amostras (CDCW) passam a ser úteis com uma primeira aproximação na investigação da variação da resistência ao cisalhamento com a sucção matricial, antes da realização de demorados ensaios CDCS ou no caso da inviabilidade de ensaios com controle da sucção matricial (seja pelo demasiado tempo necessário para a obtenção de resultados ou pela indisponibilidade de equipamentos).

## APÊNDICE D – ENSAIOS REALIZADOS NO CANAL DO IPH/UFRGS

Na etapa final do programa experimental desta pesquisa, houve a oportunidade da realização de ensaios de erosão em um canal de grandes dimensões construído no Instituto de Pesquisas Hidráulicas da UFRGS (IPH/UFRGS) com a finalidade de estudos em erosão.

O canal, com 9 m de comprimento e 0,6 m de largura, é construído predominantemente em vidro e apoiado sobre uma estrutura metálica treliçada que permite a variação na declividade do mesmo numa pequena faixa de 0 a 5%. Na região próxima a posição da amostra, o canal tem seu fundo revestido com material abrasivo (lixa) com a finalidade de reduzir a diferença de rugosidade entre o canal e a amostra de solo.

O sistema trabalha com vazões de fluxo d'água da ordem de  $10^{-4}$  a  $10^{-2}$  m<sup>3</sup>/s, o que permite lâminas d'água centimétricas sobre as amostras. O abastecimento de água com recirculação é impulsionado por uma bomba hidráulica.

As condições de escoamento são controladas pela declividade do canal, pela vazão, regulada por um vertedouro na entrada do canal, e pela altura da lâmina d'água, aferida com uma ponta linimétrica. A tensão cisalhante hidráulica aplicada ( $\tau_h$ ) em cada ensaio foi estimada pela simples relação:

$$\tau_h = \gamma \cdot h \cdot d \quad (1)$$

onde:  $\gamma$  é o peso específico da água,  $h$  é a altura da lâmina d'água medida e  $d$  é a declividade da rampa. As condições de fluxo foram ajustadas com a finalidade de ensaiar os solos na faixa de tensões hidráulicas exploradas pelos ensaios de Inderbitzen (Cap.4, item 4.3.1).

A amostra de solo, confinada em cilindros de PVC com diâmetro aproximado de 10 cm, é acoplada ao fundo do canal por um orifício localizado a cerca de 6 m da entrada de água do canal. Nesta distância espera-se garantir o desenvolvimento do escoamento. A amostra é posicionada no fundo do canal somente após estabelecidas as condições previstas de escoamento. Até ser garantida a uniformidade do fluxo e ser ajustado o arrasamento da amostra com a borda do fundo do canal, esta amostra é protegida do fluxo por uma tampa com as mesmas características superficiais do fundo do canal. O ensaio inicia é dado quando esta tampa é retirada e assim começa a erosão da amostra. Foram escolhidos dois tempos de ensaio: 1 e 10 minutos. Ao final de cada ensaio a amostra é retirada e a perda de solo estimada pela diferença entre o peso seco da amostra intacta e da amostra remanescente ao ensaio.

As Fotos 1 a 4 ilustram o canal do IPH/UFRGS e os procedimentos de ensaio.

Foram realizados ensaios de erosão em amostras de solos do perfil ALG (ALGB e ALGC) na condição de umidade natural e secas ao ar. As Figuras 1 e 2 ilustram os resultados perda de solo  $\times \tau_h$  com base nos ensaios a 1 e 10 min e os compara aos resultados obtidas pelo ensaio de Inderbitzen.



Figura 1 – Vista geral do canal do IPH/UFRGS.

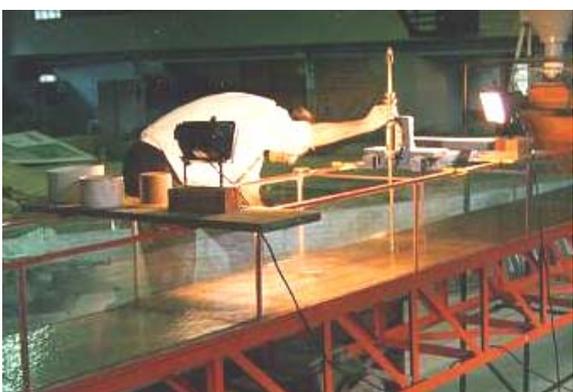


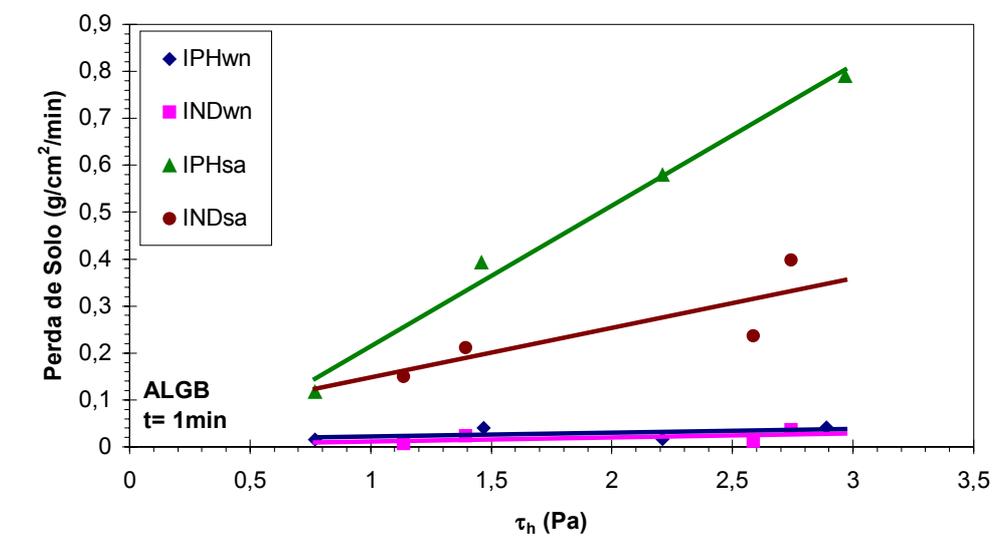
Figura 2 – Detalhe do procedimento de leitura da altura da lâmina d'água durante o ajuste das condições de escoamento.



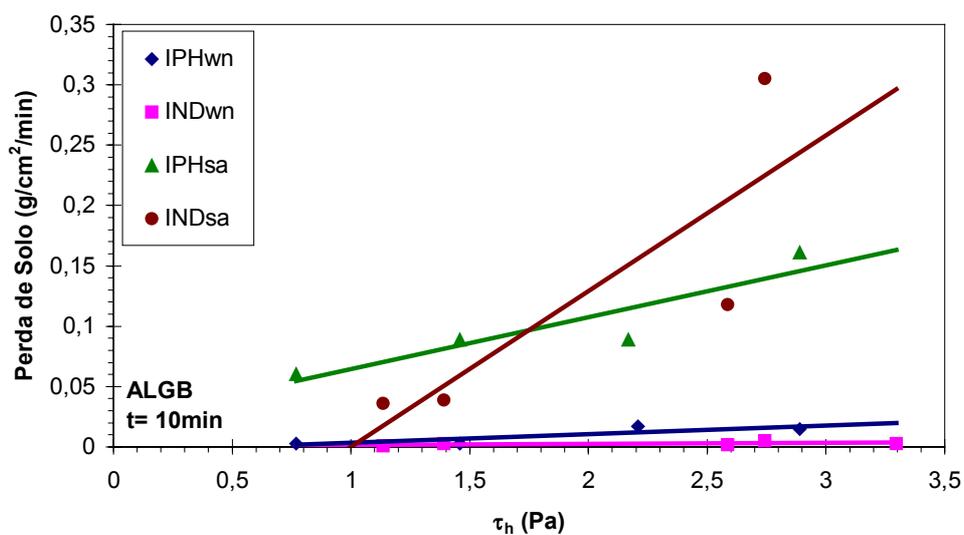
Figura 4 – Detalhe de uma amostra do solo ALGC no fundo do canal durante o ensaio.



Figura 3 – Vista superior do canal durante o ensaio. Ao centro amostra de solo.



a)



b)

Figura 1 – Resultados obtidos para o solo ALGB com base em amostras na umidade natural (wn) e secas ao ar (sa), ensaiadas no canal do IPH/UFRGS (IPH) e no equipamento de Inderbitzen (IND). Perda de solo para (a)  $t = 1$  min e (b)  $t = 10$  min

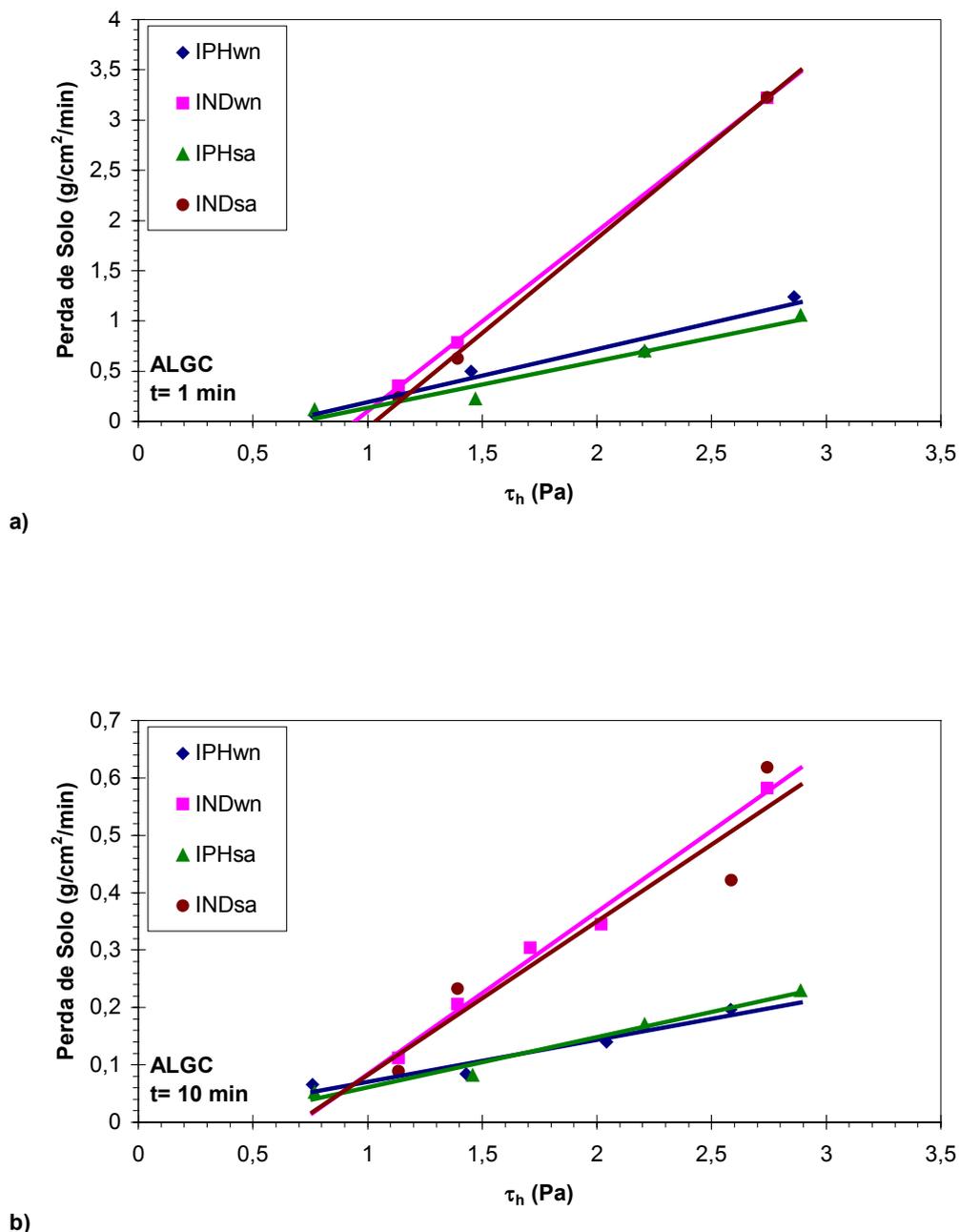


Figura 2 – Resultados obtidos para o solo ALGC com base em amostras na umidade natural (wn) e secas ao ar (sa), ensaiadas no canal do IPH/UFRGS (IPH) e no equipamento de Inderbitzen (IND). Perda de solo para (a)  $t = 1$  min e (b)  $t = 10$  min

A Tabela 1 apresenta os parâmetros de erodibilidade: tensão cisalhante hidráulica crítica ( $\tau_{hcrit}$ ) e taxa de erodibilidade (K), obtidos dos ensaios no canal do IPH em comparação aos parâmetros obtidos dos ensaios de Inderbitzen.

Tabela 1 – Parâmetros de erodibilidade:  $\tau_{\text{hcrit}}$  (em Pa) e K (em  $10^{-2}$  g/cm<sup>2</sup>/min/Pa), obtidos para os solos ALGB e ALGC dos ensaios no canal do IPH/UFRGS e dos ensaios de Inderbitzen

SOLO	Condição da amostra	CANAL DO IPH/UFRGS				ENSAIO DE INDERBITZEN			
		Ensaio para t = 1 min		Ensaio para t = 10 min		Calculado para t = 1 min		Calculado para t = 10 min	
		$\tau_{\text{hcrit}}$	K	$\tau_{\text{hcrit}}$	K	$\tau_{\text{hcrit}}$	K	$\tau_{\text{hcrit}}$	K
ALGB	w nat.	indet.	0,80	0,49	0,71	indet.	0,84	indet.	0,07
	seca ar	0,28	29,9	indet.	4,3	indet.	10,6	1,00	12,9
ALGC	w nat.	0,64	52,7	0,03	7,3	0,94	179,0	0,70	28,3
	seca ar	0,71	46,4	0,30	8,7	1,03	188,4	0,69	26,7

Os resultados em ambos procedimentos experimentais mostram-se relacionados, entretanto, diferem numericamente. Este fato é também flagrado na comparação dos valores de K apresentada na Figura 3.

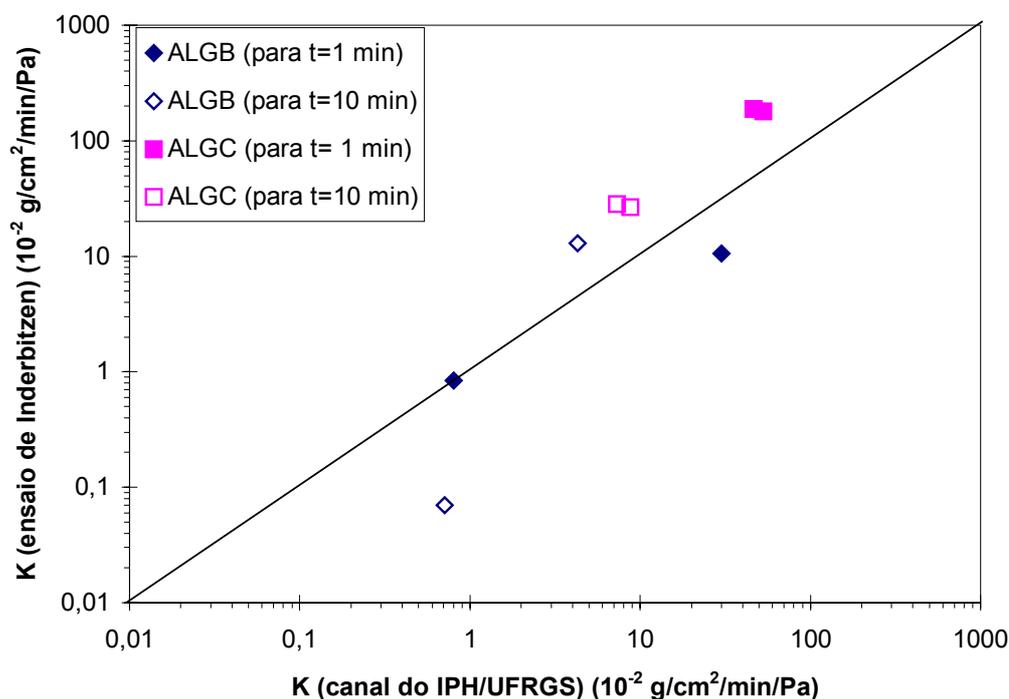


Figura 3 – Comparação entre os valores de taxa de erodibilidade (K) obtidos nos ensaios no canal do IPH/UFRGS e nos ensaios de Inderbitzen

Apesar da diferença nos resultados, algumas conclusões obtidas pelos ensaios de Inderbitzen para os solos ALGB e ALGC foram confirmadas.

A erodibilidade destes solos continua sendo melhor caracterizada pela taxa de erodibilidade  $K$ . Os valores de tensão cisalhante hidráulica crítica estimados pelos ensaios no canal do IPH/UFRGS, assim como aqueles obtidos dos ensaios de Inderbitzen, não mostram uma relação satisfatória com o comportamento destes solos frente à erosão, além de apresentar valores indeterminados para o solo ALGB. Verifica-se que também no canal do IPH/UFRGS a estimativa de  $\tau_{\text{crit}}$ , a partir da extrapolação da reta de ajuste aos dados  $\tau_h \times$  perda de solo à condição de erosão nula, gerou resultados duvidosos.

O solo ALGB registrou, através dos 16 ensaios realizados no canal do IPH/UFRGS, o mesmo comportamento diferenciado em relação à umidade inicial verificado nos ensaios de Inderbitzen (Figura 1). O solo seco ao ar mostra-se bem mais erodível, com valores mais elevados de  $K$  em relação ao solo na umidade natural.

Para o solo ALGC, os 16 ensaios realizados no canal do IPH/UFRGS confirmam a alta erodibilidade independente da condição de umidade inicial. Entretanto, observa-se significativa diferença entre os resultados obtidos por ambos ensaios (Figura 2). Uma possível explicação aos menores valores de  $K$  obtidos no canal do IPH/UFRGS em relação aos ensaios de Inderbitzen pode estar na inexistência do efeito desagregador da primeira frente de fluxo sobre a amostra deste solo de frágil estrutura. Este efeito é presente no momento inicial de ensaio na rampa de Inderbitzen.

Os valores de  $K$  calculados para o tempo de erosão de 1 minuto são, em geral, maiores que aqueles para 10 minutos de erosão, particularmente para o solo ALGC, evidenciando que grande parte da erosão sobre este solo saprolítico se dá nos primeiros momentos da ação erosiva do fluxo d'água.

Os ensaios realizados no canal do IPH/UFRGS, além de confirmar algumas características da erodibilidade dos solos do perfil ALG, alertaram para recomendações que podem orientar a obtenção de melhores resultados com o ensaio de Inderbitzen:

- Melhor controle das condicionantes hidráulicas do fluxo com a medida local da altura da lâmina d'água;
- Tratamento da rugosidade do leito do canal, com o emprego de material com rugosidade superficial semelhante à da amostra cobrindo o fundo do canal;
- Maior comprimento de rampa à montante da amostra, visando garantir a uniformidade do fluxo sobre a mesma;
- Implementação de método de ensaio com vistas a evitar o efeito desagregador da primeira frente de fluxo.

Entretanto, em alguns aspectos os procedimentos de ensaio empregados no canal do IPH/UFRGS mostraram desvantagens em relação aos ensaios de Inderbitzen. Entre estas desvantagens está o fato de se medir a erosão pelo material restante, o que não permite a avaliação da perda de solo de uma mesma amostra ao longo do tempo de ensaio. Também foi considerado sujeito a problemas o procedimento de interrupção do ensaio pela súbita retirada da amostra do fundo do canal. O procedimento exige muito cuidado do operador, pois geralmente ocasiona momentânea perturbação do fluxo responsável por uma adicional erosão da amostra naquele momento.