

Sys 336335

**ESFORÇO DE TRAÇÃO PARA FERRAMENTAS DE HASTES COM
PONTEIRAS ESTREITAS EM DOIS SOLOS DO RIO GRANDE DO SUL**

**Antônio Lilles Tavares Machado
Engenheiro Agrícola (UFPel)**

**Porto Alegre (RS) Brasil
Agosto de 2001**

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
FACULDADE DE AGRONOMIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA DO SOLO

**ESFORÇO DE TRAÇÃO PARA FERRAMENTAS DE HASTES COM
PONTEIRAS ESTREITAS EM DOIS SOLOS DO RIO GRANDE DO SUL**

Antônio Lilles Tavares Machado
Engenheiro Agrícola (UFPeI)

Tese apresentada como um dos
requisitos à obtenção do Grau de
Doutor em Ciência do Solo

Porto Alegre (RS) Brasil
Agosto de 2001

ANTONIO LILLES TAVARES MACHADO
Engenheiro Agrícola - UFPel
Mestre em Engenharia Agrícola - Universidade Estadual de Campinas

TESE

Submetida como parte dos requisitos
para obtenção do Grau de

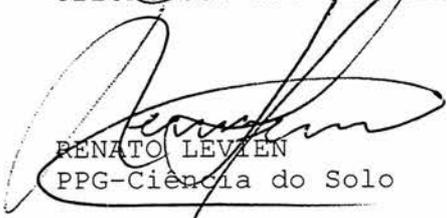
DOUTOR EM CIÊNCIA DO SOLO

Programa de Pós-Graduação em Ciência do Solo
Faculdade de Agronomia
Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Porto Alegre (RS), Brasil

Aprovada em: 31.08.01
Pela Banca Examinadora



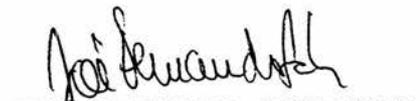
CARLOS RICARDO TREIN
Orientador-PPG-Ciência do Solo



RENATO LEVIEN
PPG-Ciência do Solo



ADRIANO VIRGÍLIO DAMIANI BICA
PPG Engenharia Civil/UFRGS

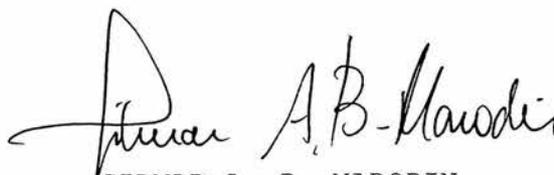


JOSÉ FERNANDO SCHLOSSER
CCR/UFSM

Homologado em: 21.11.01
Por



PEDRO ALBERTO SELBACH
Coordenador do Programa
de Pós-Graduação em Ciência
do Solo



GILMAR A. B. MARODIN
Diretor da Faculdade de
Agronomia

AGRADECIMENTOS

Ao grande amigo e orientador, Prof. Dr. Carlos Ricardo Trein, pelos ensinamentos, dedicação, apoio e amizade.

A minha esposa Mírian Machado e a minha filha Andressa Machado, pela compreensão, paciência e amor, que têm para comigo.

Aos bolsistas e grandes colaboradores Caio G. Borges e Vinicius F. Pasquotto, pelo apoio, dedicação e entusiasmo demonstrados tanto nas coletas de dados de campo quanto nas análises de laboratório.

Aos professores Dr. Renato Machado de Brito e Dr. Adriano Virgílio Damiani Bica, ambos da Escola de Engenharia da UFRGS, pelos conhecimentos transmitidos e apoio na confecção da instrumentação eletrônica.

Ao Prof. Dr. Renato Levien pelo apoio e incentivo.

A todos os funcionários e professores do Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS, que de uma forma ou de outra colaboraram para a realização deste trabalho.

ESFORÇO DE TRAÇÃO PARA FERRAMENTAS DE HASTES COM PONTEIRAS ESTREITAS EM DOIS SOLOS DO RIO GRANDE DO SUL¹¹

Autor: Antônio Lilles Tavares Machado

Orientador: Carlos Ricardo Trein

SINOPSE

Os modelos para predição do esforço de tração, para ferramentas de hastes, em conjunto com a análise das teorias da relação solo-ferramenta, não tem sido estudados para os solos do Rio Grande do Sul. Procurou-se dar início a formação de um banco de dados, com os parâmetros físicos do solo, utilizados na análise da relação solo-ferramenta, verificando-se como os mesmos influenciam e são influenciados pelos equipamentos. Buscou-se identificar os modelos que permitam a obtenção, de forma precisa, do esforço de tração produzido por ferramentas de hastes, para dois solos do Rio Grande do Sul. Foram estudados um Planossolo e um Argissolo Vermelho. Identificou-se o comportamento dos parâmetros de solo que influenciam o esforço de tração, em diferentes situações de teor de água. Verificou-se que dos seis modelos estudados, aqueles propostos por Reece em 1965, também denominado "equação universal de mobilização de solo", por Hettiaratchi e Reece em 1967, e Godwin e Spoor em 1977, foram os que melhor ajuste proporcionaram. A comparação dos dados de esforço de tração, adquiridos no campo com os obtidos por estes modelos apresentam bons resultados. Dada a menor complexidade de cálculo do modelo proposto por Reece em 1965, recomenda-se a sua utilização como modelo de previsão de esforço de tração para ferramentas estreitas que estejam trabalhando num Planossolo ou Argissolo Vermelho.

¹¹ Tese de Doutorado em Ciência do Solo, Faculdade de Agronomia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, RS, (176p.) – Agosto de 2001.

DRAUGHT OF NARROW BLADES IN TWO SOILS OF RIO GRANDE DO SUL¹

Author: Antônio Lilles Tavares Machado

Adviser: Carlos Ricardo Trein

Summary

Soil-soil engaging tines and draft forces modeling together with theoretical analysis and existing mathematical models, have not been studied in Rio Grande do Sul soils. An attempt to begin with a data bank of soil physical parameters used in soil-tool relations, and, at the same time, the way it influences machine performance, has been done in the following work. From the to date existing models, those which can get the closest fitting draft forces to real measured one has been established for two of Rio Grande do Sul soils. An Albaqualf and a Paleudult were evaluated. Soil parameters influencing draft forces were evaluated in different soil water content. From the six studied models, those suggested by Reece (1965), so called " Universal Earthmoving Equation", Hettiaratchi and Reece (1967) and Godwin and Spoor (1977) were the best fitting ones, comparing the calculated results with those measured "in situ". Allowing for the less complexity of Reece's model (1965) it is suggested that this model should be used for modeling draft forces prediction for narrow tines in Albaqualf and Paleudult.

¹ PhD Thesis in Soil Science, Faculty of Agronomy, Federal University of Rio Grande do Sul. Porto Alegre, RS, (176p.) – August, 2001.

SUMÁRIO

	Página
1 INTRODUÇÃO	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 Dinâmica do solo	3
2.2 Resistência ao cisalhamento do solo	4
2.3 Compressibilidade do solo	11
2.4 Atributos físicos do solo	18
2.5 Ruptura do solo	22
2.6 Fatores que afetam o esforço de tração	27
2.7 Modelos para previsão do esforço de tração	36
3 MATERIAL E MÉTODOS	53
3.1 Local	53
3.2 Tratamentos	55
3.3 Equipamento	56
3.4 Análises de campo	57
3.4.1 Sistema portátil de aquisição de dados	57
3.5 Análises de laboratório	62
3.5.1 Coesão e ângulo de atrito interno do solo	62
3.5.2 Adesão e ângulo de atrito solo-metal	64
3.5.3 Tensão de pré-adensamento	66
3.5.4 Textura	68
3.5.5 Índice de plasticidade	68
3.5.6 Densidade do solo	69
3.5.7 Densidade dos sólidos	70
3.5.6 Porosidade	70
3.6 Delineamento estatístico	72
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	73
4.1 Parâmetros físicos do solo	73
4.2 Coesão e ângulo de atrito interno do solo	76
4.3 Adesão solo-metal e ângulo de atrito solo-metal	87

4.4 Tensão de pré-adensamento	97
4.5 Esforço de tração	106
4.6 Análise dos modelos de previsão do esforço de tração	114
5 CONCLUSÕES	117
6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	120
7 APÊNDICES	127
8 VITA.....	176

LISTA DE TABELAS

TABELA	Página
1. Parâmetros físicos para caracterização dos solos estudados (valores médios de nove repetições).....	74
2. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito interno do solo (ϕ) e coesão do solo (C), para o Planossolo (valores médios de três repetições)	78
3. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito interno do solo (ϕ) e coesão do solo (C), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).....	83
4. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito solo-metal (δ) e índice de adesão solo-metal (Ca), para o Planossolo (valores médios de três repetições).....	89
5. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito solo-metal (δ) e adesão solo-metal (Ca), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).....	93
6. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), índice de vazios inicial (e_i) e tensão de pré-adensamento (T_{pa}), para o Planossolo (valores médios de três repetições).....	100
7. Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), índice de vazios inicial (e_i) e tensão de pré-adensamento (T_{pa}), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	104
8. Esforço de tração (kN), para o Planossolo, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos	107

9. Esforço de tração (kN), para o Planossolo, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos	108
10. Esforço de tração (kN), para o Argissolo Vermelho, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos	111
11. Esforço de tração (kN), para o Argissolo Vermelho, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos	112

LISTA DE FIGURAS

FIGURA	Página
1. Reta traçada a partir dos diferentes pontos de $\tau \times \sigma$, com indicação de C e ϕ	8
2. Gráficos τ máximo versus σ , para diferentes tipos de solos	8
3. Curvas tensão versus deformação para diferentes tipos de solos	10
4. Exemplo de curva de compressão do solo	17
5. Modelo de ruptura do solo produzido por uma ferramenta reta inclinada.....	24
6. Cunha de solo que se forma à frente da ferramenta em deslocamento.....	26
7. Ruptura do solo provocada por uma haste reta.....	26
8. Formação do ângulo de ataque efetivo (α_e) em comparação com o ângulo de ataque da ferramenta (α).....	35
9. Modelo de mobilização do solo produzido por uma ferramenta inclinada proposto por Hettiaratchi e Reece em 1967	40
10. Modelo de mobilização do solo acima da "profundidade crítica", proposto por Godwin e Spoor, em 1977, para ferramentas inclinadas	43
11. Modelo de mobilização do solo para ferramentas inclinadas, proposto por Mckyes e Ali, em 1977	45
12. Modelo de mobilização do solo para ferramentas inclinadas, proposto por Perumpral et al., em 1983	47
13. Vista parcial da área experimental de Planossolo – CAP – UFPel	54

14. Vista parcial da área experimental de Argissolo Vermelho – EEA – UFRGS	55
15. Conjunto trator-escarificador utilizado nos trabalhos de campo.....	57
16. Sistema coletor e processador de sinais com transferência para o computador portátil	58
17. Sensor de rotação do motor.....	59
18. Sensor de rotação das rodas do trator	59
19. Sensor de rotação da roda odométrica.....	59
20. Sensor de esforço de tração, acoplado a haste do escarificador.....	60
21. Sensor de profundidade de trabalho	60
22. Gráfico comparativo entre o esforço de tração obtido através da célula de carga e aquele adquirido diretamente na haste do escarificador.....	62
23. Método de Pacheco Silva (ABNT, 1990), para obtenção da tensão de pré-adensamento	67
24. Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três sucções), Planossolo (valores médios de três repetições)	76
25. Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), em duas situações de trabalho de campo (testes 1 e 2), Planossolo (valores médios de quatro repetições)	77
26. Coesão do solo (kPa) versus teor de água (kg.kg^{-1}), para o Planossolo (valores médios de três repetições)	79
27. Ângulo de atrito interno ($^{\circ}$) versus teor de água (kg.kg^{-1}), para o Planossolo (valores médios de três repetições)	80

28. Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três succões), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	81
29. Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), situação de trabalho de campo (teste T2), Argissolo Vermelho (valores médios de quatro repetições)	82
30. Coesão do solo (kPa) versus teor de água (kg.kg^{-1}), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	84
31. Ângulo de atrito interno ($^{\circ}$) versus teor de água (kg.kg^{-1}), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	85
32. Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três succões), Planossolo (valores médios de três repetições)	88
33. Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em duas situações de trabalho de campo (testes 1 e 2), Planossolo (valores médios de quatro repetições)	89
34. Adesão solo-metal (Ca) versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Planossolo (valores médios de três repetições)	90
35. Ângulo de atrito solo-metal (δ), versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Planossolo (valores médios de três repetições)	91
36. Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três succões), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	92
37. Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), no trabalho de campo (teste 2), Argissolo Vermelho (valores médios de quatro repetições)	93

38. Adesão solo-metal (Ca) versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	94
39. Ângulo de atrito solo-metal (δ), versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições)	95
40. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Planossolo, na sucção de 100kPa, teor de água igual a $0,19\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).....	97
41. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Planossolo, na sucção de 330kPa, teor de água igual a $0,14\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).....	98
42. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Planossolo, na sucção de 1500kPa, teor de água igual a $0,09\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).....	98
43. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Planossolo, dados obtidos a partir do teste T1, teor de água igual a $0,13\text{kg.kg}^{-1}$ (média de quatro repetições)	99
44. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Planossolo, dados obtidos a partir do teste T2, teor de água igual a $0,12\text{kg.kg}^{-1}$ (média de quatro repetições)	99
45. Relação entre a tensão de pré-adensamento (T_{pa}) e o teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Planossolo (média de três repetições)	101
46. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Argissolo Vermelho, na sucção de 100kPa, teor de água igual a $0,17\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições)	102
47. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Argissolo vermelho, na sucção de 330kPa, teor de água igual a $0,12\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições)	102

48. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Argissolo Vermelho, na sucção de 15000kPa, teor de água igual a 0,08kg.kg ⁻¹ (média de três repetições)	103
49. Relação entre o índice de vazios e a pressão exercida sobre o Argissolo Vermelho, dados obtidos a partir do teste T2, teor de água no solo igual a 0,09kg.kg ⁻¹ (média de três repetições).....	103
50. Relação entre a tensão de pré-adensamento (T_{pa}) e o teor de água do solo (kg.kg ⁻¹), Argissolo Vermelho (média de três repetições)	104

LISTA DE SIMBOLOS

- A – área de solo mobilizado pela ferramenta;
- A' – área lateral da cunha central;
- C – índice de coesão do solo ;
- Ca – índice de adesão solo-metal;
- CF1 – força de coesão no plano de ruptura;
- CF2 – força de coesão nas laterais;
- d – profundidade de trabalho;
- d_c – profundidade crítica;
- d'- profundidade efetiva;
- Fa – força de adesão;
- g – aceleração da gravidade;
- H - força de tração;
- H_h – altura da haste da ferramenta;
- h – elevação do solo que ocorre na frente da ferramenta;
- K_o – coeficiente de empuxo ao repouso;
- K_b – fator de inclinação da ferramenta;
- N_{ca} – fator do índice de adesão do solo.
- N_γ - fator de densidade do solo;
- N_c – fator do índice de coesão do solo;
- N_q – fator de sobretaxa vertical;
- N_{sc} - fator de coesão horizontal;
- N_{sy} - fator de fricção horizontal;
- P – reação do solo na região central acima da profundidade crítica;
- P_{dc} – reação do solo na região abaixo da profundidade crítica;
- Ps – peso da cunha de solo;
- P₂ – força que mobiliza as zonas laterais;
- q – sobretaxa de pressão vertical atuando na superfície do solo;
- R – força normal a superfície elevada à frente da ferramenta;

r – raio da crescente de ruptura, igual a distância de ruptura do solo à frente da ferramenta;

s – largura do solo mobilizado lateralmente;

SF_2 – força de fricção proporcionada pelas cunhas laterais;

T_{pa} – tensão de pré-adensamento;

v – velocidade de deslocamento da ferramenta;

Z – média de profundidade na qual o centróide da cunha de solo é localizado, com relação a superfície;

W – largura da ferramenta;

W' - largura efetiva da ferramenta;

W_h – largura da haste da ferramenta;

α - ângulo de ataque da ferramenta;

β - ângulo de ruptura do solo a frente da ferramenta;

δ - ângulo de atrito solo metal;

ϕ - ângulo de atrito interno do solo;

γ - densidade do solo;

μ - coeficiente de atrito interno do solo;

θ - teor de água no solo;

θ' - ângulo de atuação, com relação a horizontal, da tensão normal principal que atua na ferramenta;

τ – tensão de cisalhamento do solo;

τ_a – tensão de adesão solo-metal;

ρ - ângulo entre a parte central da cunha de ruptura e as linhas laterais de ruptura;

σ – tensão normal;

1 INTRODUÇÃO

A dinâmica do solo, como ciência que trata da mobilização do solo por ferramentas de preparo, começou a ser desenvolvida, em nível mundial, a partir da década de 20. Com o advento das duas grandes guerras mundiais e a conseqüente falta de recursos houve uma redução dos trabalhos de pesquisa nesta área, os quais foram retomados a partir da década de 50. Trata-se, portanto, de uma ciência bastante nova, na qual poucos trabalhos tem sido executados, apresentando, por isso, inúmeras possibilidades de desenvolvimento de pesquisas. O estudo da relação solo-máquina e a tentativa de estabelecimento de modelos matemáticos associados a esta relação, são a base desta ciência.

Atualmente, as pesquisas nesta área encontram-se bastante desenvolvidas nos Estados Unidos da América e na Europa, mas em regiões de solos tropicais, como o Brasil, são praticamente inexistentes. A aplicação de modelos matemáticos, que permitam calcular o esforço de tração de ferramentas de hastes não tem sido estudada para os solos do Rio Grande do Sul. Mesmo a nível mundial são poucas as pesquisas que buscam a validação

dos modelos existentes, para diferentes tipos de solos e combinações solo-ferramenta.

Surge então um questionamento de ordem geral: a relação solo-ferramenta e os modelos matemáticos obtidos com base em estudos realizados, principalmente em canais de solo nos Estados Unidos da América e Europa, são diretamente aplicáveis aos solos tropicais? A resposta a esta questão requer o conhecimento de aspectos como:

- Resistência que o solo oferece à ação de ferramentas que visam a sua mobilização;
- Conhecimento das interações que ocorrem entre os diversos parâmetros físicos do solo e sua relação com o esforço de tração;
- Comportamento do solo frente a cargas compressivas.

Para a realização deste trabalho partiu-se da hipótese de que as teorias e modelos matemáticos, desenvolvidos até o momento, os quais tratam de quantificar a relação solo-ferramenta, por terem sido desenvolvidas em condições diferentes daquelas aqui encontradas, precisam ser estudadas e relacionadas às condições dos solos do Rio Grande do Sul.

Neste sentido, procurou-se dar início à formação de um banco de dados com parâmetros físicos dos solos que apresentam importância na identificação da inter-relação solo-ferramenta de preparo. Através do correto conhecimento destes e da maneira como eles influenciam e são influenciados pela ação do equipamento de preparo, procurou-se analisar as respostas do solo frente às diferentes formas de transmissão das tensões, ocasionadas por ferramentas de trabalho de hastes providas de ponteiros estreitos (escarificadores).

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Dinâmica do solo

A dinâmica do solo procura correlacionar aspectos na interface máquina-solo, ou seja, utilizar as ferramentas da mecânica do solo em conjunto com parâmetros de projeto de máquinas agrícolas, com o objetivo de modelar o processo, e, desta forma, prever a maneira de como ocorrerá esta inter-relação.

Payne (1956), em trabalho onde procurava estabelecer a relação entre as propriedades mecânicas do solo e a performance de implementos de hastes, afirmava que as teorias da mecânica dos solos poderiam proporcionar novas idéias em projetos de máquinas agrícolas, reduzindo bastante o tempo gasto em trabalhos de campo.

Pode-se reduzir consideravelmente a quantidade de tempo e dinheiro gasto no projeto e desenvolvimento de máquinas e implementos de preparo do solo, se o seu comportamento dinâmico for melhor compreendido (Elijah e Weber, 1971).

Schafer (1984) definiu a dinâmica do solo como a relação existente entre as forças aplicadas e a reação resultante no solo, podendo proporcionar o adequado conhecimento das propriedades que quantificam a relação máquina-solo-planta.

Um conceito mais abrangente de dinâmica do solo foi apresentado por Schafer e Johnson (1990), que a definiram como a relação entre forças de deformação do solo e solo em movimento.

As pesquisas com dinâmica dos solos procuram estudar a relação entre forças que são aplicadas por máquinas e implementos agrícolas e a resultante reação do solo (Casão Junior e Chang, 1993).

O solo encontra-se submetido à ação de várias forças que produzem mudanças em seu estado ou condição. A magnitude da mudança produzida está relacionada com a magnitude das forças aplicadas. Para prever o comportamento do solo frente a uma ação externa, deve-se saber descrever as forças aplicadas e as reações produzidas (Sánchez-Girón, 1996).

A interação ocorrida entre o solo e a ferramenta de preparo pode ser analisada através de diferentes parâmetros de solo e da própria ferramenta, os quais servirão de base para os estudos aqui propostos.

Entre os parâmetros de solo encontram-se a tensão de cisalhamento, a coesão e o ângulo de atrito interno do solo. Os parâmetros da ferramenta considerados são o ângulo de ataque, a profundidade e a velocidade de atuação da ferramenta. Tais parâmetros são utilizados na elaboração de teorias e modelos matemáticos, que buscam quantificar e prever o esforço de tração produzido por ferramentas de hastes.

2.2 Resistência ao cisalhamento do solo

Para um melhor entendimento da inter-relação solo-ferramenta de preparo, deve-se, primeiramente, saber o que é e quais são os fatores que influenciam a resistência ao cisalhamento do solo. Esta pode ser definida como

a propriedade que o solo apresenta em suportar as cargas que lhe são impostas, conservando a sua estabilidade.

A resistência ao cisalhamento é uma das propriedades mais importantes do solo. Encontra-se diretamente relacionada aos contatos existentes entre as partículas do solo, os quais apresentam influência direta na resistência oferecida, pelo solo à deformação.

Lambe e Whitman (1979), definiram a resistência ao cisalhamento do solo, como a tensão de cisalhamento a ser aplicada para causar movimento relativo entre as partículas. A origem desta resistência encontra-se nas forças de atração que atuam entre as superfícies dos átomos das partículas. A resistência total ao cisalhamento (força de cada vínculo x número de vínculos por unidade de área) é proporcional à tensão normal que atua sobre as partículas. Diminuindo-se esta tensão normal, tem-se diminuída a resistência total ao cisalhamento.

Barata (1984) salientou que, para um melhor entendimento do que vem a ser cisalhamento, deve-se conhecer as regras básicas que regem o atrito:

- a) a resistência ao cisalhamento entre dois corpos é proporcional à força normal entre os corpos;
- b) a resistência ao cisalhamento entre dois corpos é independente das dimensões dos dois corpos.

De acordo com Sánchez-Girón (1996), a resistência ao cisalhamento do solo constitui uma medida de sua capacidade em suportar esforços tangenciais, sem romper, sendo uma propriedade que depende da natureza do solo, valor e forma das forças externas aplicadas.

Segundo Schjønning (1986), a resistência do solo apresenta importância não só em relação ao preparo, mas também no desenvolvimento das raízes, sendo determinada pelo tipo de solo, mas também altamente dependente do teor de água e estrutura do solo.

Witney (1996) salientou que a resistência ao cisalhamento do solo é originada de uma combinação de duas de suas propriedades: a tensão de coesão e a resistência ao atrito.

Já em 1776, Coulomb verificou que a ruptura do solo por uma tensão cisalhante ocorre num determinado plano, no qual a tensão tangencial ou cisalhante aplicada, iguala-se à soma da coesão entre as partículas do solo com a tensão máxima de atrito gerada pelo deslocamento relativo entre as superfícies que se formam após a ruptura.

A resistência ao cisalhamento é obtida pelo ensaio de cisalhamento direto. Este ensaio também possibilita a obtenção dos valores da coesão e do ângulo de atrito interno do solo.

Conforme Ortigão (1995), o cisalhamento direto é o pioneiro dos ensaios de solo, permitindo o estudo da resistência em um único plano de ruptura.

Gill e Vanden Berg (1968) informaram que este ensaio permite controlar a ruptura do solo proporcionando simultaneamente meios para determinar, de forma apropriada, as tensões envolvidas.

Para Head (1982), trata-se de um ensaio bastante simples, que permite medir rapidamente a força de cisalhamento do solo em termos de tensões totais.

No ensaio de cisalhamento direto uma amostra de solo é colocada em uma caixa bipartida, composta de uma seção superior e outra inferior, as

quais são destacáveis e deslocáveis. O contato da amostra com o fundo da caixa se faz através de placas dentadas porosas ou não, dependendo das condições de drenagem que se queiram impor durante o ensaio. Aplica-se uma força normal (N), mantida constante durante o ensaio, aumentando-se em seguida a força tangencial (T) (cisalhante), gradativamente, provocando-se o deslocamento de uma seção da caixa em relação a outra, até obter-se a ruptura (por cisalhamento) ao longo do plano de contato entre as duas seções da caixa. As tensões normal e cisalhante no plano de ruptura são respectivamente, $\sigma = N/a$ e $\tau = T/a$, onde a é a área da seção transversal da amostra (Bernacki et al., 1972; Head, 1982; Ortigão, 1995).

Desta forma, conforme Gill e Vanden Berg (1968), após a execução de vários testes, com diferentes tensões normais, é possível plotar-se os pontos da tensão máxima de cisalhamento (τ) versus a tensão normal (σ), cuja distribuição é descrita por uma reta, tendo-se o gráfico $\tau = f(\sigma)$, obtendo-se a coesão (C) e o ângulo de atrito interno do solo (ϕ) (Figura 1).

A inclinação da reta define o ângulo de atrito interno do solo, enquanto que a interseção da continuação da linha até o eixo de (τ) define a coesão. Esta linha, vem a ser representada pela equação de Coulomb, que é representada como:

$$\tau = C + \sigma \operatorname{tg}\phi \dots\dots\dots(1)$$

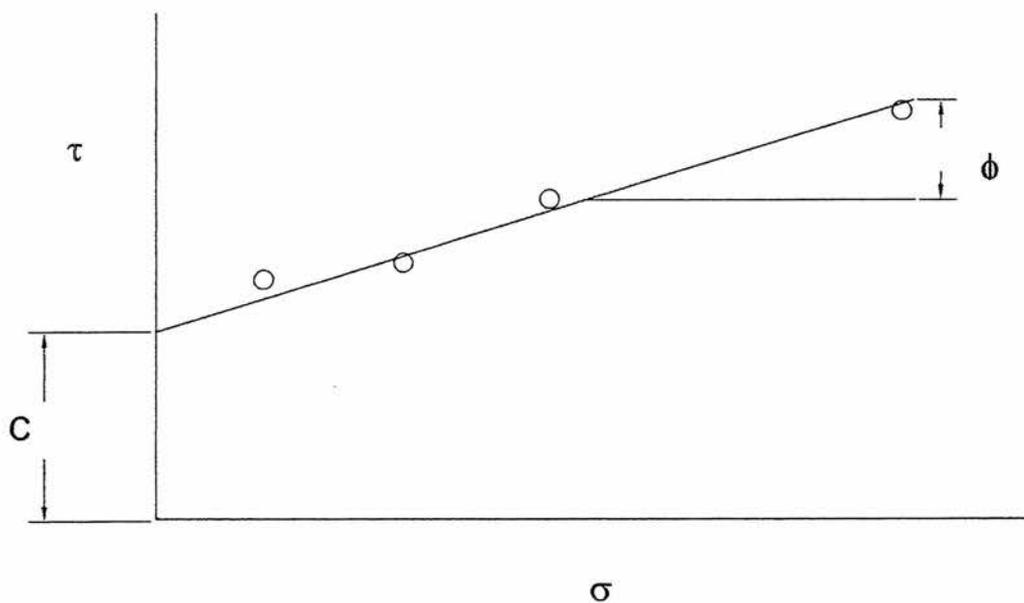


FIGURA 1 – Retra traçada a partir dos diferentes pontos de $\tau \times \sigma$, com indicação de C e ϕ .

De acordo com Ashburner e Sims (1984), a equação de Coulomb pode ser representada por diferentes formatos de gráficos, os quais encontram-se relacionados ao tipo de solo, conforme pode ser observado na Figura 2.

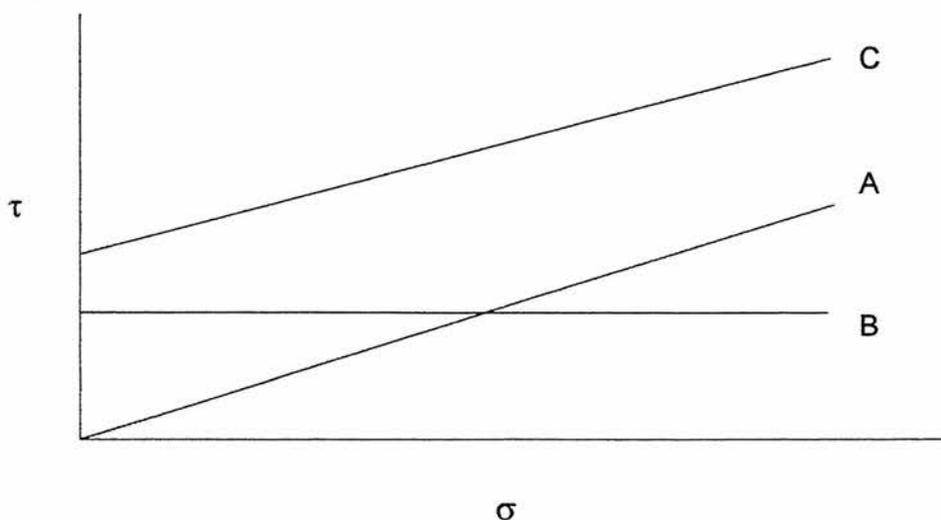


FIGURA 2 – Gráficos τ máximo versus σ para diferentes tipos de solo; **A)** arenoso seco, **B)** argiloso úmido e **C)** franco úmido (fonte: Ashburner e Sims, 1984).

Segundo Schafer et al. (1968), a coesão e ângulo de atrito interno descrevem somente uma situação, na qual ocorre a ruptura por cisalhamento do solo.

Os valores de coesão e resistência ao atrito das partículas do solo são muito variáveis e dependentes do teor de água, tamanho das partículas, tamanho e forma dos agregados e grau de consolidação do solo. Por existirem várias combinações destes fatores e deles com outros, somente a medida direta da coesão e atrito permite obter a verdadeira resistência ao cisalhamento do solo em uma determinada condição (Ashburner e Sims, 1984).

O'Callaghan e McCullen (1965) salientam que devido ao atrito entre a ferramenta de preparo e o solo, ocorre o desenvolvimento de tensões de cisalhamento na interface solo-ferramenta e no solo à frente da ferramenta.

Conforme Plasse et al. (1985), na mecânica dos solos, o solo é caracterizado pela sua densidade, ângulo de atrito interno e coesão, enquanto que o efeito da interface solo-implemento é geralmente relatado em termos de adesão e ângulo de atrito solo-ferramenta.

As curvas tensão versus deformação assumem diferentes formas, associadas às características dos diferentes tipos de solos, e encontram-se representadas na Figura 3 (Gill e Vanden Berg, 1968; Ashburner e Sims, 1984).

De acordo com Tijink (1988) além do tipo de solo, também a densidade e o teor de água no solo influenciam o formato destas curvas.

Outro fato importante, salientado por Gill e Vanden Berg (1968), refere-se à localização da máxima tensão de cisalhamento, a qual encontra-se no pico nas condições **A** e **C** e no platô na condição **B** (Figura 3).

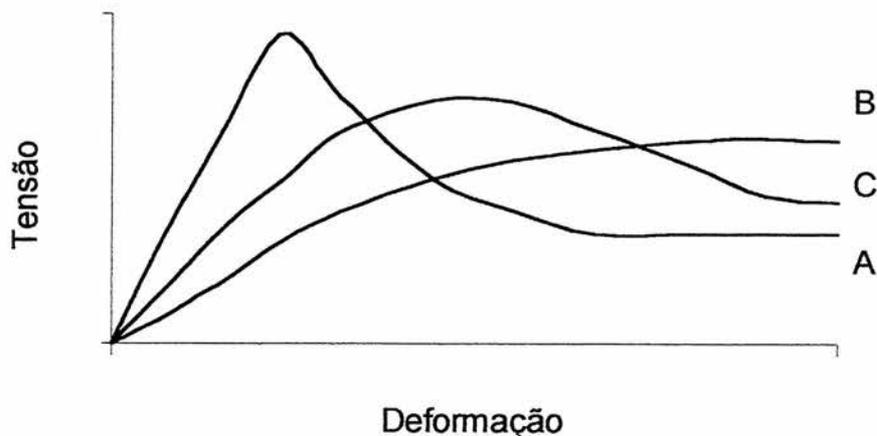


FIGURA 3 – Curvas tensão versus deformação para diferentes tipos de solos. **A)** solo argiloso compactado e seco; **B)** solo arenoso e seco e **C)** solo franco (fonte: Ashburner e Sims, 1984).

Na condição **A** (Figura 3), o cisalhamento ocorre devido a quebra de agregados que encontravam-se cimentados, refletindo alta coesão. Na condição **B** tem-se o extremo oposto, ou seja, o solo é bastante “solto” apresentando baixa coesão. A maioria dos solos agrícolas deve apresentar-se conforme o caso **C** (Ashburner e Sims, 1984).

De acordo com Tijink (1988), após o valor máximo da tensão de cisalhamento, ter sido atingido, esta curva decresce para um valor residual (devido ao atrito do solo).

Schjønning (1986), estudando a resistência ao cisalhamento do solo, em amostras indeformadas e condições controladas de teor de água, verificou que o tipo de solo influencia fortemente a resistência ao cisalhamento e que diferenças ocorridas no estado de tensão do solo estão relacionadas às práticas de preparo, podendo ser determinadas em laboratório, através de ensaios de cisalhamento do solo.

McKyes et al. (1994) realizaram um experimento caracterizando as curvas tensão-deformação, resistência ao cisalhamento, a coesão e o ângulo

de atrito interno de dois solos franco arenosos, com diferentes teores de água. Observaram que para teores de água acima de $0,10\text{kg.kg}^{-1}$, a curva tensão-deformação apresentou um comportamento plástico, onde a resistência ao cisalhamento cresceu continuamente sem apresentar picos de tensão de cisalhamento. Já para teores de água abaixo de $0,10\text{kg.kg}^{-1}$, solo mais seco, as curvas apresentaram um comportamento mais quebradiço, onde a tensão de cisalhamento máxima ocorreu em torno de 3 a 4mm de deformação da amostra. Após atingir este nível, a tensão de cisalhamento reduziu-se e manteve novo nível, inferior ao máximo (tensão residual). Analisando os gráficos de $\tau \times \sigma$, verificaram que as retas apresentaram inclinações bastante próximas, com ϕ variando de 34° a 37° ; entretanto, a coesão aumentou consideravelmente com o decréscimo do teor de água.

2.3 Compressibilidade do solo

O comportamento mecânico do solo pode ser quantificado pelas mudanças ocorridas no espaço poroso, em resposta à aplicação de tensões (Hettiaratchi e O'Callaghan, 1980).

O estudo da compressibilidade dos solos possibilita a identificação do máximo carregamento que o mesmo pode suportar, sem apresentar deformações permanentes. A utilização, nas operações agrícolas, de máquinas com maior capacidade de trabalho e, normalmente, com maior massa, torna importante o estudo e conhecimento da compressibilidade dos solos, pois desta forma pode-se evitar a ocorrência de deformações que venham a proporcionar problemas de consolidação dos solos (Machado e Trein, 2000).

A compressibilidade do solo pode ser correlacionada com a facilidade com que um solo decresce em volume quando lhe é imposta uma

carga mecânica. O processo que descreve a diminuição de volume do solo, devido à aplicação de uma carga externa é denominado de compressão (Gill e Vanden Berg, 1968; Head, 1982; Bradford e Gupta, 1986; Dias Junior e Pierce, 1996).

De acordo com Curi (1993), a compressibilidade é a propriedade de um solo relativa à suscetibilidade a decrescer em volume, quando sujeito a uma carga ou força.

A compressibilidade é uma característica dependente principalmente da textura e grau de compactação antecedente (Carpenedo et al. 1995a; Stone e Ekwue, 1996).

Segundo Dias Junior e Pierce (1996), a compressibilidade do solo é função de fatores externos, caracterizados pelo tipo, intensidade e frequência da carga aplicada e fatores internos influenciados pela história de tensões, teor de água, textura, estrutura e densidade do solo.

Conforme Lafond et al. (1992), a seqüência de culturas implantadas e a história de uso de um determinado solo apresentam influência nas características de compressão do solo. As culturas influenciam o comportamento da compressão do solo através de seu efeito na matéria orgânica, umidade, estrutura do solo e regime de tráfego de máquinas.

A compressão do solo dá-se devido a quatro fatores: exclusão de ar ou água dos poros; rearranjo das partículas do solo; compressão e deformação das partículas sólidas e compressão do líquido e gás dentro dos poros (Head, 1982; Bradford e Gupta, 1986).

Segundo Bradford e Gupta (1986), o mecanismo pelo qual a compressão ocorre deve-se à aplicação de cargas, que são gradualmente transferidas da água contida nos poros para a matriz do solo, sendo

denominado de consolidação, que juntamente com a compressibilidade não deve ser confundido com a compactação do solo. A compactação descreve uma mudança de volume, sendo a máxima densidade na qual um solo pode ser armazenado, em virtude da aplicação de uma certa quantidade de energia.

Para a mesma condição, o fator que governa a quantidade de deformação que poderá ocorrer no solo é o teor de água. Assim, quando os solos estão mais secos, sua capacidade de carga pode ser suficiente para suportar as pressões aplicadas. Portanto, a preocupação com a suscetibilidade do solo à compactação reside na definição de qual o teor de água mais adequado para a execução das operações motomecanizadas e estimativa de quanto de deformação ocorrerá no solo, quando as pressões aplicadas excederem a sua capacidade de suporte (Dias Junior e Pierce, 1996).

Ortigão (1995), analisando ensaios oedométricos realizados com areias e argilas, observou, para areias, que a curva apresentou uma fase inicial quase horizontal, onde praticamente não há variação do índice de vazios com o aumento da tensão vertical. Quando atingiu tensões verticais muito elevadas, da ordem de 10MPa, as deformações volumétricas passaram a ser sensivelmente maiores. Analisando a distribuição granulométrica antes e após os ensaios, verificou que este fenômeno deveu-se à quebra dos grãos, a qual provocou aumento da compressibilidade volumétrica. Salaria que, para todos os materiais ensaiados, foi possível determinar um valor de tensão vertical a partir do qual as deformações volumétricas aumentam rapidamente. Em argilas, analisou ensaios onde a tensão vertical foi estabelecida em estágios crescentes e após, descarregada. No material analisado observou que logo no início da curva, há um trecho de recompressão, em que a amostra está sendo reconduzida às tensões "in situ" e onde as deformações são relativamente

pequenas. Após uma curvatura acentuada, há um trecho retilíneo, denominado de "reta virgem", em que a amostra sofre grandes deformações com o aumento das tensões verticais. A tensão vertical correspondente ao início da reta virgem é denominada de tensão de pré-adensamento ou pré-consolidação. O conhecimento do valor desta tensão é muito importante pois é a fronteira entre deformações relativamente pequenas e deformações muito grandes. Outra informação, destacada por Ortigão (1995), diz respeito ao comportamento dos solos argilosos, que são influenciados pela maior pressão vertical a que já estiveram submetidos anteriormente, algo como uma "memória do passado" ou uma "história de tensões".

Stone e Ekwue (1996), estudando a incorporação de matéria orgânica ao solo e seu efeito na compressibilidade do mesmo, observaram que adições de matéria orgânica a amostras de solo secas ao ar, na ordem de 4, 8 e 12%, proporcionaram aumento do índice de vazios e portanto da porosidade. Verificaram também que devido a este aumento de porosidade houve um acréscimo na compressibilidade devido à aplicação de cargas mecânicas.

Lafond et al. (1992), analisando a compressibilidade em solos argilosos, não conseguiram correlacioná-la com a agregação do solo, conteúdo de carbono orgânico e densidade de raízes. No entanto, observaram que diferentes culturas, por reduzirem o teor de água do solo, devido à evapotranspiração, podem reduzir a suscetibilidade do solo à compressão. Também observaram que o teor de água é o fator que mais afetou a compressibilidade.

Salire et al. (1994) observaram que, solos com maior teor de argila e/ou com arranjo estrutural mais forte, são menos suscetíveis à compressão,

quando da aplicação de carregamentos em um curto espaço de tempo, a exemplo com o que ocorre com o tráfego de máquinas sobre o solo.

Conforme Dias Junior e Pierce (1996), a curva de compressão do solo tem sido utilizada para simular as reduções de volume dos solos, representando graficamente a relação entre o logaritmo da tensão aplicada e algum parâmetro relacionado com o arranjo das partículas e/ou agregados do solo, como o índice de vazios ou a densidade do solo.

Em situações nas quais o solo ainda não tenha sofrido tensões prévias, a relação acima descrita vem a ser linear e qualquer pressão aplicada ao solo proporcionará deformações plásticas, isto é, não recuperáveis. No entanto, se o solo já sofreu carregamentos anteriores, as deformações provocadas por novas pressões podem ou não vir a ser recuperáveis. Logo, torna-se importante o conhecimento da "história de tensões" a que o solo foi submetido, bem como o efeito do teor de água no momento da realização das operações agrícolas, no sentido de evitar-se maiores danos ao solo.

A preocupação com relação a suscetibilidade do solo à compressão, reside na definição de quando o solo está com o teor de água adequado para a execução das operações motomecanizadas e estimativa da deformação que ocorrerá, quando as pressões aplicadas excederem a sua capacidade de suporte. Desta forma, o teor de água adequado indicará a máxima pressão que o solo pode suportar sem a ocorrência de compactação adicional (Dias Junior e Pierce, 1996).

Machado e Trein (2000), estudando a compressibilidade de dois solos do Rio Grande do Sul, um Planossolo e outro Latossolo Vermelho-Escuro, em três diferentes níveis de teor de água observaram que, quando os dois solos encontram-se nas suas fases friável e seca, as pressões de pré-

consolidação são muito próximas, demonstrando que, nestas condições de teor de água, tanto um quanto outro solo resistem a carregamentos semelhantes, antes de sofrer grandes deformações. Entretanto, quando ambos os solos encontram-se na sua fase plástica, observaram que o Latossolo Vermelho-Escuro, de textura argilosa, apresentou uma resistência à deformação bem menor do que o Planossolo, de textura arenosa, com valor praticamente igual a metade deste último. Concluíram que, no caso de operações com máquinas agrícolas realizadas com o solo em seu estado de friabilidade, seria possível utilizar-se tratores cujos rodados proporcionem uma pressão de contato máxima de 85kPa, para evitar prejuízos em termos de deformações volumétricas dos mesmos.

A curva de compressão do solo correlaciona o índice de vazios à pressão aplicada (Figura 4), permitindo a obtenção da tensão de pré-adensamento do solo (Stone e Ekwue, 1996).

Este índice divide a curva em duas porções. A primeira, anterior à tensão de pré-adensamento, chamada de trecho pré-adensado, caracteriza deformações pequenas, elásticas e recuperáveis, representando os níveis de pressão anteriormente experimentados pelo solo. Já o segundo trecho, posterior à pressão de pré-adensamento é denominado de trecho virgem ou reta de compressão virgem, caracterizando deformações maiores, as quais são plásticas e não recuperáveis (Lebert e Horn, 1991).

Portanto, o solo deve ser cultivado ou trafegado nas condições referentes ao trecho pré-adensado da curva de compressão, isto é, deve-se evitar a aplicação de pressões maiores do que aquelas previamente experimentadas pelo solo, no sentido de evitar-se danos maiores à estrutura do mesmo (Lebert e Horn, 1991; Dias Junior e Pierce, 1996).

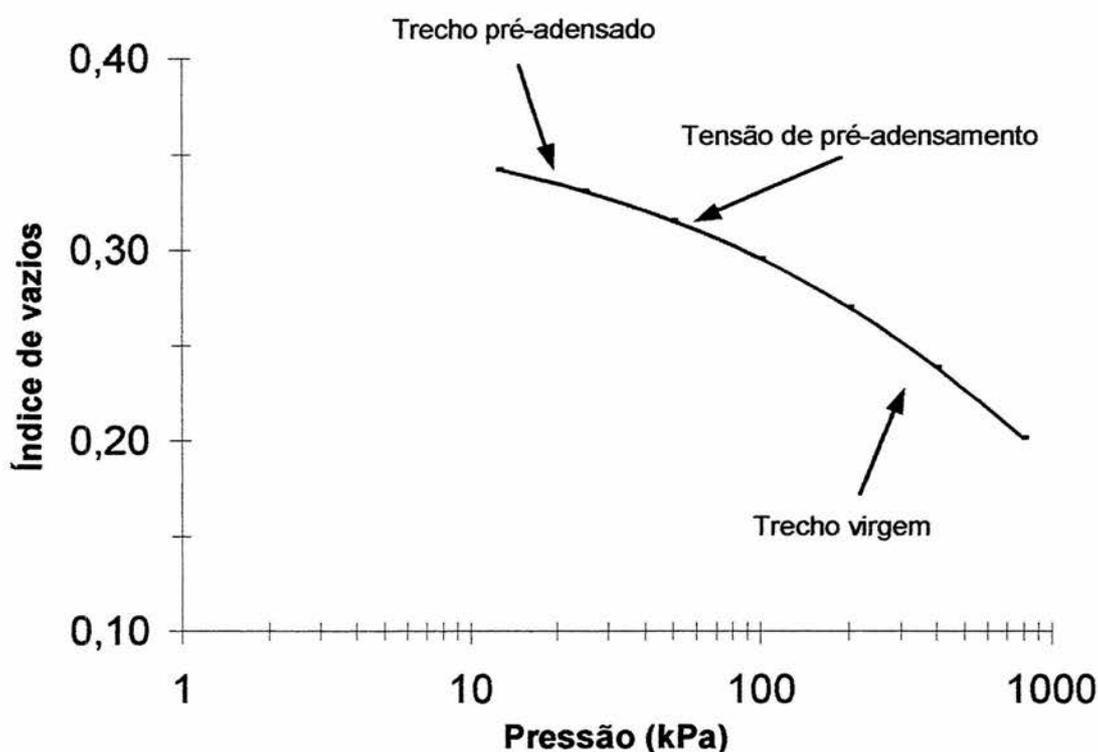


FIGURA 4 – Exemplo de curva de compressão do solo.

Salire et al. (1994) não encontraram relação entre a quantidade de argila ou o índice de plasticidade e a tensão de pré-adensamento. Verificaram que solos com maior densidade geralmente apresentam maiores valores de tensão de pré-adensamento. Conforme estes autores, isto implica que quando o solo é submetido a carregamentos de curta duração, como o tráfego de máquinas, as características estruturais exercem maior influência na tensão de pré-adensamento do que as características texturais.

Carpenedo et al. (1995b), avaliando a tensão de pré-adensamento, a qual denominaram "pressão-crítica", em três solos do Rio Grande do Sul, sob diferentes sistemas de manejo, verificaram que esta foi significativamente mais elevada nos casos em que os solos apresentaram teores de água menores, o que, segundo os autores, é uma informação importante para a mecanização agrícola, pois os resultados indicam os limites de pressões externas que os solos, sob sistemas de manejo, suportam sem que haja significativa deformação estrutural.

Desta forma, a pressão de pré-adensamento deve ser a máxima pressão aplicada ao solo, para que não ocorra maior compactação no mesmo.

Kassa (1992) apud Dias Junior e Pierce (1996), demonstrou que a pressão crítica, pressão sobre a qual os agregados sofrem cisalhamento, é maior que a tensão de pré-adensamento, em qualquer umidade, implicando que a pressão crítica localiza-se na reta de compressão virgem. Portanto a pressão crítica que o solo pode suportar, em diferentes umidades, sem causar compactação adicional, deve basear-se na tensão de pré-adensamento.

2.4 Atributos físicos do solo

Entre os demais atributos físicos que apresentam importância para a caracterização do solo e estudo da relação solo-ferramenta de preparo estão a textura, porosidade, densidade, densidade dos sólidos, índice de plasticidade e limite de contração.

Conforme Earl (1997), uma indicação do estado mecânico do solo e seu provável comportamento sob carregamento, pode ser obtida através de um grupo de parâmetros, tais como: resistência ao cisalhamento, densidade do solo e limites de plasticidade, todos dependentes do conteúdo de água do solo.

O termo textura refere-se à proporção relativa das frações granulométricas que compõem a massa do solo. Diz respeito a granulometria do material sólido integrante de cada horizonte, ou seja, o material mineral. Convencionalmente refere-se a frações de diâmetro igual ou inferior a 2mm (Oliveira et al., 1992).

Danielson e Sutherland (1986) salientam que a estrutura do solo pode ser medida de várias maneiras, mas muitas vezes é mais interessante avaliá-la pelo conhecimento da quantidade, tamanho, configuração ou distribuição dos poros do solo.

A utilização anterior dada ao solo e o teor de água contido no mesmo, na época de preparo, influenciam significativamente a estrutura do solo resultante de um determinado tipo de preparo (Ojeniyi e Dexter, 1979).

De acordo com Blake e Hartge (1986a) a densidade do solo é a relação entre a massa do solo e o volume total do solo. O volume total do solo inclui o volume dos sólidos e dos poros.

A densidade do solo pode ser utilizada no cálculo da porosidade e estimativa da compactação do solo (Pauletto e Turatti, 1995).

A densidade varia de acordo com a condição estrutural do solo e por isto é muitas vezes utilizada como uma medida da estrutura do solo. Para solos semelhantes, a densidade obtida deve ser descrita em conjunto com o teor de água no momento da amostragem.

Ohu e Folorunso (1989), trabalhando com um solo franco arenoso, observaram que conforme aumentou o número de passadas com um trator, que proporcionou 31kPa de pressão de contato média com o solo, a densidade do solo e resistência à penetração tenderam a aumentar.

Stafford (1979) observou que a densidade tem um pequeno efeito sobre o esforço de tração, para uma ferramenta de hastes de preparo do solo.

Sojka et al. (1997), estudando o efeito de vários tipos de preparo nas propriedades físicas de solos da Nova Zelândia, observou que a densidade não demonstrou ser uma propriedade eficaz para a medida dos efeitos produzidos pelos preparos de solo.

Entretanto, de acordo com Chen et al. (1998), tem aumentado a atenção que vem sendo dada ao estudo da densidade do solo, principalmente, por tratar-se de uma variável importante na determinação de vários processos físicos no solo como, por exemplo, a verificação de sua mudança estrutural. Salientaram ainda que a alteração da densidade pelo processo de preparo do solo pode ser considerada na escolha e utilização das práticas de manejo do solo e cultura. Manejando adequadamente o solo, o processo de preparo induzirá a mudanças na densidade, que trarão benefícios ao desenvolvimento das raízes, proporcionando uma boa produtividade na colheita.

Hakansson (1990) utilizou um índice, densidade atual do solo dividida pela densidade do mesmo após a aplicação de uma pressão vertical da ordem de 200kPa, como um avaliador da produtividade em função da densidade do solo.

Way et al. (1995), utilizaram a densidade do solo como um dos fatores para a avaliação do efeito da altura das garras de pneus de trator na compactação do solo. Verificaram que esta variável foi afetada significativamente, em regiões logo abaixo da superfície do solo, tanto em solo arenoso quanto em solo argiloso.

Em trabalho onde procuraram desenvolver um modelo para estimar a densidade do solo em vários sistemas de preparo, em solos com diferentes

texturas, Chen et al. (1998) observaram que a densidade do solo foi modificada pelo tipo de preparo primário, pela profundidade de execução do mesmo e pelo tipo de preparo secundário. A quantidade de argila foi o fator que mais influenciou a densidade do solo em profundidades superiores a 0,3m, enquanto que a matéria orgânica apresentou influência até 0,2m de profundidade, em solo não preparado.

A densidade dos sólidos diz respeito à densidade das partículas, sendo expressa como a relação da massa total das partículas sólidas por seu volume total, excluindo-se os espaços porosos entre as partículas, (Blake e Hartge, 1986b).

Segundo Pauletto e Turatti (1995), o conhecimento da densidade dos sólidos é de fundamental importância para o cálculo da porosidade total do solo e velocidade de sedimentação das partículas, em estudos que envolvam transporte das partículas de solo pela água ou pelo vento, podendo dar inclusive uma idéia da composição mineralógica dos solos.

Ashburner e Sims (1984) informam que os limites que definem a porcentagem máxima e mínima do teor de água no solo e seu estado plástico são os chamados limites de Atterberg, definidos como limite superior e inferior de plasticidade. A diferença entre os referidos limites denomina-se de índice de plasticidade. Os fatores que afetam este índice são:

- a) quantidade de argila (maior quantidade de argila aumenta o índice de plasticidade);
- b) tamanho das partículas de argila (argilas com partículas menores proporcionam um maior índice de plasticidade);

c) conteúdo de matéria orgânica (aumentando a quantidade de matéria orgânica eleva-se o índice de plasticidade, permitindo que o solo mantenha sua friabilidade com maior umidade);

d) tipo de argila (argilas com maior superfície específica proporcionam valores mais elevados de índice de plasticidade);

Ojeniyi e Dexter (1979), estudando o teor de água máximo no solo para o qual o preparo produziu um maior número de pequenos agregados e uma menor quantidade de poros maiores, observaram que esta situação ocorreu a 90% do limite inferior de plasticidade do solo estudado, o qual possuía textura da ordem de $0,51\text{kg.kg}^{-1}$ de areia, $0,17\text{kg.kg}^{-1}$ de argila e $0,32\text{kg.kg}^{-1}$ de silte, sendo o limite inferior de plasticidade encontrado de $0,195\text{kg.kg}^{-1}$.

O limite de contração está relacionado ao teor de água máximo que o solo contém, abaixo do qual não ocorre contração. Ashburner e Sims (1984), salientam que a situação ótima para o trabalho com máquinas de preparo do solo ocorre quando este apresenta condições ótimas de umidade, as quais normalmente ocorrem entre o limite de contração e o limite inferior de plasticidade.

2.5 Ruptura do solo

Para Vanden Berg (1966), a operação com ferramentas de preparo do solo encontra-se sujeita a três sistemas de forças independentes; peso, forças do solo e forças que atuam entre a ferramenta e o seu movimento inicial. Quando o movimento é uniforme, estes três sistemas de forças encontram-se em equilíbrio.

Conforme Spoor (1988), a mobilização do solo pode ser feita de maneira a deformá-lo ou rompê-lo, de três maneiras; quebradiça, compressiva ou elástica. O rompimento quebradiço ocorre quando o solo é carregado de modo compressivo, deformando-se ao longo de bem poucos e definidos planos de cisalhamento, produzindo um efeito de afrouxamento no solo. O rompimento compressivo, também ocorre como resultado de um carregamento compressivo mas neste caso o solo rompe-se ao longo de muitos planos e é compactado. Tensões elásticas podem causar rompimento elástico, a densidade do solo decresce com as fissuras e rachaduras abertas na superfície; o solo entre as fissuras mantém-se pouco alterado.

Existem diferentes teorias que relacionam principalmente os parâmetros de resistência ao cisalhamento utilizados na equação de Coulomb com o modelo de ruptura do solo.

Payne e Turner (1959) e Gill e Vanden Berg (1968) informam que a principal característica na ruptura do solo por ferramentas inclinadas é a repetição das superfícies de ruptura, devido ao cisalhamento do solo, originando um padrão reconhecível, o qual forma pequenos blocos de solo à frente da ferramenta.

A superfície de ruptura para uma ferramenta reta inclinada e simétrica apresenta o formato semelhante ao de um triângulo (Figura 5), onde o rompimento do solo dá-se com um ângulo β , conforme a relação abaixo, (Ashburner e Sims, 1984):

$$\beta = 45^\circ - \phi/2 \dots\dots\dots(2)$$

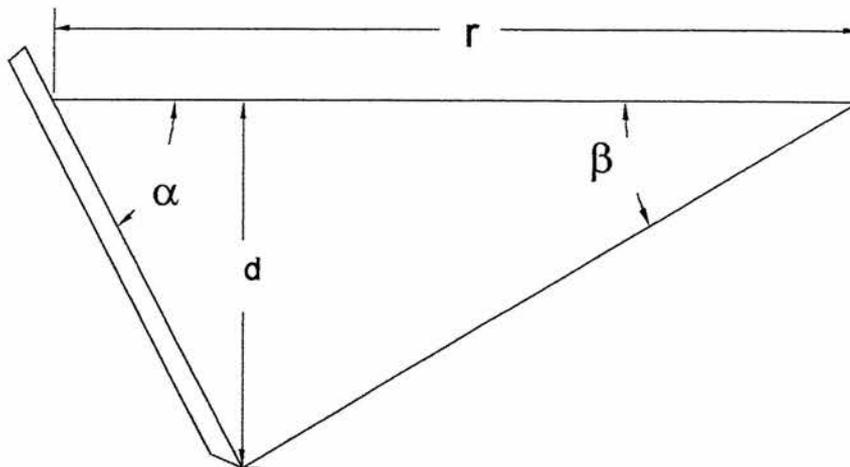


FIGURA 5 – Modelo de ruptura do solo produzido por uma ferramenta inclinada. Onde: r – distância de ruptura do solo à frente da ferramenta, α - ângulo de ataque da ferramenta e β - ângulo de ruptura do solo à frente da ferramenta (fonte: Ashburner e Sims, 1984).

Payne (1956) observou que tanto em areia úmida, em caixa de solo, quanto no campo, o rompimento do solo, à frente de uma ferramenta estreita e não inclinada, ocorre da seguinte maneira: inicialmente há uma pequena elevação do solo, de forma aproximadamente circular, sendo que a ruptura desta elevação não ultrapassa as laterais da ferramenta e, à medida que a ferramenta é movimentada, uma segunda zona de ruptura é formada. O formato desta nova zona de ruptura é o de duas linhas retas que saem das laterais da ferramenta convergindo para uma posição central e à frente desta, formando um triângulo isósceles, cuja base é a ferramenta. Com o deslocamento da ferramenta, esta segunda zona passa a comportar-se como sendo uma parte da ferramenta, de forma a dividir a primeira zona de ruptura, e as próximas que ocorrem, ao longo de uma linha central empurrando as duas

metades formadas, lateralmente, a fim de permitir a sua passagem (Figuras 6 e 7). Em condições de campo, observou que o formato de ruptura, embora seja o mesmo, muitas vezes aparenta ser diferente, isto é, em algumas ocasiões não é possível observar-se claramente a sucessão de zonas de ruptura. Tal fato foi atribuído ao deslocamento dos torrões formados durante a passagem do equipamento, o que disfarça o formato de ruptura do solo.

Nichols e Reaves (1958), estudando a reação do solo frente a vários tipos de subsoladores, verificaram que, com um implemento de haste vertical, conforme este avança, cresce a pressão no solo, até que o solo é movido para cima, no sentido de menor resistência. À medida que o implemento continua avançando, uma porção de solo move-se junto com a haste do equipamento, atuando como uma cunha. Notaram que o atrito desta cunha é bem maior do que aquele produzido quando o solo se desloca sobre o metal e que seu formato segue o de uma curva exponencial.

O'Callaghan e McCullen (1965), observaram que o modelo de ruptura do solo produzido por ferramentas que trabalham verticalmente é similar ao proporcionado por ferramentas que são colocadas inclinadas com relação ao seu deslocamento.

Elijah e Weber (1971), estudando o rompimento do solo proporcionado por ponteiros estreitos, verificaram a ocorrência de quatro diferentes formatos (modelos) de rompimento do solo. A transição de um formato para o outro ocorreu em função da velocidade de trabalho da ferramenta, textura e teor de água presente no solo.

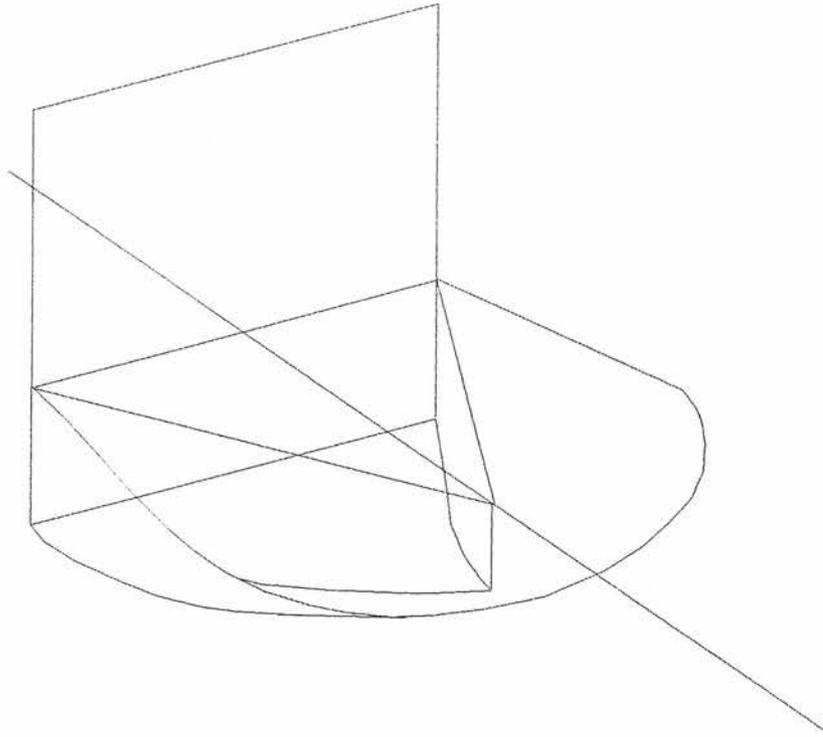


FIGURA 6 – Cunha de solo formada à frente da ferramenta em deslocamento (fonte: Payne, 1956).



FIGURA 7 – Ruptura do solo provocada por uma haste reta (fonte: Machado, 1992).

Stafford (1979), analisando o desempenho de uma haste rígida, em termos de forças atuantes e tipos de ruptura do solo, num determinado grupo de umidades e velocidades de trabalho, verificou a ocorrência de dois diferentes tipos de ruptura no solo, os quais foram associados ao teor de água contido no solo. Saliou que a suposição dada pelo critério de Coulomb, de que o solo rompe-se como um material quebradiço, não é válida quando o solo possui um elevado teor de água.

Quando a ferramenta é deslocada no solo, este se rompe numa série de cunhas. Estas cunhas movem-se sobre a superfície da ponteira do escarificador, quebrando-se, sendo continuamente substituídas por outras (Plasse et al., 1985).

Weise e Einchorn (1997) verificaram que o modelo de ruptura do solo obtido com a utilização de ferramentas aladas, não foi exatamente o mesmo daquele baseado nos preceitos de Mohr-Coulomb. Atribuíram isto à ocorrência da formação, movimentação e elevação de blocos de solo, causados principalmente pela grande quantidade de cobertura vegetal presente no campo.

2.6 Fatores que afetam o esforço de tração

Kruger e Palmer (1982) consideraram que, além do conhecimento da relação entre profundidade e velocidade de trabalho, também vem a ser importante o conhecimento dos efeitos do teor de água do solo no esforço de tração, em uma operação de preparo do solo, a fim de melhorar as operações de campo e a interação trator-implemento.

A falta de homogeneidade do solo, associada à maneira complexa com que o solo se rompe, dificulta a medição da interação entre forças que atuam no solo e sua interação com ferramentas de preparo. O conhecimento da distribuição das forças que atuam sobre as ferramentas de preparo e sua movimentação através do solo tem duas aplicações. Primeiro, auxiliar no projeto, avaliando as condições e carregamentos a que uma ferramenta encontra-se sujeita durante a aplicação. Segundo, proporcionar um modo capaz de quantificar as propriedades dinâmicas do solo, quando do estudo da mecânica do preparo do solo (Glancey et al. 1989).

Para projetar uma ferramenta de preparo do solo, teoricamente, são necessárias técnicas mecânicas para determinar a melhor geometria e desempenho da ferramenta. Os critérios para a obtenção destas duas condições podem incluir a identificação do esforço de tração necessário, o volume de solo rompido, a maneira como o solo desloca-se sobre a ferramenta e as forças que atuam sobre a mesma, entre outros. Quando as ferramentas são projetadas e seu desempenho predito, o tempo consumido e os custos dos procedimentos de testes de modelos ou protótipos podem ser consideravelmente reduzidos (McKyes, 1978).

Conhecimentos mais precisos sobre as forças atuantes nas ponteiros de escarificadores permitem, ao projetista, utilizar os materiais de construção de forma mais eficiente, sem o comprometimento da segurança, reduzindo, desta forma, os custos de aquisição e operação deste tipo de equipamento (Palmer et al. 1983).

O projeto de ponteiros de escarificadores torna-se mais fácil se for possível prever analiticamente as diferentes forças que atuam na ferramenta e a mobilização de solo por ela provocada. Gupta et al. (1989) também

concordam que o tempo gasto e o custo nos testes de modelos ou protótipos, em canais de solo ou no campo, podem ser bastante reduzidos, se for possível projetar teoricamente o implemento e prever a sua performance.

O estudo dos esforços que atuam em máquinas e implementos agrícolas vem a ser um dos parâmetros que maior contribuição promove para a solução dos problemas com mecanização no meio rural. A elaboração de projetos mais apropriados, a eliminação do desperdício e o uso adequado de máquinas e implementos dependem destas informações (Casão Junior e Chang, 1993).

Summers et al. (1986) salientaram que o conhecimento dos esforços de tração proporcionados por ferramentas de preparo do solo são importantes na seleção dos sistemas de preparo. O trator a ser utilizado vem a ser melhor especificado quando existem boas informações à respeito da necessidade de potência e esforço de tração exigidos em diferentes tipos de solos.

O esforço de tração e o tempo disponível para a realização das tarefas agrícolas normalmente ditam a potência necessária de um trator numa propriedade agrícola. Como o trator é o maior investimento de capital numa propriedade, o conhecimento do correto esforço de tração se faz necessário na tomada de decisão relativa ao maquinário agrícola. Além disso, a otimização do uso da energia é um importante critério no projeto de uma máquina agrícola (Mielke et al., 1994).

Payne e Turner (1959) salientaram que o esforço de tração e área de solo mobilizado por hastes inclinadas, estão relacionados, principalmente, com o ângulo de ataque da ferramenta. Verificaram também que para ângulos de ataque mais agudos ocorreu um aumento da distância de ruptura do solo à frente da ferramenta, da largura de solo mobilizado, da força vertical que auxilia

a penetração da ferramenta no solo e uma diminuição do esforço de tração. Concluíram que o ideal é que este ângulo seja menor do que 45° .

Dransfield et al. (1964) observaram que, em solos leves (não compactados) o esforço de tração de uma ferramenta vertical cresce linearmente com a profundidade de trabalho, sendo insensível à velocidade de operação. Em solos mais compactados, o esforço de tração mostrou-se mais pronunciado com o aumento da profundidade de trabalho e velocidade de operação. Concluíram que a consolidação do solo vem a ser o principal agente causador do esforço de tração a maiores velocidades de trabalho. Verificaram também que o ângulo de ataque da ferramenta influenciou o esforço de tração. Para um ângulo de ataque de 45° , obtiveram valores de esforço de tração da ordem de um terço daquele obtido quando o ângulo de ataque da ferramenta foi de 90° .

O'Callaghan e McCullen (1965) verificaram que o esforço de tração produzido por uma ferramenta inclinada é influenciado pela força tangencial que atua ao longo da face da ferramenta, sendo a tensão tangencial gerada uma função da tensão normal e do ângulo de atrito entre solo e metal.

Plasse et al. (1985), trabalhando a maiores profundidades e com ferramentas mais largas observaram que ocorreu um aumento das forças resultantes sobre a ponteira, devido a maior cunha de solo que forma-se a frente da mesma. Para ângulos de ataque menores, o esforço de tração diminuiu, pois as componentes das forças que atuam perpendicularmente às superfícies de ruptura foram menores.

Khalilian et al. (1988), observaram que o aumento da profundidade de trabalho, em equipamentos de hastes, proporcionou um acréscimo do esforço de tração. Comparando o esforço de tração produzido por um

subsolador, um *paraplow* e um escarificador, notaram que o escarificador proporcionou um menor esforço de tração por haste, tendo sido esta diferença significativa estatisticamente. Para o escarificador encontraram valores de esforço de tração em torno de 2,25kN a 2,68kN por haste, quando trabalhando à profundidade de 0,25m.

Fielke (1989), analisando o efeito da geometria de uma ponteira alada de escarificador sobre o esforço de tração, verificou que este aumentou à medida que o ângulo de ataque da ferramenta foi elevado. O mínimo esforço de tração encontrado foi correspondente a ângulos de ataque de 10° e 20°.

Segundo Stafford (1979), o efeito da velocidade de trabalho na interação solo-escarificador não é muito claro. Os resultados apresentados na literatura são conflitantes, tanto para a magnitude do efeito da velocidade, como para a relação esforço de tração e velocidade de trabalho. Entretanto, geralmente, o esforço de tração aumenta com a elevação da velocidade de trabalho.

Kruger e Palmer (1982), estudando os efeitos do teor de água, profundidade e velocidade de trabalho, sobre o esforço de tração proporcionado por um escarificador, observaram que o esforço de tração apresentou um crescimento linear com o aumento da profundidade e velocidade de trabalho em diferentes teores de água no solo. Por outro lado houve um decréscimo, do esforço de tração, com a diminuição do teor de água no solo. Notaram ainda que o esforço de tração máximo pareceu ocorrer numa situação em que o teor de água no solo encontrava-se próximo ao seu limite inferior de plasticidade. Concluíram então que o teor de água no solo, durante o preparo é tão importante na determinação do esforço de tração quanto a profundidade de trabalho.

Conforme Palmer et al. (1983) vários trabalhos demonstraram que, em altas velocidades, geralmente ocorre um aumento do esforço de tração na operação de ferramentas de preparo do solo. A utilização de velocidades mais elevadas não tem sido feita por receio dos efeitos proporcionados à estrutura do solo e desgaste acelerado da ferramenta. Observaram, em seu trabalho, um aumento das forças atuantes sobre as ponteiros à medida que estas trabalharam a maiores profundidades e velocidades.

Summers et al. (1986), em trabalho onde correlacionaram a velocidade e profundidade de trabalho de vários implementos de preparo de solo com o esforço de tração, verificaram que, para escarificadores, o esforço de tração foi diretamente proporcional à profundidade e velocidade de trabalho.

Conforme Fielke e Riley (1989b), com o aumento da velocidade de trabalho em equipamentos de preparo, obtém-se um acréscimo na produtividade por homem/hora trabalhada e uma ação de preparo mais agressiva, a qual encontra-se associada a uma maior necessidade de potência, consumo de combustível e desgaste da ferramenta.

Grisso et al. (1996) salientam que o esforço de tração é um parâmetro importante na avaliação da performance de um implemento, em termos de necessidades energéticas. Em experimento onde utilizaram vários tipos de implementos, observaram que a força de tração, de todos, foi significativamente afetada pela velocidade de deslocamento e profundidade de trabalho.

Conforme Fielke (1996), pesquisas têm demonstrado que as forças atuantes sobre os implementos de preparo do solo são alteradas devido ao desgaste das ponteiros, o qual muda a sua geometria. Em trabalho onde visou analisar o efeito do desgaste de ponteiros aladas de escarificadores no esforço

de tração e mobilização do solo, observou que ponteiros com bordas de corte mais grossas (mais desgastadas) proporcionaram aumento do esforço de tração, diminuição da força vertical que auxilia a penetração (em torno de 80%) e maior mobilização do solo à frente e para cima da ponteira, quando comparadas a ponteiros cuja borda de corte foi mais estreita (menos desgastada). Também verificou que o aumento da velocidade de trabalho proporcionou aumento do esforço de tração.

Com relação ao esforço de tração, Weise e Eichhorn (1997) verificaram que a profundidade de trabalho apresentou influência maior do que a velocidade de operação do equipamento. O menor valor para o esforço de tração foi obtido com um ângulo de ataque em torno de 35° , sendo este valor dependente do ângulo de atrito interno do solo.

À medida que o escarificador é deslocado através do solo, o processo de carregamento e ruptura é repetido. Como resultado deste processo cíclico, o esforço de tração varia com frequências que correspondem ao modelo de ruptura do solo. Portanto, pode-se determinar o modelo de ruptura do solo pela análise da variação do esforço de tração da ferramenta. Testes preliminares indicaram que a velocidade de operação afetou significativamente a natureza e frequência de ruptura do solo (Glancey et al., 1989).

Dexter et al. (1978) observaram que, no caso de uma ponteira alada de escarificador, o esforço devido ao fluxo de solo que passa pelas bordas da ponteira é influenciado pela profundidade de trabalho e coesão do solo.

Stafford (1979) verificou, nos seus estudos, que a coesão do solo é o fator que maior influência apresenta no esforço de tração, vindo a ser responsável por 87% a 98% do esforço de tração, enquanto que a densidade e

a adesão foram responsáveis por 12% ou menos do esforço de tração. Salienta ainda que este grande efeito da coesão explica o efeito do teor de água na magnitude do esforço de tração num solo argiloso.

Conforme McKyes e Desir (1984), as medições feitas a campo mostraram que também a adesão é freqüentemente um fator importante, devendo ser incorporada nos modelos de previsão de esforço de tração.

Segundo Plasse et al. (1985), os parâmetros que influenciam o rompimento do solo são:

- a) características geométricas das ponteiras;
- b) condições de solo;
- c) efeito da interface solo-ponteira;
- d) contribuição da pressão proporcionada pela quantia de solo que encontra-se sobre a ponteira.

As características geométricas das ponteiras incluem:

- a) profundidade de trabalho;
- b) ângulo de ataque;
- c) largura.

Wheeler e Godwin (1996), salientaram que, em argila coesiva, a adesão do solo à frente da ferramenta ocorre próxima à superfície, decrescendo com a profundidade. Portanto o ângulo de ataque efetivo da ferramenta (α_e) passa a ser maior do que o ângulo de ataque da ferramenta (α) (Figura 8). Também assumiram que o valor deste novo ângulo de ataque vem a ser uma média entre o α na profundidade de trabalho da ferramenta e 90° na superfície do solo, sendo expresso pela equação a seguir:

$$\alpha_e = (\alpha + 90^\circ) / 2 \dots\dots\dots (3)$$

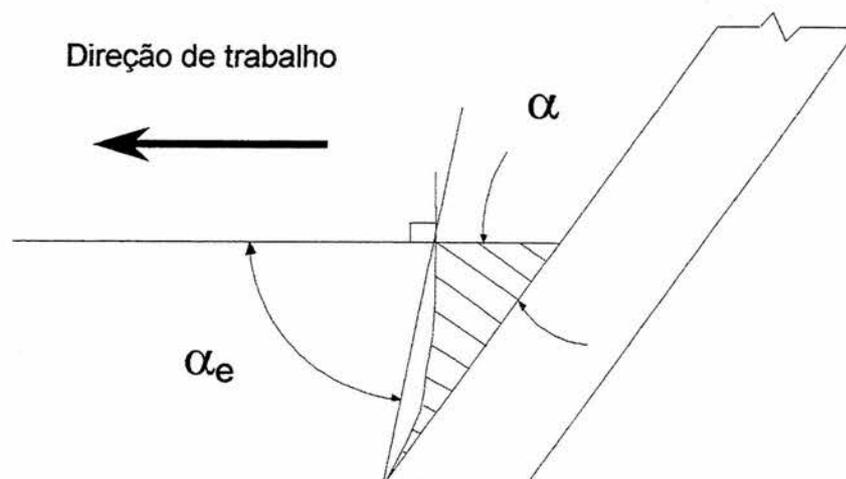


FIGURA 8 – Formação do ângulo de ataque efetivo (α_e) em comparação com o ângulo de ataque da ferramenta (α). (fonte: Wheeler e Godwin, 1996)

Segundo estes mesmos autores, além de ocorrer à mudança no ângulo de ataque da ferramenta, devido à adesão do solo à frente da ferramenta, o ângulo de atrito solo-metal passa a não existir mais, sendo substituído pelo ângulo de atrito interno do solo (solo-solo).

Oni et al. (1992), estudando a influência de parâmetros de projeto no esforço de tração de ponteiros alados de escarificadores, verificaram que o ângulo da ponta da ponteira e a profundidade de trabalho têm efeito significativo no esforço de tração proporcionado pela ferramenta.

Mouazen e Neményi (1999), utilizando o método de elementos finitos na estimativa do esforço de tração, força vertical e deformação do solo, em quatro geometrias diferentes de subsoladores, verificaram uma redução no esforço de tração e força vertical quando o ângulo de ataque da haste do subsolador foi mudado de 90° para 75° e o ângulo de ataque da ponteira foi reduzido de 31° para 15° . Observaram também que o modelo previu um rompimento de solo à frente da haste de formato semelhante à elevação de uma cunha de solo.

Os resultados obtidos pelos autores anteriormente citados, foram confirmados por Mouazen et al (1999), os quais procuraram validar, através de testes feitos em caixa de solo, as análises obtidas com o método de elementos finitos. Notaram que o método de elementos finitos superestimou o esforço de tração entre 11,76% e 20,04%.

A velocidade na qual as operações de preparo do solo ocorrem pode apresentar efeito significativo nas forças que atuam sobre o implemento e, portanto, no consumo de energia. Isto ocorre acima de certas velocidades consideradas críticas (Wheeler e Godwin, 1996).

2.7 Modelos para previsão do esforço de tração

Serpa (1997) salientou que adequar o trator ao implemento, buscando um conjunto ideal, não é uma tarefa simples. Depende da experiência adquirida com o tempo ou através de teorias que permitam prever, dentro de certos limites, o desempenho do conjunto trator-implemento em determinada situação de trabalho. A maior dificuldade na aplicação destas teorias está na complexidade dos cálculos envolvidos e necessidade do conhecimento de diversas propriedades físicas dos solos e dados ponderais e dimensionais dos diversos modelos de tratores e implementos disponíveis no mercado.

Desbiolles et al. (1997) verificaram que a correta previsão do esforço de tração necessário para operar com implementos de preparo do solo é de grande importância, tanto para o projetista, quanto pelo responsável pela utilização do maquinário agrícola dentro de uma propriedade. Ao primeiro interessa a diminuição do tempo necessário ao desenvolvimento e redução dos custos de produção de novos produtos. O segundo busca a otimização das

combinações entre trator-implemento, nas operações de campo, no sentido de obter uma maior economia de energia.

O preparo do solo contribui consideravelmente com os custos de produção de uma lavoura. Por isso, a redução nas operações de preparo e/ou a combinação de diferentes sistemas de preparo têm sido grandemente utilizadas. Também a melhoria da qualidade de manipulação do solo está sendo buscada, pois afeta diretamente a qualidade da produção agrícola. Faz-se necessário, portanto, otimizar os projetos dos equipamentos de preparo, no sentido de reduzir seu consumo de energia e desgaste. Isto pode ser obtido de duas maneiras; através de experimentos ou modelagens matemáticas. Os experimentos são muitas vezes bastante dispendiosos, enquanto que a modelagem matemática pode apresentar um custo bem mais baixo, caso os modelos apresentem resultados de acordo com a realidade, permitindo desta forma a sua aplicação. Se os resultados teóricos forem bem ajustados aos dados experimentais, o modelo poderá ser adotado na investigação de variáveis importantes (Mouazen e Neményi, 1999).

Os modelos teóricos devem ser acompanhados de testes, em condições de campo, e medições da eficiência do preparo, necessidades de energia e qualidade da manipulação do solo (McKyes e Desir, 1984).

De acordo com Grisso e Perumpral (1985), os modelos matemáticos desenvolvidos para a predição da performance das ferramentas de preparo do solo vêm a ser de dois tipos: bi-dimensionais, para ferramentas largas e tri-dimensionais, para ferramentas estreitas. A validade destes modelos foi estabelecida através de comparações entre os resultados preditos e experimentais, entretanto comparações entre os modelos não foram executadas.

Plasse et al. (1985) salientaram que foram desenvolvidos alguns modelos para prever a resistência e maneira de ruptura do solo, promovidas por ferramentas de preparo, sendo sua validade inicialmente estabelecida em condições de laboratório. Portanto, se faz necessário a comparação dos diferentes modelos existentes, sob condições de campo.

A previsão do volume de solo mobilizado e esforço de tração devidos ao trabalho de mobilização do solo provocado por ferramentas de hastes baseia-se numa série de parâmetros, os quais encontram-se reunidos em diversos modelos. Dentre estes, os desenvolvidos por Reece (1965), Hettiaratchi e Reece (1967), McKyes e Ali (1977) apud McKyes (1985), Godwin e Spoor (1977) e Perumpral et al. (1983) são os mais difundidos.

Plasse et al. (1985), analisando vários modelos para a previsão do esforço de tração e área de solo mobilizado por ferramentas de preparo, observaram que nenhum dos modelos anteriormente citados é adequado para estabelecer a performance da ferramenta, em condições em que o teor de água do solo esteja acima de seu limite inferior de plasticidade, isto é, próximo à saturação.

McKyes (1985) informa que Reece, em 1965, observou que os mecanismos de mobilização do solo são similares, em muitos aspectos, ao procedimento simplificado de cálculo da capacidade de carga do solo frente a fundações, descrito por Terzaghi em 1943. Diz também que Reece propôs uma equação para descrever a força necessária para o corte de solo por uma ferramenta, denominada “equação universal de mobilização do solo”, descrita abaixo:

$$H = P \operatorname{sen}(\alpha + \phi) + C d W \operatorname{cot}\alpha \dots\dots\dots(4)$$

Onde:

$$P = (\gamma g d^2 N_\gamma + C d N_c + q d N_q) W \dots \dots \dots (5)$$

Conforme Zhang e Kushwaha (1995), o sucesso da equação 5 na predição da força necessária ao rompimento do solo, depende da acuracidade com que os fatores de capacidade de carga N são obtidos.

McKyes (1985); Grisso e Perumpral (1985) informam que o modelo de mobilização do solo, produzido por uma ferramenta inclinada, proposto por Hettiaratchi e Reece em 1967, ocorre através de regimes de rompimento. Estes se dão por meio de uma zona com a mesma largura da ferramenta, que se move para frente e para cima. Lateralmente, a zona de mobilização do solo apresenta o formato triangular (Figura 9).

Conforme McKyes (1985), resultados experimentais mostraram que, o modelo de cálculo do esforço de tração para ferramentas inclinadas proposto por Hettiaratchi e Reece em 1967, comporta-se bem para ferramentas cuja largura de trabalho é próxima a um sexto da profundidade de operação.

De acordo com Godwin e Spoor (1977), no modelo de Hettiaratchi e Reece de 1967, a obtenção da distância de ruptura à frente da ferramenta é satisfatória para ferramentas largas, mas para ferramentas estreitas proporciona erros da ordem de 50%, não permitindo a sua utilização nestes casos.

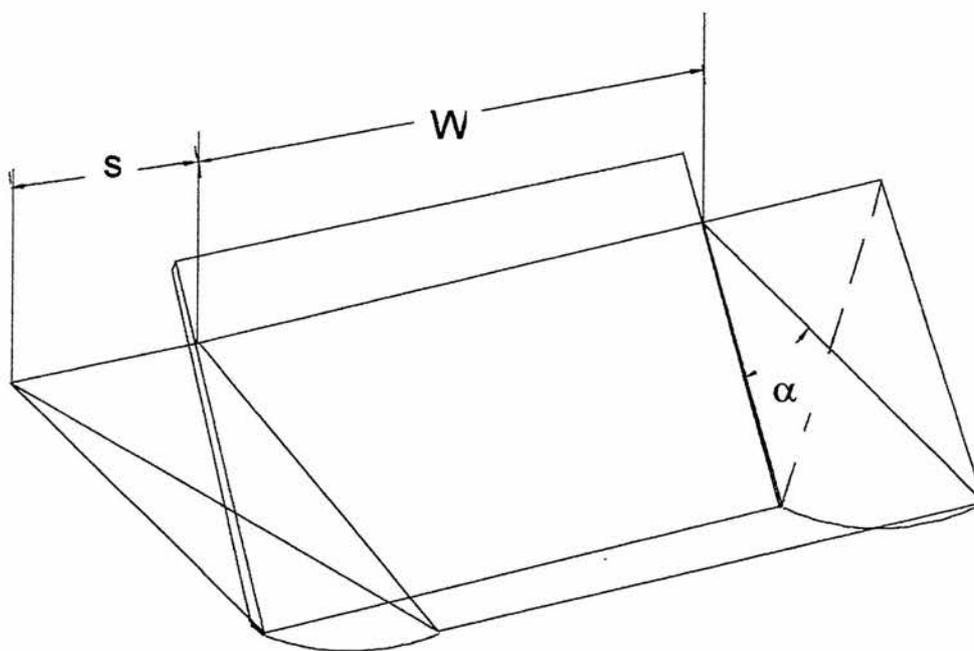


FIGURA 9 – Modelo de mobilização do solo produzido por uma ferramenta inclinada proposto por Hettiaratchi e Reece em 1967. Onde: **W** – largura da ferramenta; **s** – largura do solo mobilizado lateralmente e α - ângulo de ataque da ferramenta (fonte: McKyes, 1985).

Grisso e Perumpral (1985), estudando quatro modelos de mobilização do solo por ferramentas estreitas, verificaram que a equação proposta por Hettiaratchi e Reece em 1967, quando comparada a resultados experimentais, apresenta a tendência de superestimar o esforço de tração, não proporcionando previsões adequadas. Informam também que os demais modelos propostos por Godwin e Spoor em 1977, McKyes e Ali em 1977 e Perumpral et al. em 1983, permitiram a obtenção, para o esforço de tração, de um adequado ajuste entre os resultados previstos e os obtidos experimentalmente.

Segundo McKyes (1985), a equação proposta por Hettiaratchi e Reece, em 1967, para o cálculo do esforço de tração é a seguinte:

O fator P_2 é calculado como segue:

$$P_2 = [\gamma g(d'+q/\gamma g)^2 W'N_{sy} + CW'd'N_{sc}] k_b \dots (7)$$

Tem-se também que:

$$K = \text{tg}\mu \text{sen}(\alpha + \theta) / 2 \text{sen}\theta \dots (8)$$

$$\theta' = 1/2[\delta + \phi + \pi/2 + \text{sen}^{-1}(\text{sen}\delta/\text{sen}\phi)] \dots (9)$$

$$N_{sy} = \text{sen}^3 \mu e^{\pi \text{tg}\phi} / (\cos\mu \cos\phi) \dots (10)$$

$$N_{sc} = \text{tg}\mu [\text{sen}\mu(N_c + N_{ca} + 2\text{tg}\mu N_q) + 1] \dots (11)$$

$$K_b = [\text{tg}^{-1}(\text{sen}\alpha \cot\mu)] / (\pi/2 - \mu) \dots (12)$$

Os fatores de capacidade de carga N apresentados na equação 5, também utilizados nas equações 17 e 21, correspondem às seguintes expressões :

$$N_\gamma = (1/2)(\cot\alpha + \cot\beta) / [\cos(\alpha + \delta) + \text{sen}(\alpha + \delta) \cot(\beta + \phi)] \dots (13)$$

$$N_c = [1 + \cot\beta \cot(\beta + \phi)] / \{\cos(\alpha + \delta) + [\text{sen}(\alpha + \delta) \cot(\beta + \phi)]\} \dots (14)$$

$$N_q = 2 N_\gamma \dots (15)$$

$$N_{ca} = [1 - \cot\alpha \cot(\beta + \phi)] / \{\cos(\alpha + \delta) + [\text{sen}(\alpha + \delta) \cot(\beta + \phi)]\} \dots (16)$$

Godwin e Spoor (1977), trabalhando em caixa de solo, com ferramentas estreitas, notaram que, em frente à ferramenta, ocorre uma cunha de solo compactado, independentemente da largura e ângulo de ataque

testado. Em ferramentas com pequena relação profundidade-largura, verificaram que o solo à frente da ferramenta move-se para frente e para cima em toda a profundidade, mostrando um plano de corte, bem definido, sendo desenvolvido na base da ferramenta (crescente de ruptura). Conforme aumentaram a relação profundidade-largura, notaram que o solo abaixo de uma certa profundidade (profundidade crítica), apresentou movimentação apenas para a frente, não formando um plano de corte claramente definido (ruptura lateral).

A geometria do modelo proposto por estes autores apresenta o formato elíptico, muito próximo ao circular, o qual mostrou-se razoavelmente correto na predição do volume de solo mobilizado. O modelo assume que o solo é homogêneo e isotrópico, que obedece aos critérios de rompimento estabelecidos por Mohr-Coulomb e negligencia as forças de inércia. O raio da crescente lateral é igual à distância total da ruptura do solo à frente da ferramenta (Figura 10). A maior largura para a crescente de ruptura, para cada lado da ferramenta, localiza-se num ponto com distância igual àquela que ocorre à frente da porção inferior da ferramenta, apresentando um ângulo (ρ), o qual é calculado através da equação 17, (Godwin e Spoor, 1977):

$$\rho = \cos^{-1}[(d/r)\cot \alpha] \dots \dots \dots (17)$$

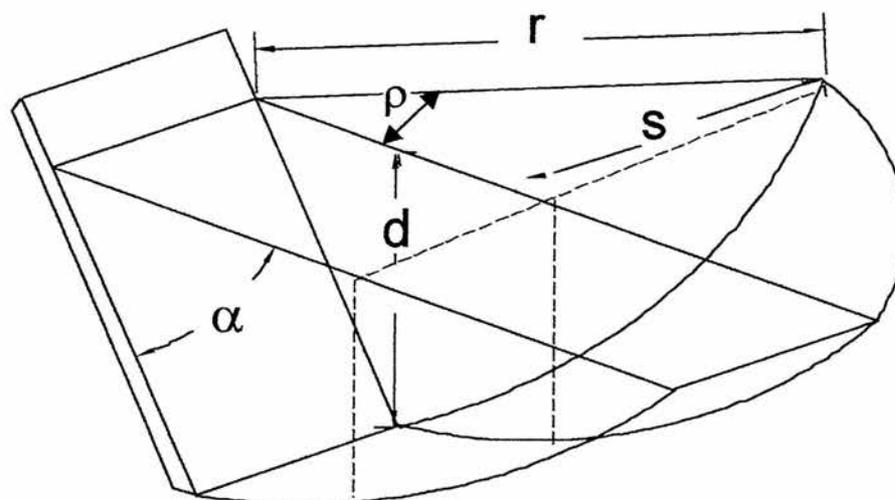


FIGURA 10 – Modelo de mobilização do solo, acima da “profundidade crítica”, proposto por Godwin e Spoor, em 1977, para ferramentas inclinadas. Onde: d – profundidade de trabalho; r – raio da crescente lateral, igual a distância de ruptura do solo à frente da ferramenta; s – largura da crescente de ruptura lateral; α - ângulo de ataque da ferramenta e ρ - ângulo da crescente lateral (fonte: Godwin e Spoor, 1977).

O modelo proposto por Godwin e Spoor (1977) representa um desenvolvimento daquele proposto por Hettiaratchi e Reece em 1967. Estes autores consideraram que as forças atuantes em cada seção contribuem para a obtenção do esforço total. Neste sentido, utilizaram as relações desenvolvidas por Hettiaratchi et al. em 1966 para ferramentas largas, a fim de obter o esforço na porção central da ferramenta. Já a equação para o cálculo da força proporcionada pelas crescentes de ruptura laterais foi desenvolvida assumindo que estas apresentam um raio (r) constante e igual à distância de ruptura do solo à frente da ferramenta. Para a obtenção do valor de r , na ausência de teorias mais rigorosas para a sua predição, já que aquela proposta por Hettiaratchi e Reece, em 1967, não se mostrou eficaz para ferramentas

estreitas, montaram um gráfico no qual a relação da distância de ruptura, ($m = r/d$), é correlacionada ao ângulo de ataque da ferramenta.

Conforme Zhang e Kushwaha (1995), o modelo de Godwin e Spoor de 1977 requer um conhecimento inicial da distância de ruptura do solo à frente da ferramenta, sendo que a determinação deste fator é um pouco difícil.

Figueiredo e Magalhães (1993), em trabalho onde verificaram o desempenho de uma máquina de preparo mínimo de solo, observaram que as áreas de solo mobilizadas, obtidas através da utilização do modelo proposto por Godwin e Spoor de 1977, apresentam um ajuste razoável em relação às obtidas nos seus ensaios.

A equação, estabelecida por Godwin e Spoor (1977) para a obtenção do esforço de tração encontra-se abaixo:

$$H = (\gamma g d N_{\gamma} + C d N_c + C_a d N_{ca} + q d N_q) (W + s) \sin(\alpha + \delta) + C_a d W \cot \alpha \dots \dots \dots (18)$$

A largura final de cada lado da crescente de ruptura (s) pode ser calculada, pela equação:

$$s = r [1 - (d \cot \alpha / r)^2]^{1/2} \dots \dots \dots (19)$$

Grisso e Perumpral (1985), McKyes, (1985), informam que o modelo proposto por McKyes e Ali, em 1977, é semelhante ao proposto por Godwin e Spoor de 1977, baseando-se no cálculo da crescente lateral de ruptura, diferindo deste por não necessitar o prévio conhecimento de r , para a obtenção das forças proporcionadas pela ferramenta. Assumem também que a superfície de rompimento do solo apresenta o formato reto, ocorrendo num ângulo de rompimento β com a horizontal (Figura 11).

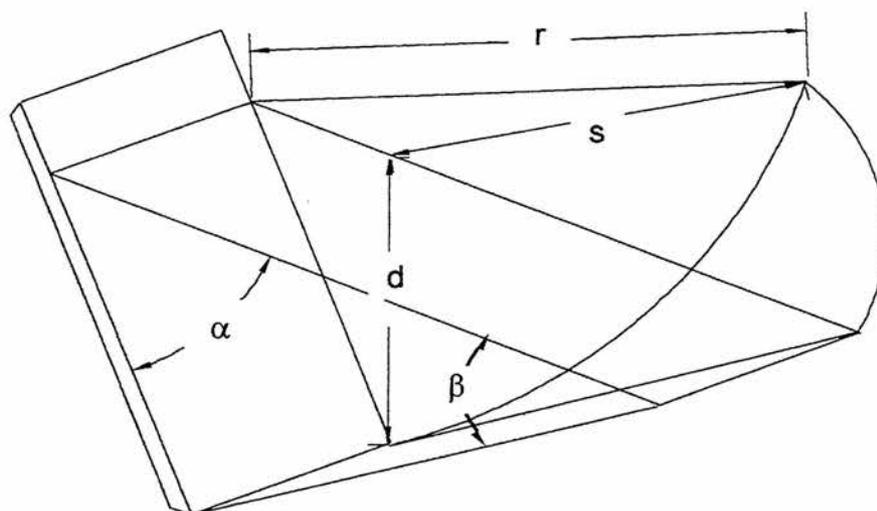


FIGURA 11 – Modelo de mobilização do solo para ferramentas inclinadas, proposto por McKyes e Ali em 1977. Onde: r – distância de ruptura do solo à frente da ferramenta, igual ao raio da crescente de ruptura; d – profundidade de trabalho; s – largura da cunha lateral; α – ângulo de ataque da ferramenta e β – ângulo de ruptura do solo a frente da ferramenta (fonte: McKyes, 1985).

McKyes (1985), salienta que as dimensões r e s , dependem de β , o qual, por sua vez, é uma função do ângulo de ataque da ferramenta e da densidade do solo.

Desta forma, McKyes (1985), propõe calcular r , pela equação:

$$r = d \{ \cot\beta + \cot\alpha \} \dots\dots\dots (20)$$

Conforme Grisso e Perumpral (1985), embora o modelo proposto por McKyes e Ali, em 1977, não seja tão rigoroso quanto outros, mostra-se simples e de fácil utilização, sendo que seus resultados ajustam-se bem às observações experimentais.

McKyes e Desir (1984), estudaram a predição de esforços de tração, utilizando o modelo de McKyes e Ali proposto em 1977, comparando os dados experimentais com aqueles preditos, tanto para o esforço de tração quanto para a área mobilizada e concluíram que o modelo superestimou o esforço de

tração em 14,6%. Quanto à área de solo mobilizada, observaram que o modelo superestimou a mesma em 15%. Também verificaram que a adesão teórica contribui com 5% a 25% do total do esforço de tração.

Já Fielke e Riley (1989a), estudando a geometria das ponteiros de escarificadores e seus efeitos nos esforços proporcionados, juntamente com aqueles preditos pela equação proposta no modelo proposto por McKyes e Ali em 1977 e descrito em McKyes (1985), verificaram grandes diferenças entre as respostas preditas e medidas. Concluíram, então, que esta equação não pode ser usada, na forma atual, para um adequado projeto de ponteiros de escarificadores, nas condições de solos australianos.

A equação para o cálculo do esforço de tração, proposta por McKyes e Ali (1977) apud McKyes (1985), encontra-se estabelecida abaixo:

$$H = P \sin(\alpha + \delta) + C_a d W \cot \alpha \dots \dots \dots (21)$$

O fator P é calculado como segue:

$$P = (\gamma g d^2 N_\gamma + C_d N_c + q d N_q + C_a d N_{ca}) W \dots \dots \dots (22)$$

A área de solo mobilizado pela ferramenta pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$A = d (W + r \sin \rho) \dots \dots \dots (23)$$

Perumpral et al. (1983) propuseram um modelo de rompimento do solo, similar aos de McKyes e Ali e ao de Godwin e Spoor ambos de 1977 (Figura 12).

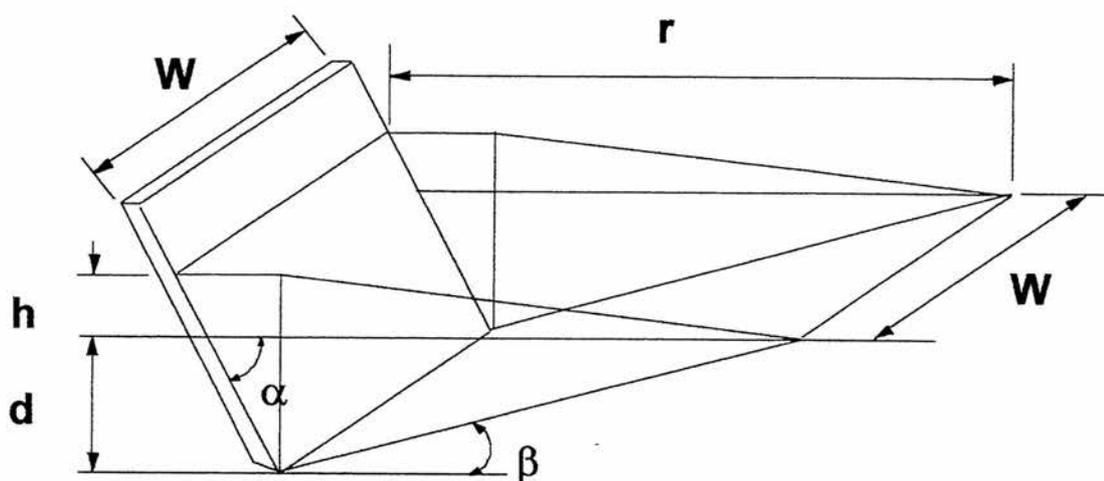


FIGURA 12 – Modelo de mobilização do solo para ferramentas inclinadas, proposto por Perumpral et al., em 1983. Onde: **W** – largura da ferramenta; **d** – profundidade de trabalho; **r** – distância de ruptura do solo à frente da ferramenta; **h** – elevação do solo que ocorre à frente da ferramenta; α – ângulo de ataque da ferramenta; β - ângulo de rompimento do solo à frente da ferramenta (fonte: Perumpral et al. 1983).

Estes autores salientam que a maioria dos modelos que avaliam a interação solo-ferramenta são complexos, exigindo profundos conhecimentos matemáticos. Com o objetivo de ser matematicamente generalizado, basearam seu modelo em algumas suposições, quais sejam:

- a) o solo tem características de coesão e atrito, sendo também isotrópico e homogêneo;
- b) a superfície de ruptura é plana;
- c) as forças de atrito e adesão encontram-se uniformemente distribuídas nas superfícies de rompimento;
- d) a face da ferramenta apresenta atrito com o solo e o ângulo de atrito solo-metal (δ) é uma função do ângulo de ataque da ferramenta;

- e) o critério de rompimento do solo descrito por Mohr-Coulomb é correto;
- f) a densidade do solo não é afetada pelo deslocamento da ferramenta;
- g) as forças de aceleração na ferramenta são zero;
- h) a largura de rompimento do solo no centro da zona de mobilização do solo é igual a largura da ferramenta.

Também salientam que a elevação do solo, que ocorre na frente da ferramenta (**h**) depende de vários fatores, tais como; tipo de solo, teor de água, ângulo de ataque, profundidade e largura de trabalho da ferramenta. Entretanto, de acordo com estudos preliminares, realizados com solo artificial, notaram que a acumulação de solo na frente da ferramenta foi muito pequena, permitindo que a variável **h** venha a ser desprezada nos cálculos.

Comparando os resultados de esforço de tração observados nos testes em caixa de solo com aqueles preditos pelo modelo, concluíram que o modelo é adequado para a predição do esforço de tração proporcionado por ferramentas estreitas, trabalhando em solos coesivos e a baixas velocidades. Entretanto mostrou a tendência de subestimar o esforço de tração, para ângulos de ataque com valores acima de 75° . Isto, segundo os autores, talvez seja devido ao fato de não ter sido computada, no cálculo do esforço de tração, a altura de solo à frente da ferramenta (**h**). Também verificaram a ocorrência de uma descontinuidade na curva de previsão do esforço de tração, quando o ângulo de ataque da ferramenta atingiu 61° , atribuindo este fato ao uso de um ângulo de atrito solo-metal (δ) constante. Tal fato indica que este ângulo tem influência significativa na acuracidade das predições, devendo ser assumido como uma função do ângulo de ataque da ferramenta.

Conforme Grisso e Perumpral (1985), dos quatro modelos comparados em seu trabalho, Hettiaratchi e Reece de 1967, Godwin e Spoor de 1977, McKyes e Ali de 1977 e Perumpral et al. de 1983, o único a não assumir como constante o ângulo de atrito solo-metal é o último.

A equação para o cálculo do esforço de tração, proposto por Perumpral et al. (1983), é a seguinte:

$$H = [1/\text{sen}(\alpha + \phi + \beta + \delta) \{-Fa \cos(\alpha + \phi + \beta) + 2SF_2 \cos\phi + Ps \text{sen}(\phi + \beta) + 2CF_2 \cos\phi + CF_1 \cos\phi\}] \dots \dots \dots (24)$$

A expressão para a força de adesão é dada por:

$$Fa = C_a W d (1 + h/d) \text{sen} \alpha \dots \dots \dots (25)$$

A força de atrito proporcionada pelas cunhas laterais é calculada conforme segue:

$$SF_2 = R \tan \phi \dots \dots \dots (26)$$

A força R que atua normal à superfície elevada à frente da ferramenta é obtida pela expressão:

$$R = \gamma K_o Z A' \dots \dots \dots (27)$$

O coeficiente de empuxo ao repouso K_o é dado pela equação empírica de Jaki (1944), apud Ortigão (1995) conforme estabelecido abaixo:

$$K_o = 1 - \text{sen} \phi \dots \dots \dots (28)$$

A média da profundidade Z na qual o centróide da cunha de solo é localizado com relação à superfície é calculado conforme segue:

$$Z = 1/3 (d + h) \dots \dots \dots (29)$$

A área lateral da cunha central A' é expressa como:

$$A' = 0,5d^2 (1 + h/d) [(1 + h/d) \cot \alpha + \cot \beta] \dots \dots \dots (30)$$

O peso da cunha de solo, Ps, é dado por:

$$Ps = \gamma W A' \dots \dots \dots (31)$$

A força de coesão nas laterais, CF₂, com relação a cunha central é obtida por:

$$CF_2 = C A' \dots \dots \dots (32)$$

A força de coesão no plano de ruptura, CF₁, é estabelecida pela equação abaixo:

$$CF_1 = C W d / \sin \beta \dots \dots \dots (33)$$

Conforme os mesmos autores, os parâmetros usados podem ser determinados de maneira bastante simples, mas o modelo não apresenta boa resposta para implementos nos quais a profundidade de trabalho é superior à profundidade crítica, ou seja, onde a interação solo-ferramenta é diferente da relação existente na camada superior.

No Brasil, Serpa e Magalhães (1997), procuraram ajustar alguns modelos à situação real de trabalho, em solos tropicais. Verificaram que o método proposto por McKyes e Ali, em 1977, com algumas alterações propostas no sentido de torná-lo mais abrangente, apresentou resultados considerados aceitáveis. Os autores introduziram em sua equação o efeito da velocidade e da profundidade crítica e observaram que as variáveis que mais

interferem nos resultados do modelo são a profundidade de trabalho e a coesão do solo.

A equação proposta por estes autores para o cálculo do esforço de tração é dada pela expressão:

$$H = P \operatorname{sen}(\alpha + \delta) + C_a d W_h \cot \alpha + P_{dc} \dots \dots \dots (34)$$

Sendo:

$$P = [g(d_c)^2 N_\gamma + C d_c N_{ca} + q d_c N_q + g v^2 d_c N_a] W \dots \dots \dots (35)$$

A reação do solo na região abaixo da profundidade crítica, P_{dc} , é obtida conforme segue:

$$P_{dc} = [C N_c' (d - d_c) + 0,5 \gamma (1 - \operatorname{sen} \phi) N_q' (d^2 - d_c^2) W] \dots \dots \dots (36)$$

Os fatores de capacidade de carga N apresentados acima correspondem às seguintes expressões:

$$N_\gamma = (r_c / 2d) \{1 + [(2r_c d \operatorname{sen} \rho) / 3dW]\} / [\cot(\alpha + \delta) + \cot(\beta + \phi)] \dots \dots \dots (37)$$

$$N_c = \{[1 + \cot \beta \cot(\beta + \phi)] [1 + (r_c d \operatorname{sen} \rho) / dW]\} / [\cot(\alpha + \delta) + \cot(\beta + \phi)] \dots \dots \dots (38)$$

$$N_q = \{(r_c / d) [1 + (r_c d \operatorname{sen} \rho) / dW]\} / [\cot(\alpha + \delta) + \cot(\beta + \phi)] \dots \dots \dots (39)$$

$$N_{ca} = [1 - \cot \alpha \cot(\beta + \phi)] / [\cot(\alpha + \delta) + \cot(\beta + \phi)] \dots \dots \dots (40)$$

$$N_a = [\operatorname{tg} \beta + \cot(\beta + \phi)] / [\cos(\alpha + \delta) + \operatorname{sen}(\alpha + \delta) \cot(\beta + \phi)] [1 + \operatorname{tg} \beta + \cot \alpha] \dots \dots \dots (41)$$

Os valores da distância de ruptura em metros (r) e ângulo entre a parte central da cunha de ruptura e as linhas laterais de ruptura (ρ), em graus, são calculados através das equações:

$$r = d(\cot\beta + \cot\alpha) \dots\dots\dots(42)$$

e

$$\rho = \cos^{-1}[(d\cot\alpha)/r] \dots\dots\dots(43)$$

Desta forma e de posse das informações supra detalhadas foi desenvolvido este trabalho, com o objetivo de avaliar as respostas de seis modelos de previsão de esforço de tração, frente a dois diferentes tipos de solos do Rio Grande do Sul.

As determinações basearam-se na comparação entre os dados obtidos a campo e aqueles oriundos da aplicação dos modelos matemáticos estudados.

3 MATERIAL E MÉTODOS

3.1 Local

O trabalho foi desenvolvido em dois locais, com dois tipos de solo diferentes, quais sejam, Planossolo e Argissolo Vermelho. Deve-se a escolha de dois diferentes tipos de solo à intenção de caracterizar o estudo de alguns dos principais solos do Rio Grande do Sul.

O Planossolo estudado foi o do campo experimental do Setor de Máquinas Agrícolas do DER - FAEM, localizado no Centro Agropecuário da Palma - UFPel, em Pelotas, RS, compreendido entre a Latitude 31° 52' 00" sul e Longitude 52° 21' 24" oeste, pertencendo à unidade de mapeamento Pelotas atualmente denominado de Planossolo Hidromórfico (Streck et al. 1999).

A área utilizada apresentava-se com pastagem natural e não vinha sendo trabalhada há cerca de dez anos (Figura 13). Antes da realização dos experimentos a área foi roçada, com a finalidade de facilitar o trabalho do escarificador.



FIGURA 13 – Vista parcial da área experimental de Planossolo - CAP - UFPel.

De acordo com Brasil (1973), o Planossolo da unidade de mapeamento Pelotas, ocupa uma área de aproximadamente 7320km², representando 2,72% da área do Estado do Rio Grande do Sul.

Apresenta densidade natural elevada e relação micro/macroporos alta, o que contribui para dificultar sua drenagem interna. Sua fertilidade natural é de média a baixa; entretanto possui aspectos favoráveis à agricultura, como facilidade de irrigação e utilização de máquinas, com pouca ou nula suscetibilidade à erosão. Apresenta horizonte A raso com predominância de textura franco-arenosa (Gomes et al. 1992).

O solo Argissolo Vermelho estudado, encontra-se na Estação Experimental da Faculdade de Agronomia da UFRGS, em Eldorado do Sul, RS, compreendido entre a Latitude 30° 05' 27" sul e a Longitude 51° 40' 18" oeste, pertencendo à unidade de mapeamento São Jerônimo, atualmente classificado como Argissolo Vermelho Distrófico típico (Streck et al. 1999).

A área que foi utilizada apresentava-se submetida a pastagem anual com vegetação de trevo e gramíneas (Figura 14). Antes da realização dos

experimentos a área foi roçada, com a finalidade de facilitar o trabalho do escarificador.



FIGURA 14 - Vista parcial da área experimental de Argissolo Vermelho – EEA - UFRGS.

O Argissolo Vermelho da unidade de mapeamento São Jerônimo, ocupa uma área de 1345km², representando aproximadamente 0,5% da área total do Estado; apresenta textura do horizonte superficial franco-argilosa a argilosa com cascalhos. São solos porosos e profundos, normalmente apresentando seqüência de horizontes A, B e C, com relevo predominantemente ondulado. É utilizado principalmente com pastagens e lavouras de trigo, soja e milho (Brasil, 1973).

3.2 Tratamentos

Foram executados trabalhos em campo e no laboratório.

Para as análises de campo, o local foi dividido em parcelas de 50m de comprimento, utilizando-se quatro blocos ao acaso para a realização das repetições.

De cada local, antes da realização dos trabalhos de campo, foram retiradas amostras indeformadas, na profundidade de 0,20m, a fim de realizar os ensaios de laboratório, os quais foram processados em três diferentes teores de água, caracterizando-se as amostras, de cada solo, no seu estado seco, friável e plástico.

A coleta de amostras de solo indeformadas se faz necessária a fim de preservar a estrutura que o solo apresenta ao nível de campo, pois como salientam Salire et al. (1994), a destruição da estrutura do solo, através da utilização de amostras remoldadas ou perturbadas, pode causar a perda, principalmente, da "história de tensões" anterior do solo.

3.3 Equipamento

O equipamento utilizado foi um trator marca SLC - John Deere, modelo 5600 com TDA e um escarificador de hastes, marca Jan, modelo Jumbo-Matic, com ponteira estreita (Figura 15). As características dimensionais da haste e ponteira do escarificador são as seguintes;

$$\alpha = 17^{\circ}30';$$

$$W = 0,075\text{m};$$

$$W_h = 0,032\text{m};$$

$$H_h = 0,615\text{m}.$$

A haste é confeccionada em aço fundido SAE 090 e a ponteira em aço USI SAR 80.

Como o objetivo foi a análise da relação solo-máquina, utilizou-se apenas uma haste deste equipamento. Tentou-se manter a profundidade de trabalho em torno de 0,20m. Procurou-se manter a velocidade de deslocamento do conjunto trator-implemento próxima a $0,83\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ($3\text{km}\cdot\text{h}^{-1}$).



FIGURA 15 - Conjunto trator-escarificador utilizado nos trabalhos de campo.

3.4 Análises de Campo

Os dados referentes ao esforço de tração, velocidade de trabalho, profundidade de trabalho e distância total percorrida foram adquiridos diretamente no campo, através da utilização de um sistema portátil de aquisição de dados, projetado e confeccionado pelo autor, orientador e Prof. Dr. Renato Machado de Brito do Departamento de Engenharia, da Escola de Engenharia da UFRGS, o qual permitiu precisão e rapidez na obtenção dos resultados.

3.4.1 Sistema portátil de aquisição de dados

Este sistema é alimentado por uma bateria de 12V e o controle dos sinais elétricos feito por meio de um microcontrolador PIC modelo 16C73A. Possui também um display de cristal líquido de duas linhas com 16 caracteres e um conjunto de teclas que permite a visualização dos dados, sua seleção e configuração de aquisição. Os dados adquiridos pelo equipamento são armazenados numa memória RAM, com capacidade para 8Kbytes. Esta

memória possui uma bateria interna de Lítio, que mantém os dados gravados, mesmo que o equipamento seja desligado. A transferência dos dados adquiridos, para um computador portátil marca Toshiba modelo Satellite, é feita por meio de uma interface RS-232 serial (Figura 16).

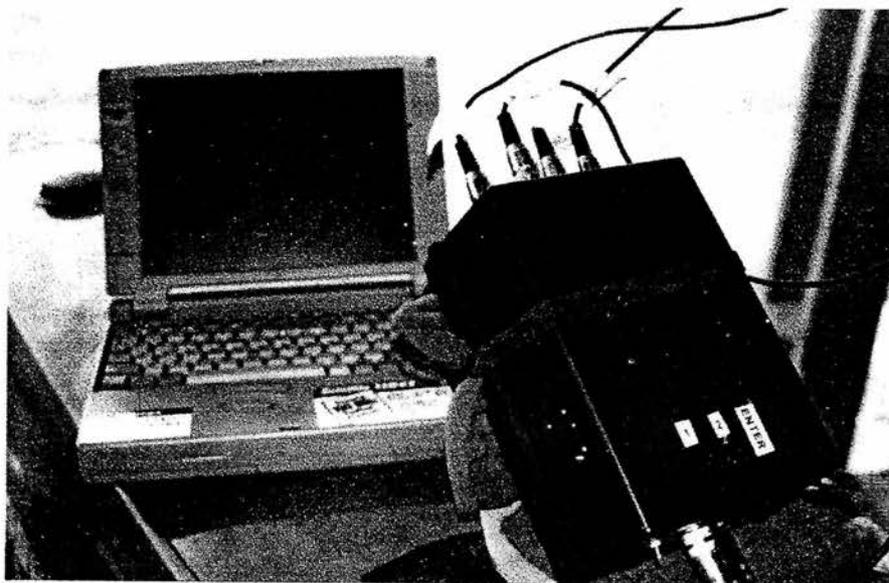


FIGURA 16 – Sistema coletor e processador de sinais com transferência para o computador portátil.

A aquisição de dados dá-se por meio de quatro canais digitais e dois canais analógicos. Os canais digitais são responsáveis pela obtenção da rotação de trabalho do motor do trator, rotação das rodas traseira direita e esquerda do trator e da rotação de uma roda odométrica localizada junto ao escarificador (Figuras 17, 18 e 19, respectivamente). Já os canais analógicos são responsáveis pela obtenção do esforço de tração produzido pelo escarificador e sua profundidade de atuação, durante todo o percurso (Figuras 20 e 21).



FIGURA 17 – Sensor de rotação do motor.

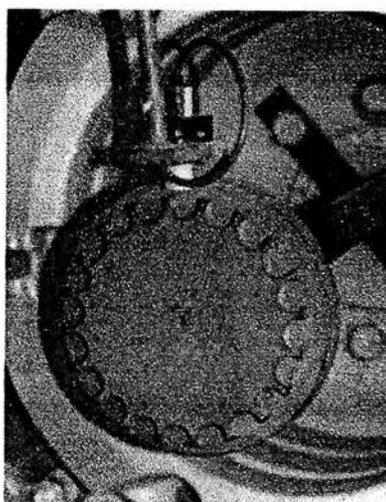


FIGURA 18 – Sensor de rotação das rodas do trator.



FIGURA 19 – Sensor de rotação da roda odométrica.

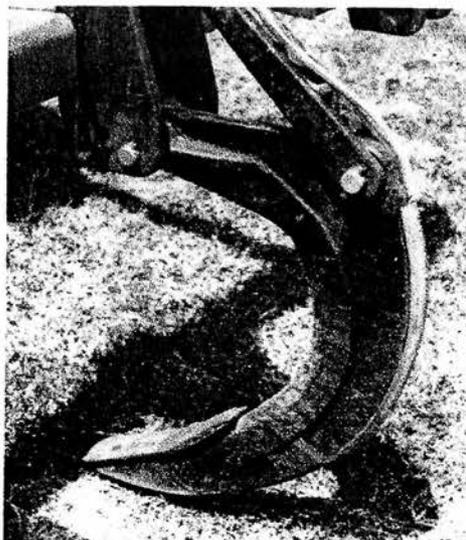


FIGURA 20 – Sensor de esforço de tração, acoplado à haste do escarificador.

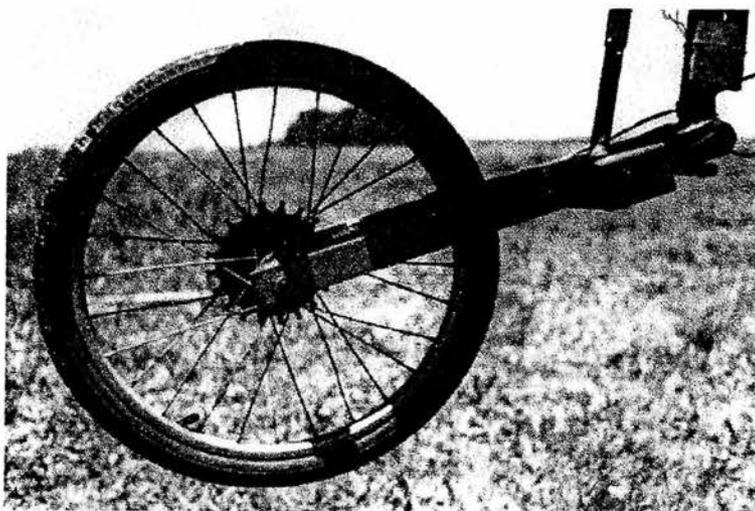


FIGURA 21 – Sensor de profundidade de trabalho.

A obtenção automática da profundidade de atuação da ferramenta, em cada ponto, durante o percurso da mesma torna-se de grande importância, pois conforme Salire et al. (1994), medir manualmente a profundidade de trabalho de implementos é bastante difícil. Estes autores salientam ainda que novas técnicas para a obtenção deste fator deveriam ser desenvolvidas.

Através da rotação da roda odométrica (Figura 19), localizada lateralmente à haste do escarificador, foi calculada a velocidade real de trabalho e a distância real percorrida, em cada parcela do experimento, em cada tipo de solo e condição de trabalho. Da mesma forma, com a utilização de um potenciômetro localizado junto a um braço de alavanca (Figura 20), ao qual fixou-se esta roda odométrica, foi possível a obtenção da profundidade real de trabalho da haste do escarificador, durante todo percurso, em cada parcela do experimento. Foram executados testes iniciais onde se comprovou, através de medidas de profundidade no campo, a eficiência do sistema de medida de profundidade de trabalho.

A calibração do sensor de esforço de tração, que se encontra acoplado à haste do escarificador, foi executada através de pré-testes em conjunto com uma célula de carga capaz de medir esforços de tração e compressão. A capacidade desta célula de carga é de 5000N, tendo sido previamente calibrada em máquina de tração. A comparação entre os valores medidos pela célula de carga e aqueles obtidos diretamente no sensor acoplado a haste do escarificador encontram-se num gráfico ilustrativo apresentado na Figura 22.

O esforço de tração obtido no campo foi comparado àqueles previstos pelos diversos modelos matemáticos para previsão da força de tração, descritos anteriormente. A intenção foi verificar a aplicabilidade destes modelos na previsão do esforço de tração para os solos e equipamento estudados.

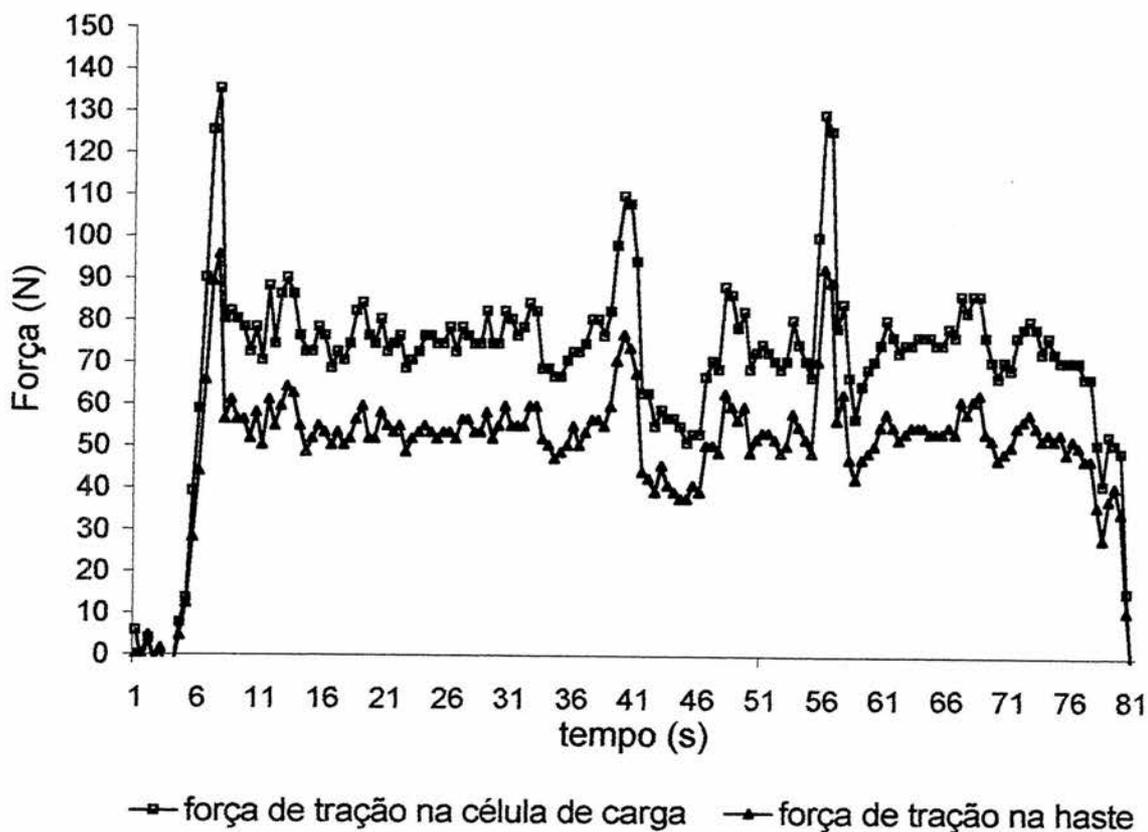


FIGURA 22 – Gráfico comparativo entre o esforço de tração obtido através da célula de carga e aquele adquirido diretamente na haste do escarificador.

3.5 Análises de laboratório

Para a análise da interação solo-ferramenta de preparo foram utilizados diferentes parâmetros, de fundamental importância para o alcance dos objetivos propostos. Os parâmetros de solo foram obtidos em laboratório, através da análise de amostras retiradas dos diversos locais utilizados para os trabalhos de campo. São eles:

3.5.1 Coesão e ângulo de atrito interno do solo

Para a obtenção destes dados, foram coletadas amostras indeformadas de solo na profundidade de 0,20m, em anéis cujas dimensões são padronizadas e apropriadas para posterior utilização na máquina de

cisalhamento direto, constando de 0,063m de diâmetro interno e 0,025m de altura. As amostras foram em número de quinze por parcela.

Cada conjunto de cinco amostras, após saturação, foi submetido a um determinado nível de sucção, em Câmara de Pressão de Richards, com o intuito de caracterizar-se teores de água no solo em três diferentes níveis. Estes níveis de sucção foram 100; 330 e 15000kPa, tendo-se o solo em três situações de teor de água, a saber:

- a- entre o limite superior e inferior de plasticidade;
- b- intermediário entre o limite de contração e o limite de inferior de plasticidade;
- c- inferior ao limite de contração de cada solo.

Desta forma foi possível caracterizar cada solo em seus estados úmido, friável e seco.

Após este tratamento, as amostras foram levadas ao equipamento de cisalhamento direto, da marca Soiltest, modelo D-350A-4, no Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS. Cada conjunto de cinco amostras foi submetido a tensões normais de 8,67; 17,34; 34,69; 69,37 e 138,74kPa, tendo-se, em cada situação de carregamento, um tempo de espera de dez minutos para adensamento das amostras.

Na execução do ensaio de cisalhamento direto a amostra foi colocada em uma caixa bipartida, onde é aplicada uma força normal N , aumentando em seguida a força tangencial T , provocando-se o deslocamento de uma das partes da caixa em relação a outra, até a ruptura, (Ortigão, 1995). Este deslocamento foi feito a uma velocidade de $0,3\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Para cada solo e cada situação de teor de água foram realizadas três repetições.

Em cada solo e teor de água, para as diferentes tensões normais, foi obtido um valor referente a uma tensão máxima de cisalhamento. Gráficos correlacionando a tensão normal com a tensão máxima de cisalhamento foram construídos. Através de curvas de regressão, obteve-se o ângulo de atrito interno e a coesão do solo, em cada situação de teor de água no solo, num total de três valores para cada situação. Posteriormente calculou-se a média, para cada solo e cada situação de teor de água do solo.

Quando da execução dos trabalhos de campo com o conjunto trator-escarificador, em duas condições diferentes de teor de água no solo, foram novamente coletadas amostras, num total de cinco, por bloco, o que permitiu ter-se uma repetição por bloco e quatro no total para o trabalho de campo. Estas amostras foram submetidas ao cisalhamento direto, cujo objetivo foi a obtenção da coesão e ângulo de atrito interno, com o teor de água que o solo apresentava durante os trabalhos de campo, da mesma forma que foi descrito anteriormente.

3.5.2 - Adesão e ângulo de atrito solo-metal

Para a obtenção destes dados, foram coletadas amostras de solo à profundidade de 0,20m, em anéis, cujas dimensões são as mesmas daquelas utilizadas para o ensaio de cisalhamento direto, anteriormente descrito. As amostras foram em número de quinze por parcela.

Da mesma forma que no cisalhamento direto, cada conjunto de cinco amostras, após saturação, foi submetido a um determinado nível de sucção, em Câmara de Pressão de Richards. Estes níveis foram da ordem de 100; 330 e 15000kPa, servindo para estudar-se o solo em três situações, que foram, em sua consistência plástica, friável e seca. Após este tratamento as

amostras foram submetidas ao equipamento de cisalhamento direto, da marca Soiltest, modelo D-350A-4, pertencente ao Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS. Cada conjunto de três amostras foi submetido a tensões normais de 8,67; 17,34; 34,69; 69,37 e 138,74kPa.

Para a execução do ensaio, a amostra foi colocada na parte superior da caixa bipartida, sendo que na sua parte inferior foi instalado um corpo de prova do mesmo material utilizado na confecção da ponteira do escarificador. Aplicou-se uma força normal N , em seguida uma força tangencial T , provocando-se o deslocamento de uma das partes da caixa em relação à outra. A tensão normal e de cisalhamento no plano de contato solo-metal são respectivamente, $\sigma = N/a$ e $\tau = T/a$, onde a é a área da seção transversal da amostra.

O resultado do ensaio, em um corpo de prova, é somente um ponto no gráfico $\sigma \times \tau$. Para cada uma das tensões normais foi obtida uma tensão máxima de cisalhamento solo-metal, tornando possível, assim, através da plotagem dos vários pontos e o traçado da equação da reta que passa pelos mesmos, a obtenção do índice de adesão solo-metal e do ângulo de atrito solo-metal. A relação destes fatores com o teor de água no solo é possível de ser estabelecida, comparando-se os diversos gráficos entre si.

Quando da execução dos trabalhos de campo com o conjunto trator-escarificador, foram novamente coletadas amostras, num total de cinco, por bloco em cada tratamento, o que permitiu ter-se uma repetição por bloco e quatro repetições por situação de trabalho de campo. Estas amostras foram submetidas ao mesmo ensaio descrito acima, cujo objetivo foi à obtenção da adesão solo-metal e ângulo de atrito solo-metal, com o teor de água que o solo apresentava durante os trabalhos de campo.

3.5.3- Tensão de pré-adensamento

Este dado foi obtido seguindo-se as recomendações estabelecidas na MB-336 (ABNT, 1990), através da utilização de uma prensa oedométrica marca Testop, pertencente ao Departamento de Solos da Faculdade de Agronomia da UFRGS.

Para a execução do ensaio uma amostra de solo cilíndrica foi confinada lateralmente por um anel de aço e no topo e base por placas porosas. A carga vertical foi transmitida por uma placa de distribuição rígida, com a função de uniformizar as pressões. Foram aplicados incrementos de carga, medindo-se as deformações verticais com o auxílio de um deflectômetro. Admitindo-se que os grãos sólidos são incompressíveis, a variação volumétrica ocorre pela expulsão de gases e água intersticial (Head, 1980; Ortigão, 1995).

Coletou-se nove amostras por parcela, em anéis de 0,063m de diâmetro interno e altura de 0,025 m, na profundidade de 0,20m. A exemplo do que foi descrito anteriormente, cada conjunto de três amostras foi submetido a um nível de sucção em Câmara de Pressão de Richards (100; 330 e 15000kPa), caracterizando-se o solo em sua consistência plástica, friável e seca. Cada amostra foi submetida a sete incrementos de carga, que foram; 12,5; 25; 50; 100; 200; 400 e 800kPa, efetuados, manualmente, a cada cinco minutos, com leituras em intervalos de 30", 1', 2', 4', e 5'. Adotou-se o intervalo de cinco minutos, devido a pré-testes realizados, os quais a exemplo do que constatou Carpenedo (1994), demonstraram que mais de 90% da consolidação da amostra ocorre neste intervalo de tempo. Com estes dados, foi construída a curva índice de vazios versus logaritmo da tensão vertical efetiva para cada um dos solos estudados, em cada condição de teor de água. A partir destas curvas

e pelo processo de Pacheco Silva (ABNT, 1990), obteve-se a tensão de pré-adensamento dos solos estudados. Um exemplo de obtenção da tensão de pré-adensamento pela utilização do processo estabelecido por Pacheco Silva (ABNT, 1990) encontra-se na Figura 23.

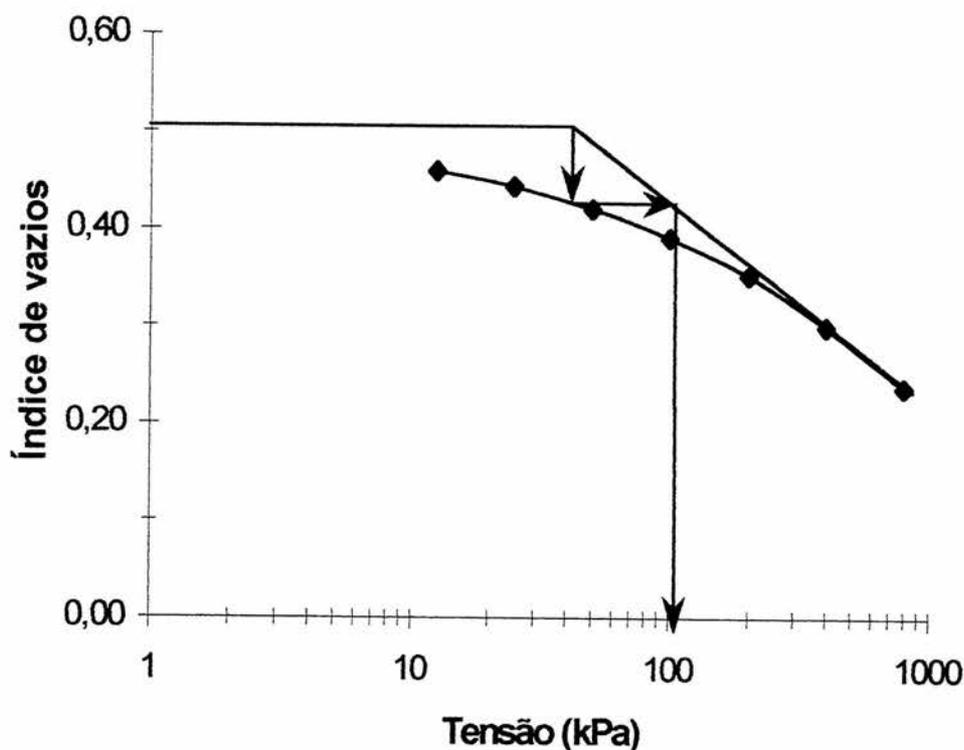


FIGURA 23 – Método de Pacheco Silva (ABNT, 1990), para obtenção da tensão de pré-adensamento.

Quando da execução dos trabalhos de campo com o conjunto trator-escarificador, foram novamente coletadas amostras, num total de três, por bloco, o que permitiu a obtenção de três repetições por local e quatro por situação de trabalho de campo. Estas amostras foram submetidas ao mesmo ensaio descrito acima, com o objetivo de obtenção da tensão de pré-adensamento, com o teor de água que o solo apresentava durante os trabalhos de campo.

3.5.4 Textura

Para a determinação da textura foram coletadas amostras, na profundidade de 0,20m, num total de nove por local trabalhado.

O procedimento para a determinação da textura foi o chamado método da pipeta, descrito por EMBRAPA (1997).

Calculou-se a textura média de cada local, a partir da textura obtida para cada conjunto de nove amostras, conforme descrito anteriormente.

Posteriormente utilizou-se o diagrama de repartição de classes texturais para classificação granulométrica, conforme estabelecido em Oliveira et al. (1992), a fim de classificar-se adequadamente cada solo, quanto à sua textura.

3.5.5 Índice de plasticidade

A obtenção do índice de plasticidade foi feita através da coleta de nove amostras de solo, na profundidade de 0,20m. Todas as amostras foram, então, passadas pela peneira de malha igual a 425 μ m. O limite inferior e superior de plasticidade foram determinados conforme a metodologia descrita por Head (1980).

O limite superior de plasticidade foi obtido através da utilização do aparelho de Casagrande. Por definição, este limite corresponde ao teor de água contido no solo, para o qual um sulco aberto (com a utilização de uma espátula de dimensões padronizadas) na amostra, colocada no aparelho anteriormente citado, fecha-se numa extensão aproximada de 0,013m, com um número de golpes igual a vinte e cinco.

O limite inferior de plasticidade foi obtido através da modelagem de cilindros, feitos a partir das amostras de solo, previamente umedecidas, as quais devem apresentar fissuras quando seu diâmetro é diminuído de 0,006m para 0,003m; esta diminuição de diâmetro deve ser feita através de movimentos de vai-e-vem da mão do operador, numa quantidade entre 5 e 10 movimentos, estando a amostra sobre uma placa de vidro. A amostra ao chegar aos 0,003m de diâmetro deve apresentar fissuras, tanto transversais quanto longitudinais. Por definição, o limite inferior de plasticidade é o teor de água contido na amostra de solo, quando ocorre a situação anteriormente citada.

O índice de plasticidade (equação 44) foi, portanto, determinado pela diferença entre o limite superior e o limite inferior de plasticidade, para cada conjunto de amostras, tendo sido posteriormente calculado o valor médio para cada local trabalhado.

$$IP = LSP - LIP \dots\dots\dots(44)$$

3.5.6 Densidade do solo

Para a obtenção da densidade do solo foram coletadas nove amostras indeformadas, por local trabalhado, com o mesmo tipo de anel anteriormente descrito, na profundidade de 0,20m. A metodologia utilizada foi a do anel volumétrico, descrita por Blake e Hartge (1986a), onde a densidade do solo é tida como a relação entre a massa de solo seco em estufa e o volume total da amostra, isto é, o volume das partículas mais o volume dos poros, (equação 45). A massa de solo seco é obtida após secagem da amostra em

estufa a 105°C, sendo que o volume é calculado através das dimensões do anel utilizado para a coleta.

$$D = M_{ss} / V_t \dots\dots\dots(45)$$

Os valores médios da densidade de cada solo foram obtidos através do cálculo da média dos dados de cada uma das amostras, em cada local trabalhado.

3.5.7 Densidade dos sólidos

Para a obtenção da densidade dos sólidos (densidade das partículas do solo), foram também coletadas nove amostras indeformadas, por local trabalhado, com o mesmo tipo de anel anteriormente descrito. A metodologia utilizada foi aquela descrita por Blake Hartge (1986b). Conforme estes autores a densidade dos sólidos expressa a relação entre a massa total das partículas sólidas e seu volume total, (equação 46).

$$D_s = M_s / V_s \dots\dots\dots(46)$$

Posteriormente foram calculados os valores médios, para cada local trabalhado.

3.5.6 Porosidade

Para a obtenção da porosidade total, macro e microporosidade do solo de cada local, amostras indeformadas foram coletadas em cilindros com 0,03m de altura e 0,05m de diâmetro, num total de nove por local trabalhado.

Conforme Pauletto e Turatti (1995), a porosidade do solo pode ser descrita em termos de espaços porosos equivalentes a sucções

correspondentes a altura de uma coluna de água, que pode variar de 0,10m a 15,00m.

A microporosidade foi calculada considerando-se que a mesma corresponde ao diâmetro dos poros que conseguem reter a água, em uma sucção de 0,60 metros de coluna de água, em um volume conhecido de solo. Portanto as amostras foram saturadas, pesadas e após sujeitas à sucção de 0,60mca, até estabelecer-se o equilíbrio entre a água retirada da amostra e a sucção aplicada, sendo então pesadas novamente. Posteriormente foram secas em estufa a 105°C e novamente pesadas. Como o volume do anel utilizado para a retirada das amostras é conhecido, pode-se calcular a microporosidade através da equação 47, abaixo:

$$M_i = (M_{s60} - M_{ss}) / V_t \dots \dots \dots (47)$$

A porosidade total foi obtida através da utilização da equação 48, na qual estão correlacionadas a densidade do solo e a densidade dos sólidos.

$$P_t = 1 - (D / D_s) \dots \dots \dots (48)$$

A macroporosidade, conforme Jong van Lier (1997), corresponde aos poros, que em condições normais de campo, não contém água, servindo para a aeração do perfil do solo e distribuição rápida de água. Como a macroporosidade também corresponde à quantidade de água que foi drenada da amostra submetida à sucção anteriormente citada, esta foi obtida por diferença entre a porosidade total e a microporosidade, conforme pode ser observado na equação 49, abaixo:

$$M_a = P_t - M_i \dots \dots \dots (49)$$

Posteriormente os valores médios da microporosidade, porosidade total e macroporosidade referentes a cada local trabalhado foram calculados.

3.6 Delineamento estatístico

O delineamento estatístico utilizado, no experimento de campo, foi o de blocos ao acaso com quatro repetições. Foram obtidos diretamente no campo os dados referentes ao esforço de tração. Estes dados foram caracterizados como variáveis de resposta, enquanto que as variáveis fixas foram a velocidade de deslocamento da máquina, a profundidade de trabalho e o teor de água no solo.

O material analisado em laboratório, nos ensaios de cisalhamento direto, compressão oedométrica, textura, índice de plasticidade, porosidade, densidade do solo e densidade dos sólidos, foi coletado nas parcelas experimentais na profundidade de 0,20m, em três diferentes locais, para cada solo. Foram obtidas três repetições de cada local, totalizando nove amostras para cada análise, através das quais foram calculados os valores médios.

Foram feitas análises estatísticas, através do teste de comparação de médias, no sentido de verificar a existência de diferença significativa entre os valores de esforço de tração obtidos diretamente no campo e aqueles previstos pelos diferentes modelos.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Parâmetros físicos dos solos

Os dados referentes aos parâmetros físicos, para a caracterização dos solos estudados, Planossolo e Argissolo Vermelho, encontram-se na Tabela 1.

Observando-se os dados constantes na Tabela 1, referentes à textura e utilizando-se o diagrama de repartição de classes texturais para classificação granulométrica, apresentado em Oliveira et al. (1992), pode-se classificar o Planossolo e o Argissolo Vermelho como sendo solos de textura franco arenosa. Entretanto verifica-se que a quantidade de argila presente no Argissolo Vermelho é maior do que a do Planossolo.

Com relação à densidade, observa-se que, ambas, densidade do solo e densidade dos sólidos, tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo Vermelho, são muito próximas.

TABELA 1 – Parâmetros físicos para caracterização dos solos estudados (média de nove repetições).

Parâmetro	Planossolo	Argissolo
Textura (kg.kg⁻¹)		
Areia	0,620	0,672
Silte	0,263	0,150
Argila	0,117	0,178
Densidade (kg.m⁻³)		
Densidade do Solo	1513	1570
Densidade dos sólidos	2695	2636
Limites de Atterberg (kg.kg⁻¹)		
Limite Superior de Plasticidade	0,217	0,226
Limite Inferior de Plasticidade	0,181	0,139
Índice de Plasticidade	0,036	0,087
Porosidade (m³.m⁻³)		
Macroporosidade	0,086	0,149
Microporosidade	0,353	0,268
Porosidade Total	0,439	0,418

No que diz respeito aos limites de Atterberg, nota-se que os dois solos estudados apresentam valores para o limite superior de plasticidade (LSP) semelhantes. No entanto, em relação ao limite inferior de plasticidade (LIP) existe uma certa diferença, o que proporciona um índice de plasticidade mais do que duas vezes superior para o Argissolo Vermelho, quando comparado àquele encontrado para o Planossolo. Pode-se, portanto, afirmar que o Argissolo Vermelho apresenta menor capacidade de armazenamento de água, ao contrário do Planossolo, que apresenta a maior capacidade de retenção de água. O maior índice de plasticidade do Argissolo Vermelho

evidencia as observações feitas por Ashburner e Sims (1984) e Sánchez-Girón (1996), os quais salientam que este fator é afetado pela quantidade de argila: quanto maior a quantidade de argila presente no solo maior o índice de plasticidade. Também, através da observação dos limites de Atterberg, pode-se caracterizar os pontos de conteúdo de água a partir dos quais os solos passam do seu estado friável para o seu estado plástico e deste para o estado fluído. O teor de água acima do limite superior de plasticidade caracteriza o solo em seu estado fluído. O teor de água entre o limite inferior de plasticidade e o limite superior de plasticidade caracteriza o estado plástico do solo, enquanto que abaixo do limite inferior de plasticidade até o limite de contração, o solo encontra-se em seu estado friável. Quando o teor de água do solo estiver abaixo do limite de contração, caracteriza o estado seco do solo.

Através de pré-testes verificou-se que, para os solos estudados ao aplicar-se a sucção de 100kPa, a quantidade de água remanescente corresponderia ao teor de água do solo na sua fase plástica, pois o valor obtido ficou abaixo do limite superior de plasticidade e acima do limite inferior de plasticidade. Quando os solos foram submetidos a uma sucção de 330kPa, proporcionou-se a expulsão da água em limites que permitiram atingir o estado friável, visto que o teor de água obtido ficou abaixo do limite inferior de plasticidade. Quando as amostras foram submetidas a uma sucção de 15000kPa atingiram o estado seco.

Verifica-se também que a microporosidade é maior que a macroporosidade para os dois solos estudados, sendo que o Argissolo Vermelho apresenta a maior macroporosidade e a menor microporosidade, quando comparado ao Planossolo. Observa-se também que, embora os

valores de macro e microporosidade sejam diferentes, os valores da porosidade total são bastante próximos nos dois solos.

4.2 Coesão e ângulo de atrito interno do solo

Através dos gráficos apresentados nas Figuras 24 e 25, torna-se possível à obtenção da equação da reta que permite o cálculo do ângulo de atrito interno e da coesão do Planossolo, em diferentes condições de teor de água no solo.

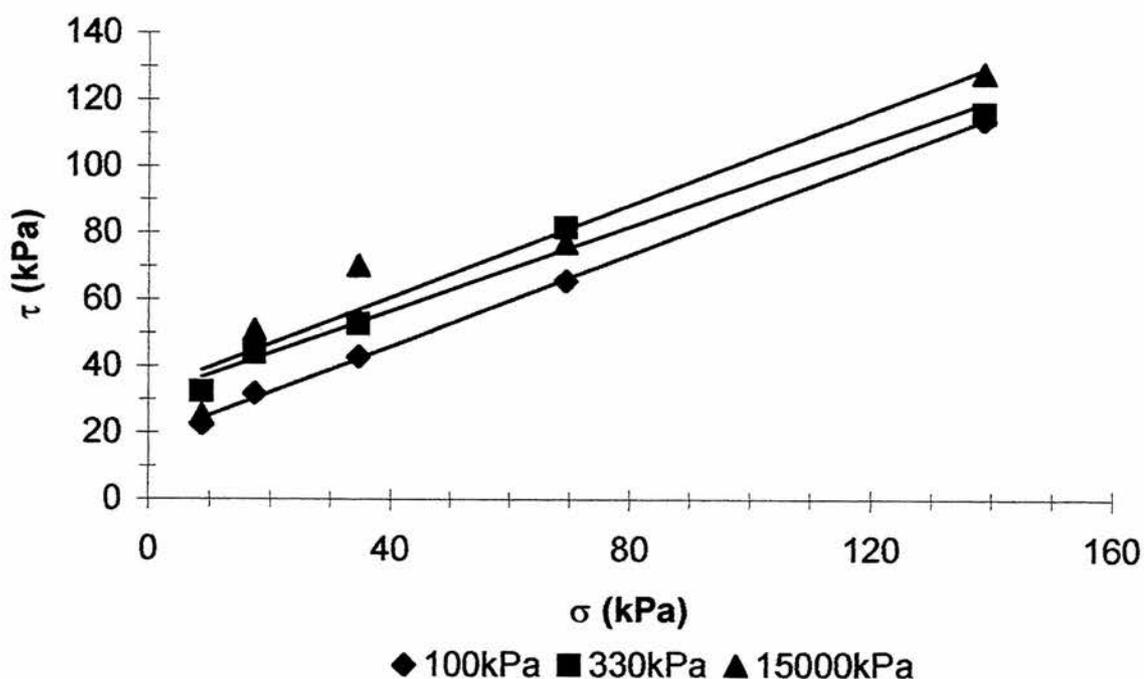


FIGURA 24 – Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três sucções), Planossolo (valores médios de três repetições).

Para o Planossolo obteve-se as seguintes equações:

Sucção de 100kPa; $\tau = 21,023 + 0,6312\sigma$, $r^2 = 0,9993$, $\theta = 0,19 \text{ kgkg}^{-1}$(50)

Sucção de 330kPa; $\tau = 31,359 + 0,6325\sigma$, $r^2 = 0,9833$, $\theta = 0,14 \text{ kgkg}^{-1}$(51)

Sucção de 15000kPa; $\tau = 32,910 + 0,6954\sigma$, $r^2 = 0,9288$, $\theta = 0,08 \text{ kgkg}^{-1}$(52)

Quando os testes de campo para a verificação dos parâmetros relacionados à máquina agrícola foram realizados, foram coletadas amostras para novos testes de cisalhamento, cujos resultados são apresentados a seguir.

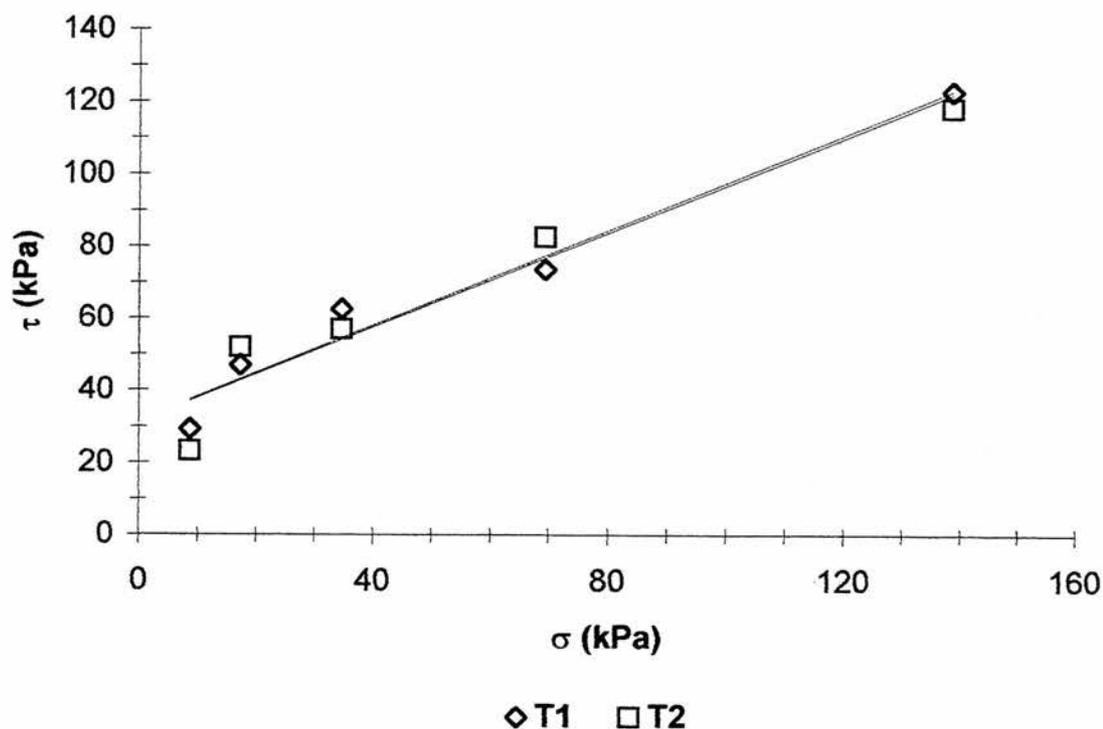


FIGURA 25 – Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), em duas situações de trabalho de campo (testes 1 e 2), Planossolo (valores médios de quatro repetições).

Para os testes de campo do Planossolo obteve-se as seguintes equações:

$$\text{Teste 1; } \tau = 31,651 + 0,6583\sigma, \quad r^2 = 0,9683, \theta = 0,12 \text{ kg.kg}^{-1} \dots\dots\dots(53)$$

$$\text{Teste 2; } \tau = 31,536 + 0,6507\sigma, \quad r^2 = 0,9436, \theta = 0,13 \text{ kg.kg}^{-1} \dots\dots\dots(54)$$

Com estes dados vem a ser possível a montagem da tabela a seguir.

Tabela 2 – Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito interno do solo (ϕ) e coesão do solo (C), para o Planossolo (valores médios de três repetições).

Teor de água(kg.kg^{-1})	ϕ ($^{\circ}$)	C (kPa)
0,19	32,24	21,02
0,14	32,31	31,36
0,13	33,04	31,53
0,12	33,34	31,65
0,08	35,20	31,73

Os dados referentes aos teores de água de 0,12 e 0,13 kg.kg^{-1} , foram àqueles obtidos quando dos testes de campo T1 e T2, respectivamente.

Com estes resultados foram estabelecidos os gráficos, linhas de tendência e equações que relacionam a coesão e o ângulo de atrito interno do Planossolo, em função do teor de água.

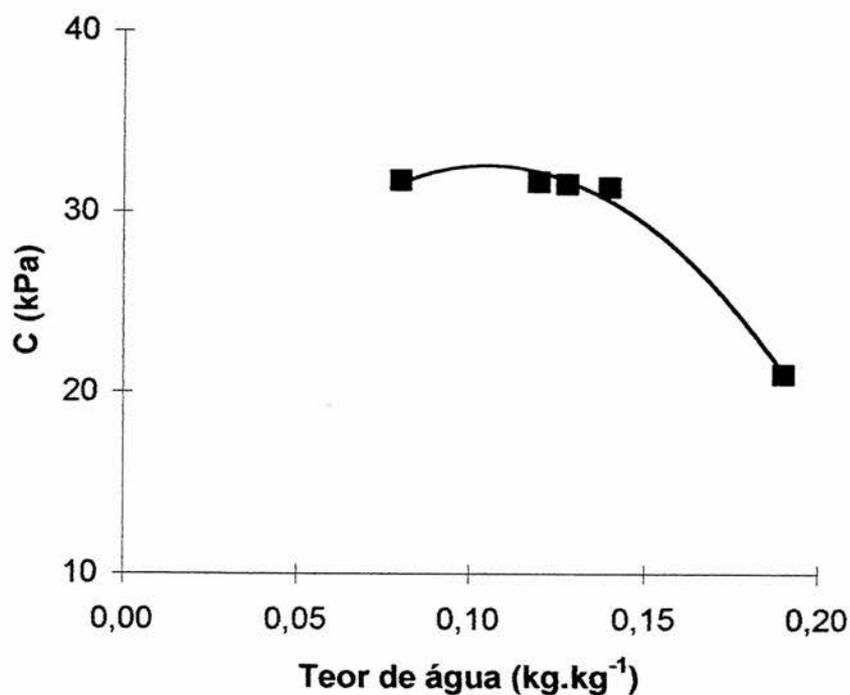


FIGURA 26 – Coesão do solo (kPa) versus teor de água (kg.kg⁻¹), para o Planossolo (valores médios de três repetições).

Através da linha de tendência estabelecida na Figura 26, pode-se obter a equação que define o comportamento da coesão em função do teor de água presente no Planossolo, a qual é apresentada a seguir.

$$C = -1583,5 \theta^2 + 332,41 \theta + 15,129; r^2 = 0,9808 \dots \dots \dots (55)$$

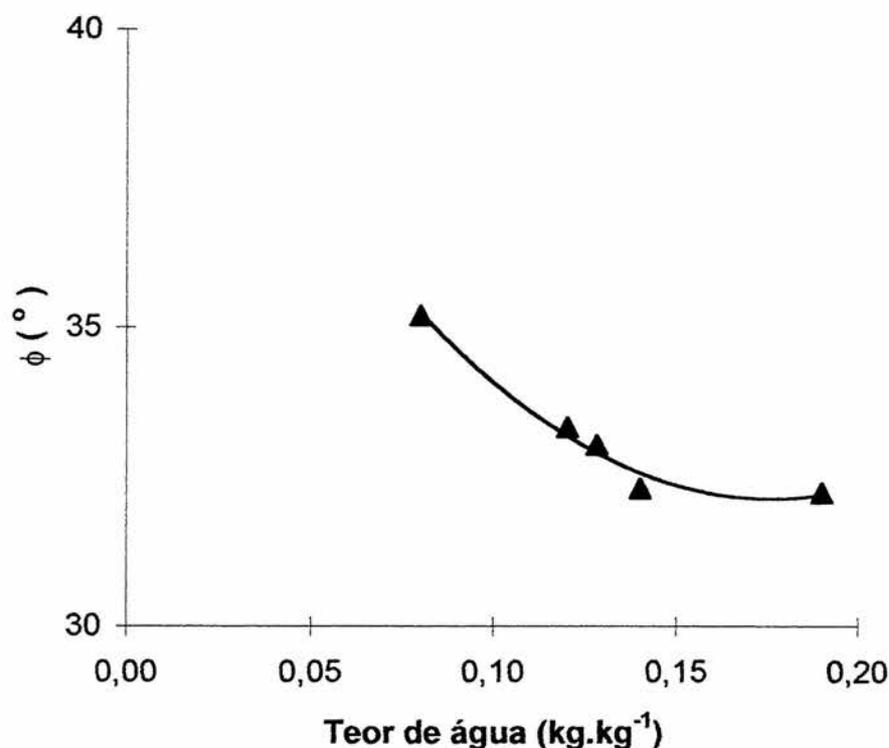


FIGURA 27 – Ângulo de atrito interno do solo (°) versus teor de água (kg.kg⁻¹), para o Planossolo (valores médios de três repetições).

Com a linha de tendência obtida na figura 27, pode-se estabelecer a equação que define o comportamento do ângulo de atrito interno em função do teor de água presente no Planossolo, a qual é apresentada abaixo.

$$\phi = 337,94 \theta^2 - 118,88 \theta + 42,593; r^2 = 0,9808 \dots \dots \dots (56)$$

Analisando-se a Tabela 2 em conjunto com a Figura 26, nota-se que a coesão apresenta pequena variação entre os teores de água de 0,08 e 0,14kg.kg⁻¹, teores de água estes que caracterizam o estado seco e friável do solo. Observa-se também que a mesma cai bruscamente quando o teor de água do solo se aproxima de seu estado plástico.

Com relação ao ângulo de atrito interno do Planossolo, verifica-se, através da Tabela 2 e Figura 27, que o mesmo apresenta pequena variação,

em torno de 3° , entre os teores de água de $0,19\text{kg.kg}^{-1}$ (máximo) e $0,08\text{kg.kg}^{-1}$ (mínimo), embora seja possível observar que o mesmo apresenta a tendência de decrescer conforme o teor de água do Planossolo aumenta.

Através dos gráficos acima estabelecidos pode-se calcular a coesão e o ângulo de atrito interno do Planossolo, em diferentes situações de teor de água no solo, o que vem a ser uma ferramenta importante no estudo dos modelos que se propõem a calcular o esforço de tração proporcionado por uma ferramenta de preparo do solo.

Com os gráficos apresentados nas Figuras 28 e 29, obtém-se a equação da reta que permite o cálculo do ângulo de atrito interno e a coesão, do Argissolo Vermelho, em cada condição de teor de água.

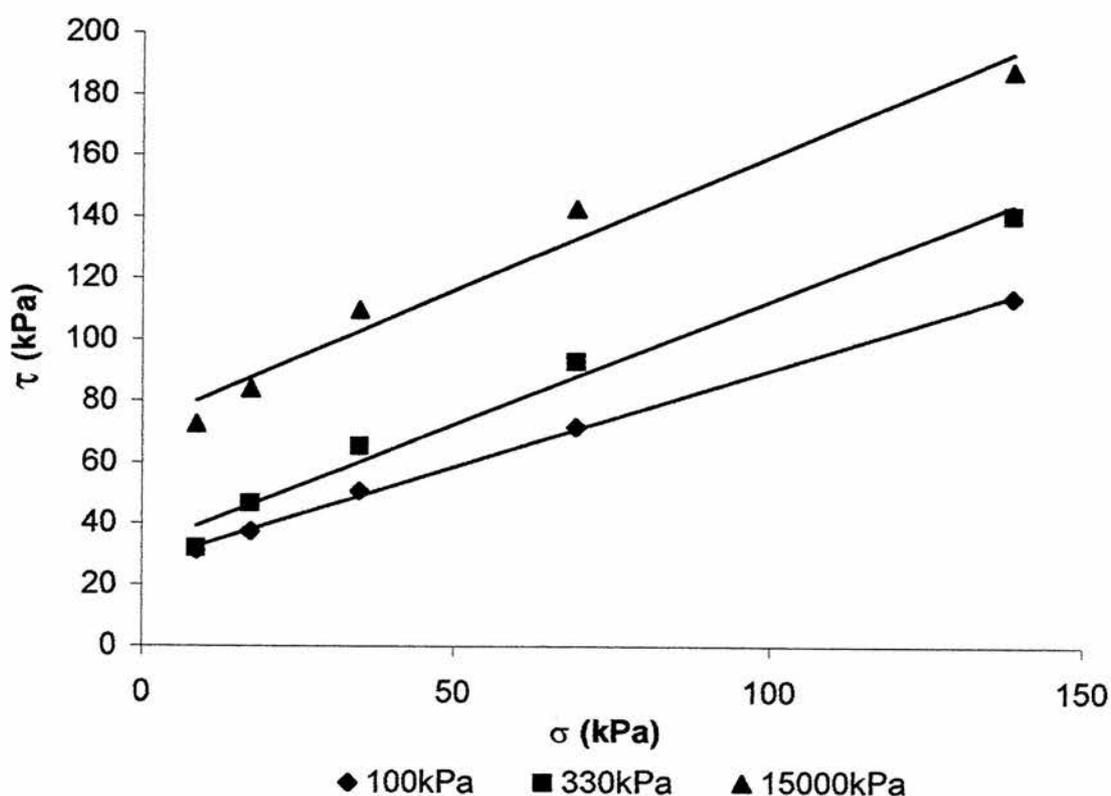


FIGURA 28 – Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ) em três teores de água (três sucções), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Para o Argissolo Vermelho obteve-se as equações a seguir:

$$\text{Sucção de } 100\text{kPa}; \tau = 27,092 + 0,6309\sigma, r^2 = 0,9987, \theta = 0,13\text{kg.kg}^{-1} \dots(57)$$

$$\text{Sucção de } 330\text{kPa}; \tau = 32,185 + 0,8060\sigma, r^2 = 0,9850, \theta = 0,11\text{kg.kg}^{-1} \dots(58)$$

$$\text{Sucção de } 15000\text{kPa}; \tau = 72,339 + 0,8747\sigma, r^2 = 0,9724, \theta = 0,08\text{kg.kg}^{-1} \dots(59)$$

Quando dos testes de campo para a verificação dos parâmetros relacionados à máquina agrícola, foram coletadas amostras para novos testes de cisalhamento, adesão solo-metal e compressibilidade do Argissolo Vermelho. Os dados referentes ao teste de campo T1 não estão computados, devido ao fato do solo encontrar-se com baixo teor de água, quando da realização destes testes, o que impediu a retirada de amostras indeformadas. Os resultados referentes aos testes de cisalhamento para o teste de campo T2 são apresentados abaixo.

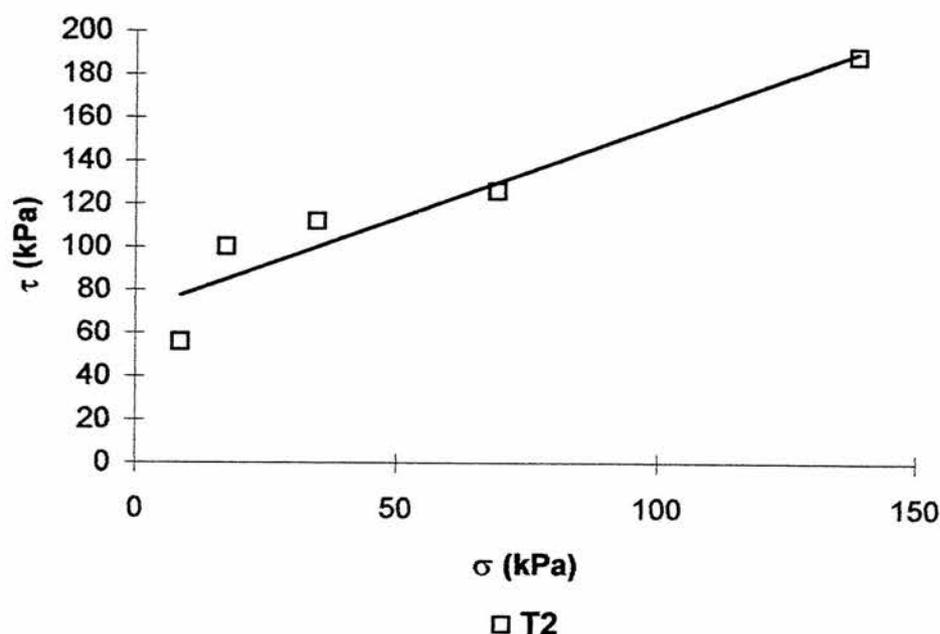


FIGURA 29 – Tensão máxima de cisalhamento (τ) versus tensão normal (σ), situação de trabalho de campo (teste 2), Argissolo Vermelho (valores médios de quatro repetições).

Para o teste de campo do Argissolo Vermelho obteve-se a seguinte equação:

$$\text{Teste 2; } \tau = 69,987 + 0,8675\sigma, r^2 = 0,9078, \theta = 0,09 \text{ kg.kg}^{-1} \dots\dots\dots(60)$$

Com os dados obtidos através destes testes, montou-se a tabela a seguir.

Tabela 3 – Relação entre o teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito interno do solo (ϕ) e coesão do solo (C), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Teor de água (kg.kg^{-1})	ϕ ($^{\circ}$)	C (kPa)
0,13	33,19	26,40
0,11	38,63	32,19
0,09	40,92	69,99
0,08	41,17	72,34

Os dados referentes ao teor de água de $0,09\text{kg.kg}^{-1}$, foram àqueles obtidos quando do teste de campo T2.

Através destes resultados foram estabelecidos os gráficos (Figuras 30 e 31), com respectivas linhas de tendência e equações que relacionam a coesão e o ângulo de atrito interno do Argissolo Vermelho, em função do teor de água.

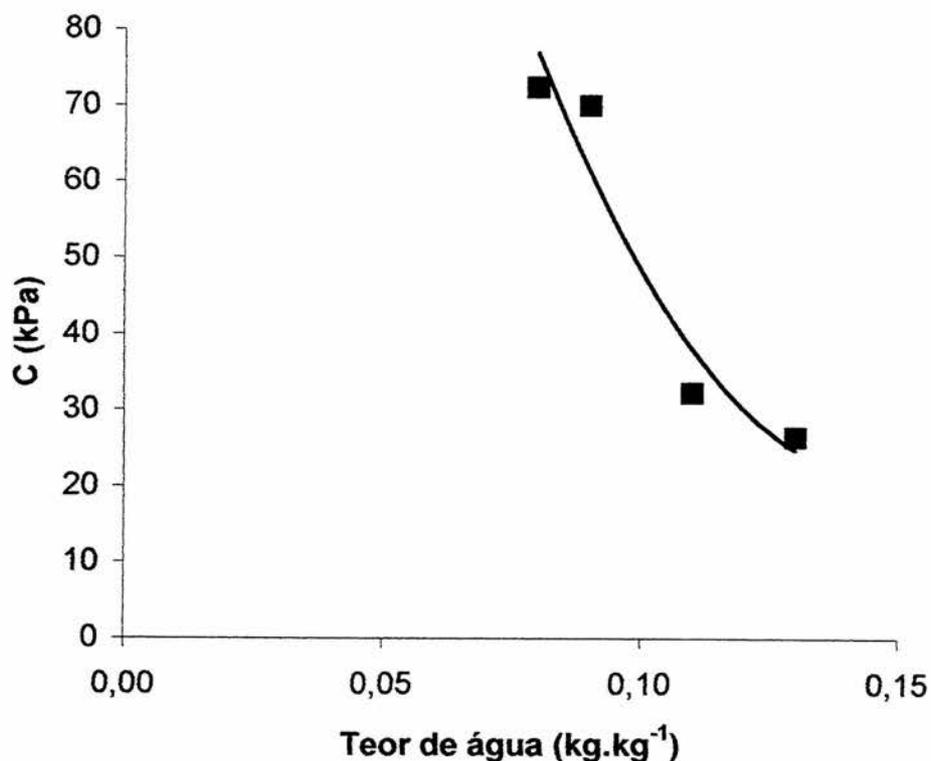


FIGURA 30 – Coesão do solo (kPa) versus teor de água (kg.kg⁻¹), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Através da linha de tendência estabelecida na Figura 30, pode-se obter a equação que define o comportamento da coesão em função do teor de água presente no Argissolo Vermelho, a qual é apresentada a seguir.

$$C = 12752 \theta^2 - 3722,9 \theta + 293,15; r^2 = 0,9261 \dots \dots \dots (61)$$

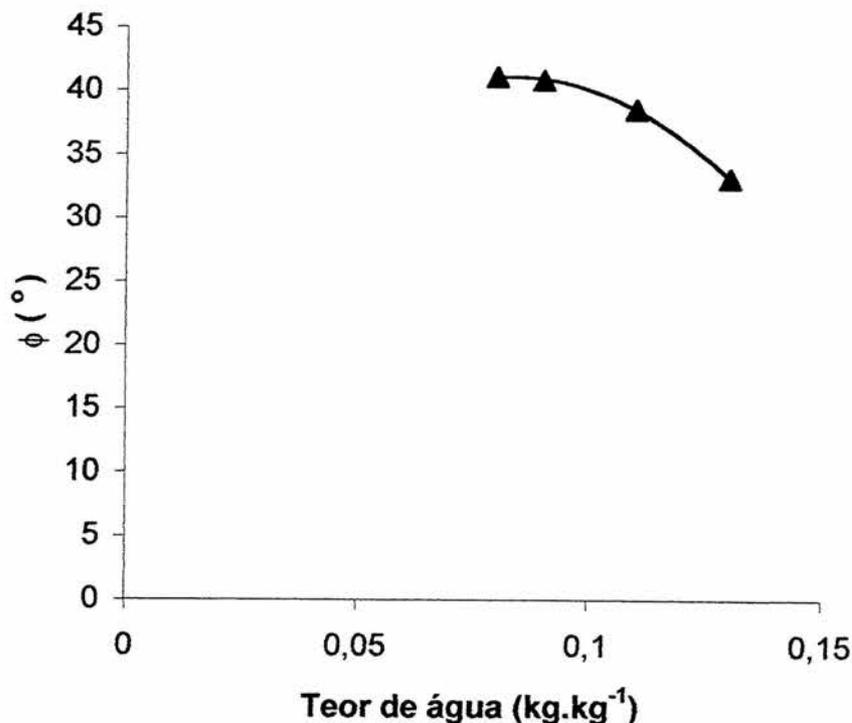


FIGURA 31 – Ângulo de atrito interno do solo (°) versus teor de água (kg.kg⁻¹), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Com a linha de tendência estabelecida na Figura 31, obtém-se a equação que define o comportamento do ângulo de atrito interno em função do teor de água presente no Argissolo Vermelho, a qual é apresentada abaixo.

$$\phi = -3661,5 \theta^2 + 610,64 \theta + 15,707; r^2 = 0,9997 \dots \dots \dots (62)$$

Ao analisar-se a Tabela 3 em conjunto com a Figura 30, verifica-se que a coesão aumenta bruscamente conforme diminui o teor de água do Argissolo Vermelho, chegando a ser quase três vezes maior, quando este solo passa de um teor de água de 0,13kg.kg⁻¹ para 0,08kg.kg⁻¹.

Por meio do gráfico apresentado na Figura 31 e Tabela 3 torna-se possível à identificação do comportamento do Argissolo Vermelho, no que se

refere ao seu ângulo de atrito interno, em diferentes teores de água presentes no solo. Verifica-se, ao comparar os resultados aqui obtidos com aqueles do Planossolo que, embora se tenha uma menor variação do teor de água nos testes realizados, a variação deste fator foi maior no Argissolo Vermelho. No entanto, os dois solos apresentaram a mesma tendência, ou seja, aumento do ângulo de atrito interno, com a diminuição do teor de água.

Com as equações e gráficos anteriormente estabelecidos, torna-se possível o cálculo da coesão e ângulo de atrito interno para o Argissolo vermelho, em diferentes situações de teor de água no solo. A exemplo do que foi estabelecido para o Planossolo, isto vem a ser uma importante ferramenta, para o estudo dos modelos que se propõem a calcular o esforço de tração proporcionado por ferramentas de preparo do solo.

Uma análise das Tabelas 2 e 3, em conjunto com as Figuras 26 e 30, mostra que para os dois solos existe uma certa tendência da coesão em aumentar conforme diminui o teor de água no solo, o que já era esperado, visto que, quanto menor o teor de água no solo, mais forte se dá a união entre as partículas, fato também comprovado por McKyes et al. (1994). Com relação ao ângulo de atrito interno do solo, Figuras 27 e 31, verifica-se, tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo Vermelho, que ocorre uma certa elevação à medida que diminui o teor de água no solo, mesmo sendo os valores obtidos um pouco diferentes (e maiores) para o Argissolo Vermelho. Estes fatos confirmam as observações de Schjønning (1986), o qual salienta que o tipo de solo influencia fortemente a resistência ao cisalhamento. Também Ashburner e Sims (1984) salientam que a coesão e o ângulo de atrito interno do solo são variáveis e dependentes do teor de água no solo, tamanho das partículas,

tamanho e forma dos agregados e grau de consolidação do solo, podendo existir várias combinações destes fatores com outros, levando a necessidade de medir-se a coesão e o ângulo de atrito interno para cada condição de solo.

As observações acima comprovam a análise de Sánchez-Girón (1996), o qual informa que as fases sólida e líquida do solo condicionam o seu comportamento mecânico, sendo que a água ao saturar os poros pode reduzir as forças de contato entre as partículas, reduzindo a resistência ao cisalhamento, pela diminuição do seu atrito interno.

4.3 Adesão solo-metal e ângulo de atrito solo-metal

Com os gráficos apresentados nas Figuras 32 e 33, obtêm-se as equações com as quais vem a ser possível calcular a adesão solo-metal (C_a) e o ângulo de atrito solo-metal (δ), para o Planossolo, em diversas condições de teor de água no solo.

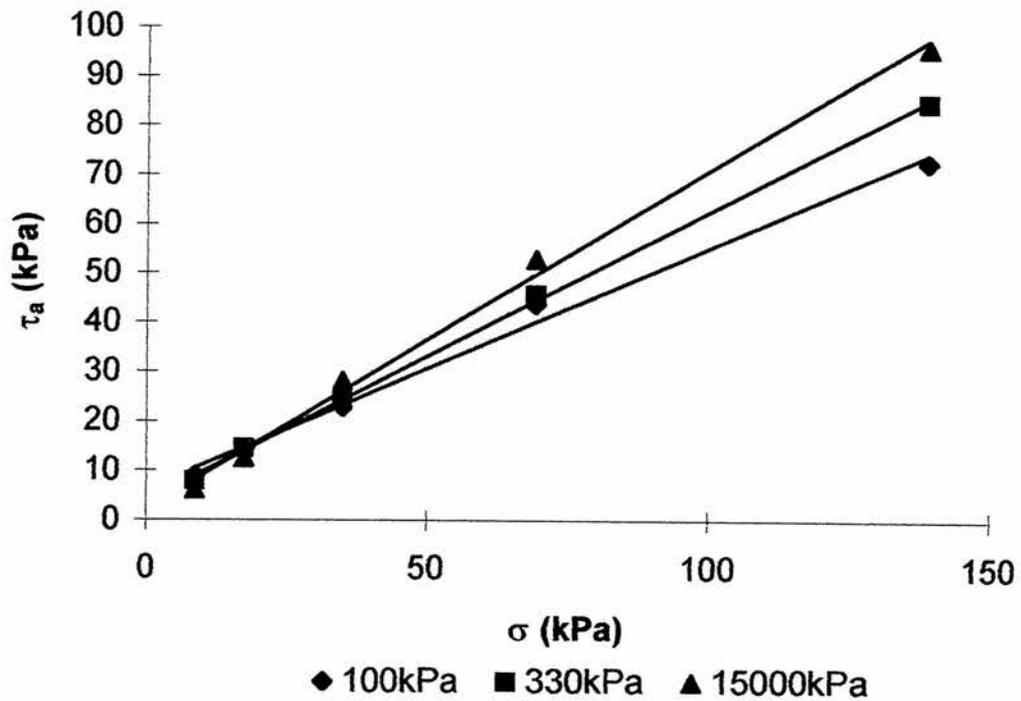


FIGURA 32 – Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três sucções), Planossolo (valores médios de três repetições).

Através deste gráfico obteve-se as seguintes equações:

$$\text{Sucção de } 100\text{kPa}; \tau_a = 6,1716 + 0,4905\sigma, r^2 = 0,9935 \dots (63)$$

$$\text{Sucção de } 330\text{kPa}; \tau_a = 3,8265 + 0,5867\sigma, r^2 = 0,9992 \dots (64)$$

$$\text{Sucção de } 15000\text{kPa}; \tau_a = 2,1224 + 0,6878\sigma, r^2 = 0,9956 \dots (65)$$

Quando dos testes de campo referentes aos parâmetros relacionados à máquina agrícola, foram coletadas amostras a fim de proceder-se a novos testes de cisalhamento, sendo os resultados apresentados a seguir.

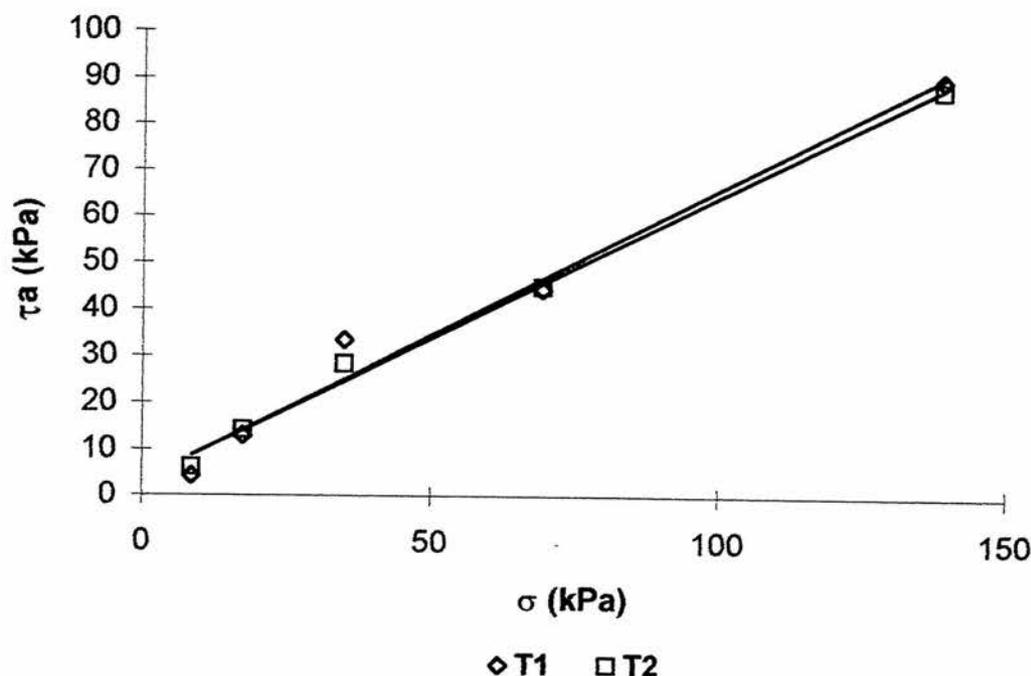


FIGURA 33 – Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em duas situações de trabalho de campo (testes 1 e 2), Planossolo (valores médios de quatro repetições).

Com este gráfico é possível a obtenção das equações a seguir:

$$\text{Teste 1; } \tau_a = 3,2803 + 0,6267\sigma, r^2 = 0,9781, \theta = 0,12 \text{ kg.kg}^{-1} \dots\dots\dots (66)$$

$$\text{Teste 2; } \tau_a = 3,5289 + 0,6094\sigma, r^2 = 0,9945, \theta = 0,13 \text{ kg.kg}^{-1} \dots\dots\dots (67)$$

Com os dados acima se torna possível à montagem da Tabela 4.

Tabela 4 – Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito solo-metal (δ) e adesão solo-metal (Ca), para o Planossolo (valores médios de três repetições).

Teor de água (kg.kg^{-1})	δ (°)	Ca (kPa)
0,22	26,10	6,17
0,15	30,38	3,83
0,13	31,35	3,53
0,12	32,11	3,28
0,10	35,05	2,12

Os dados relativos aos teores de água de 0,12 e 0,13kg.kg⁻¹, foram àqueles oriundos dos testes de campo, T1 e T2, respectivamente.

Através desta pode-se montar os gráficos com as respectivas linhas de tendência e equações, onde são relacionados à adesão solo-metal (Figura 33) e o ângulo de atrito solo-metal (Figura 34), do Planossolo, em função do teor de água presente no solo.

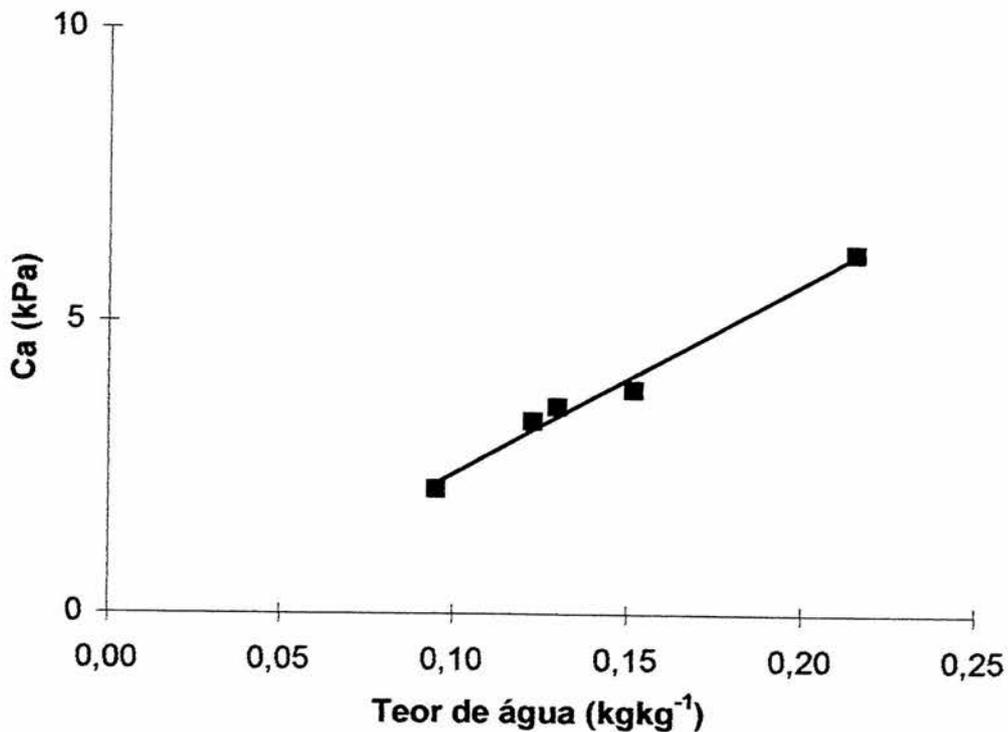


FIGURA 34 – Adesão solo-metal (Ca) versus teor de água no solo (kg.kg⁻¹), Planossolo (valores médios de três repetições).

Com a linha de tendência obtida na Figura 34, vem a ser possível o estabelecimento da equação que define o comportamento da adesão solo-metal relativo ao teor de água presente no Planossolo, a qual é apresentada abaixo.

$$Ca = 32,521\theta - 0,8679, \quad r^2=0,9863 \dots \dots \dots (68)$$

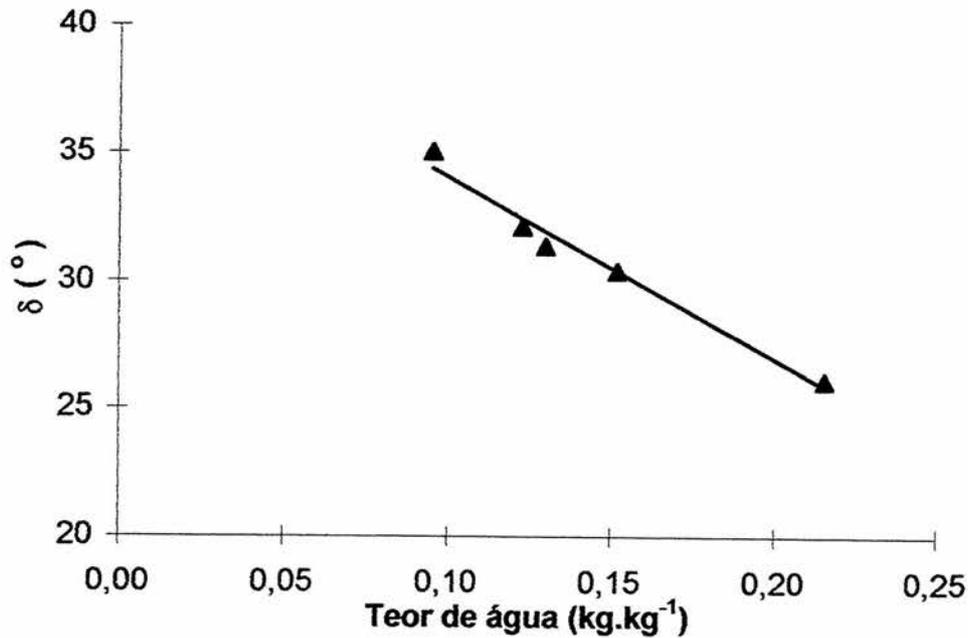


FIGURA 35 – Ângulo de atrito solo-metal (δ) versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Planossolo (valores médios de três repetições).

Através da figura acima se obtém a linha de tendência que define o comportamento do ângulo de atrito solo-metal, em função do teor de água presente no Planossolo. Esta equação é apresentada a seguir.

$$\delta = -70,9830 + 41,158, r^2=0,9782 \dots\dots\dots(69)$$

Observando a Tabela 4 e as Figuras 34 e 35, pode-se analisar o comportamento da adesão solo-metal e ângulo de atrito solo-metal, do Planossolo em diversos teores de água no solo. Antes de proceder-se a esta análise serão apresentados os dados referentes ao Argissolo Vermelho.

Através das Figuras 36 e 37, torna-se possível à obtenção das equações que possibilitam o cálculo da adesão solo-metal e o ângulo de atrito solo-metal, para o Argissolo vermelho, em diferentes teores de água presentes no solo.

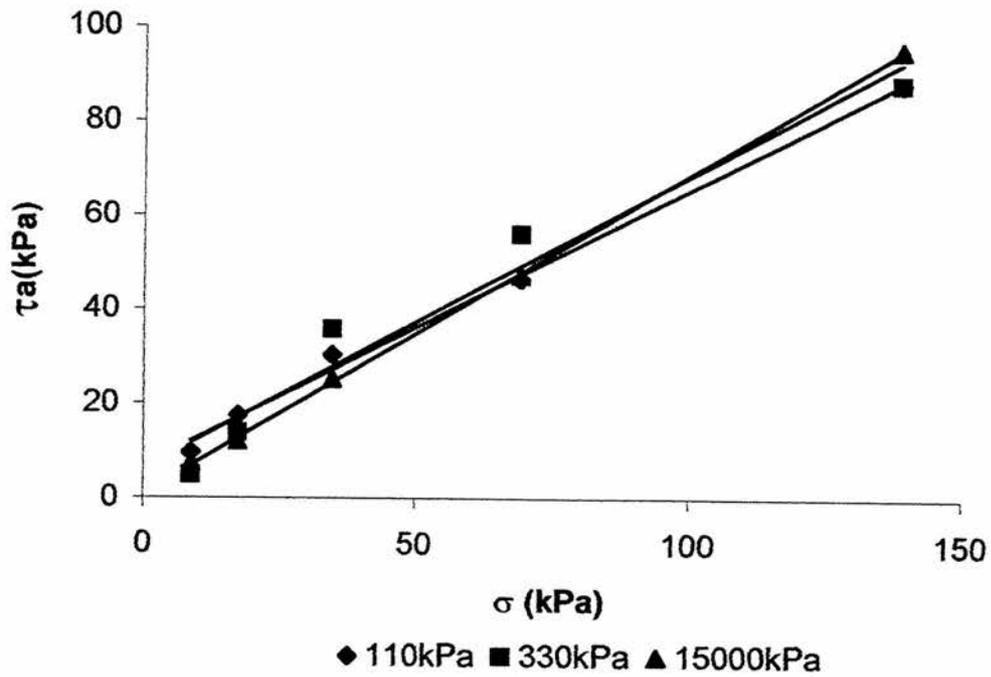


FIGURA 36 – Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), em três teores de água (três sucções), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Por meio deste gráfico podem ser obtidas as seguintes equações:

$$\text{Sucção de } 100\text{kPa}; \tau_a = 6,9722 + 0,5847\sigma, r^2 = 0,9957 \theta = 0,13 \dots \dots \dots (70)$$

$$\text{Sucção de } 330\text{kPa}; \tau_a = 6,3761 + 0,6200\sigma, r^2 = 0,9588 \theta = 0,11 \dots \dots \dots (71)$$

$$\text{Sucção de } 15000\text{kPa}; \tau_a = 1,0550 + 0,6762\sigma, r^2 = 0,9996 \theta = 0,08 \dots \dots \dots (72)$$

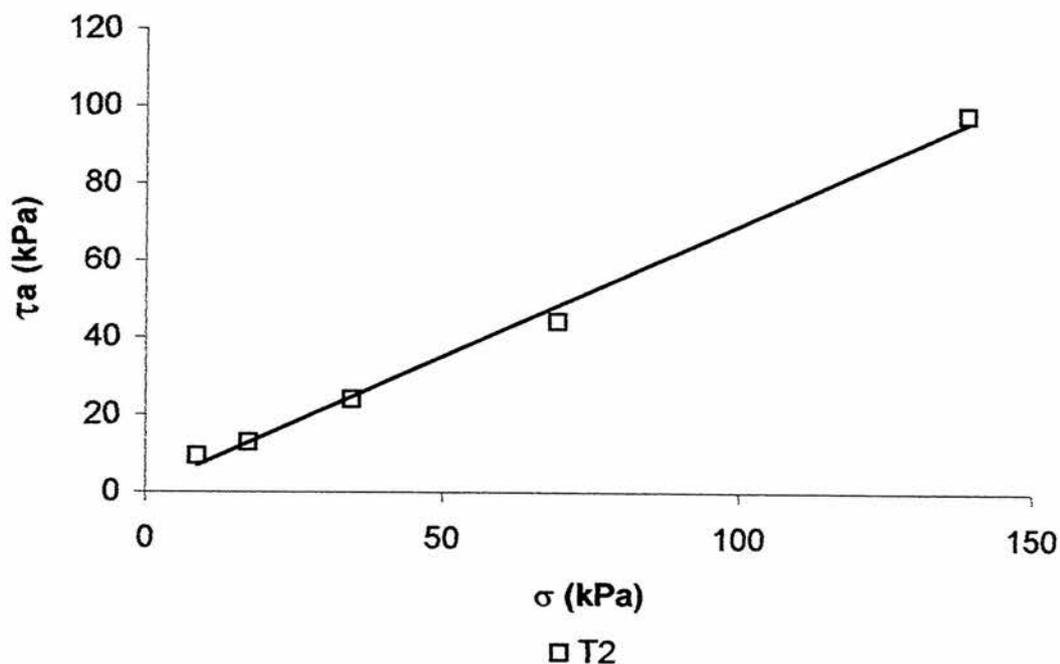


FIGURA 37 – Tensão máxima de cisalhamento solo-metal (τ_a) versus tensão normal (σ), no trabalho de campo (teste 2), Argissolo Vermelho (valores médios de quatro repetições).

Através deste gráfico obteve-se a seguinte equação.

Teste T2; $\tau_a = 0,9727 + 0,6827\sigma$, $r^2 = 0,9947$ $\theta = 0,08 \text{ kg.kg}^{-1}$ (73)

Com as equações acima se pode calcular o ângulo de atrito solo-metal e a adesão solo-metal, para o Argissolo Vermelho, em diversas situações de teor de água no solo, o que permite montar a Tabela 5.

Tabela 5 – Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), ângulo de atrito solo-metal (δ) e adesão solo-metal (Ca), para o Argissolo Vermelho, valores médios de três repetições.

Teor de água (kg.kg^{-1})	δ (°)	Ca (kPa)
0,13	30,31	6,97
0,11	31,79	6,34
0,09	33,76	1,76
0,08	34,18	1,40

Os dados referentes ao teor de água de $0,09\text{kg.kg}^{-1}$ dizem respeito àqueles obtidos no teste de campo T2.

Com esta tabela montam-se os gráficos a partir dos quais serão obtidas as linhas de tendência e equações, relacionando a adesão solo-metal (Figura 38), e o ângulo de atrito solo-metal (Figura 39), do Argissolo Vermelho, em função do teor de água presente no solo.

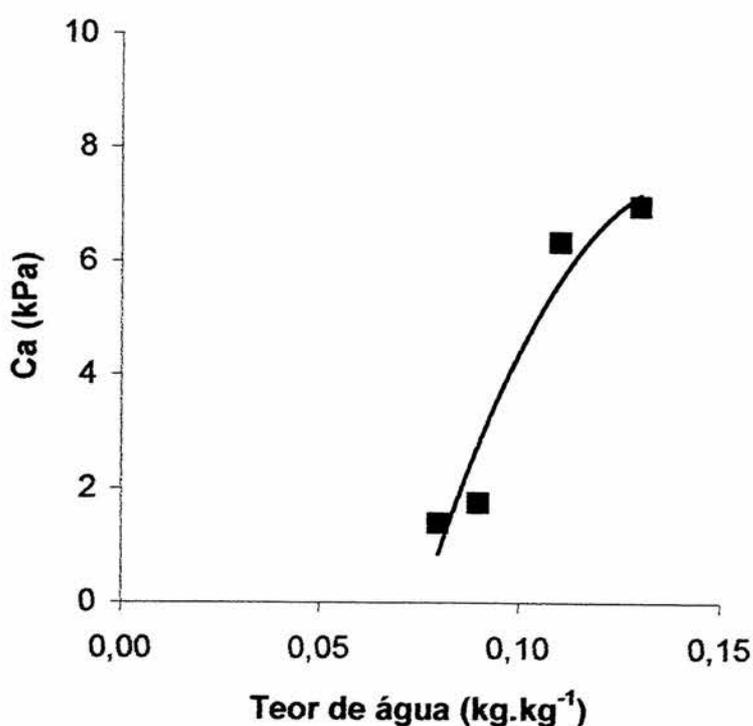


FIGURA 38 – Adesão solo-metal (Ca) versus teor de água no solo, Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Através da linha de tendência obtida na Figura 38, pode-se definir a equação da adesão solo-metal em função de diferentes teores de água, para o Argissolo Vermelho, a qual é apresentada abaixo.

$$Ca = 1680,5\theta^2 + 479,4\theta - 26,745, \quad r^2=0,9281 \dots \dots \dots (74)$$

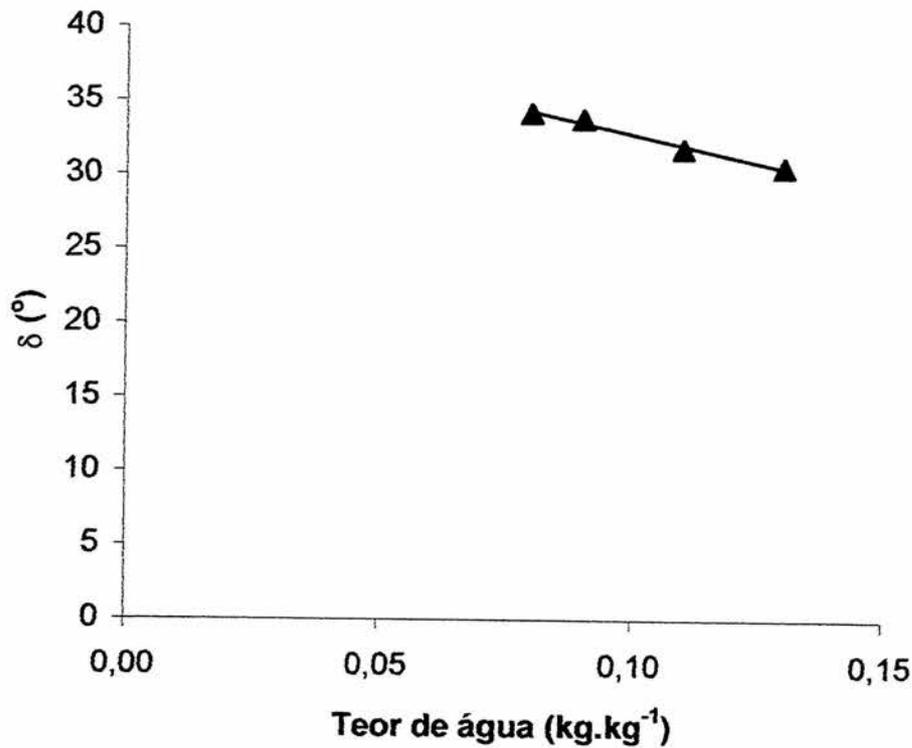


FIGURA 39 – Ângulo de atrito solo-metal (δ) versus teor de água no solo (kg.kg^{-1}), Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Com o gráfico acima, obtém-se a linha de tendência referente ao comportamento do ângulo de atrito solo-metal, relativo a diferentes teores de água, presentes no Argissolo Vermelho:

$$\delta = -76,085\theta + 40,371, \quad r^2=0,9864 \dots \dots \dots (75)$$

Analisando-se as Tabelas 4 e 5, conjuntamente com as Figuras 34 e 38, verifica-se o comportamento do Planossolo e Argissolo Vermelho quanto à adesão solo-metal, em diferentes teores de água presentes no solo. Nota-se que a adesão solo-metal, para ambos os solos, diminui com o aumento da sucção, isto é, à medida que o solo fica mais seco, o que de certa forma já era esperado, pois quanto mais seco o solo, menor é a tendência do mesmo em

aderir à ferramenta de preparo. Este fato comprova as observações feitas por Ashburner e Sims (1984), os quais salientam que com um alto teor de água no solo ocorre uma sucção, dentro da estrutura do solo, que de certa forma também atrai o material que está em contato com o solo. Ainda segundo estes autores, com baixo teor de água no solo, são geradas várias interfaces de ar e água, entre o material da ferramenta e o solo, o que diminui o efeito da tensão superficial provocada pela água. Com a diminuição do teor de água no solo passa a não existir mais o efeito da adesão, tendo-se apenas atrito entre o material da ferramenta e o solo.

Com relação ao ângulo de atrito solo-metal, observa-se que o mesmo apresenta comportamento semelhante para os dois solos, ou seja, ambos tendem a decrescer conforme ocorre o aumento do teor de água no solo. Verifica-se também que, dentro da mesma faixa de teor de água presente no solo, de 0,13 a 0,10kg.kg⁻¹, a variação deste fator é pequena, embora se mostre um pouco mais pronunciada para o Planossolo.

Também através da Tabela 5 e Figura 38, verifica-se que a adesão solo-metal cai bruscamente quando o teor de água do solo passa de 0,11kg.kg⁻¹ para 0,09kg.kg⁻¹. Tal fato provavelmente se deva à mudança de estado de umidade do solo, ou seja, na faixa de 0,11kg.kg⁻¹ o solo ainda está no estado de friabilidade. Já quando o teor de água está em torno de 0,09kg.kg⁻¹, o solo encontra-se muito próximo de seu estado mais seco. Portanto, a ocorrência de uma brusca diminuição da adesão solo-metal pode ser explicada através das observações de Ashburner e Sims (1984), as quais estão descritas acima.

4.4 Tensão de pré-adensamento do solo

Através dos gráficos apresentados nas Figuras 40 a 42, torna-se possível à obtenção da tensão de pré-adensamento para o Planossolo, em três níveis diferentes de teor de água. Nas Figuras 43 e 44, são apresentados os gráficos referentes à tensão de pré-adensamento do Planossolo, obtidos através de amostras coletadas durante os testes de campo T1 e T2.

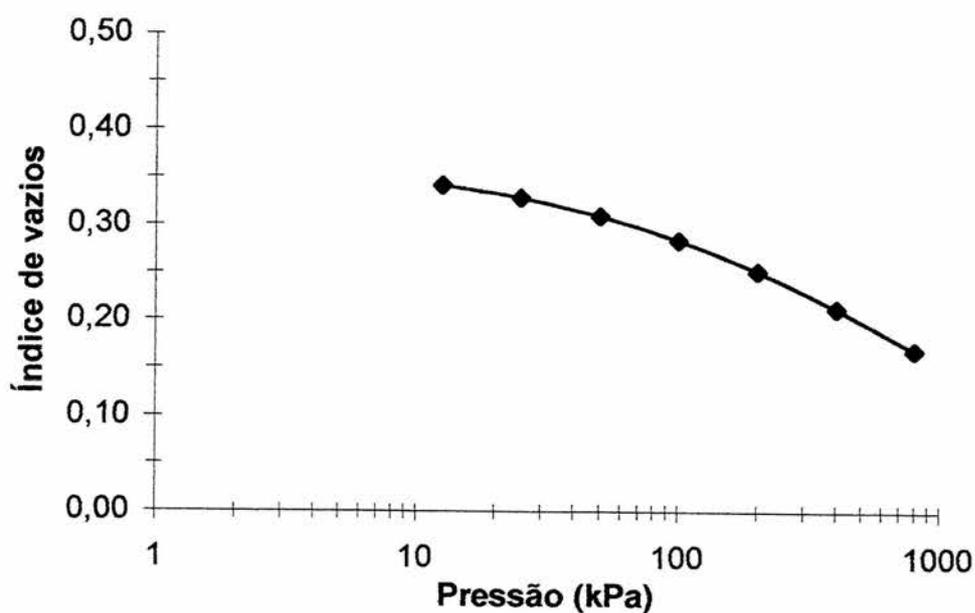


FIGURA 40 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Planossolo, na sucção de 100kPa, teor de água igual a $0,19\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ (média de três repetições).

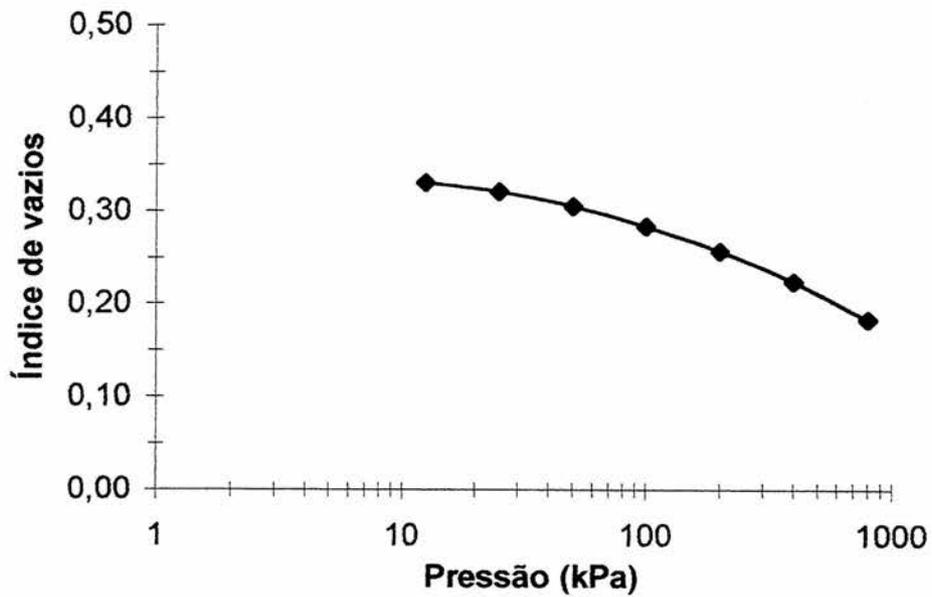


FIGURA 41 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Planossolo, na sucção de 330kPa, teor de água igual a $0,14\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).

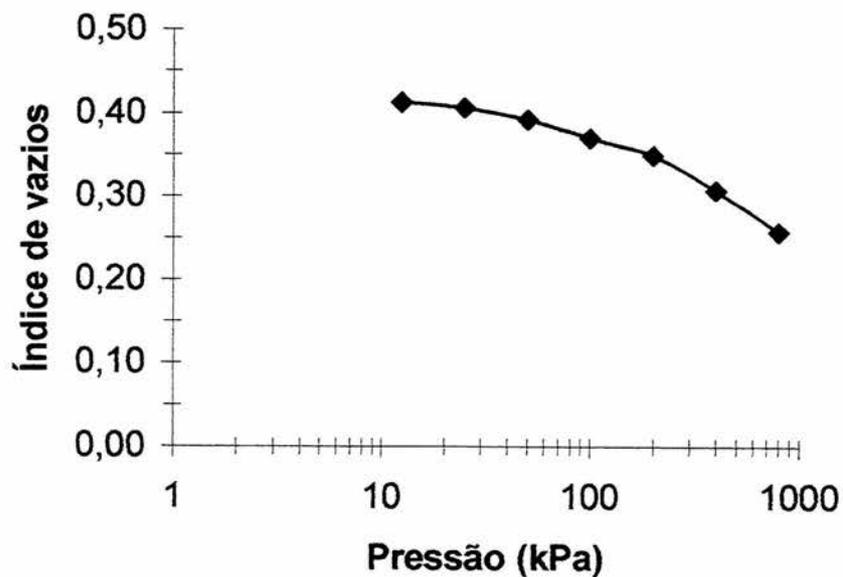


FIGURA 42 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Planossolo, na sucção de 15000kPa, teor de água igual a $0,09\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).

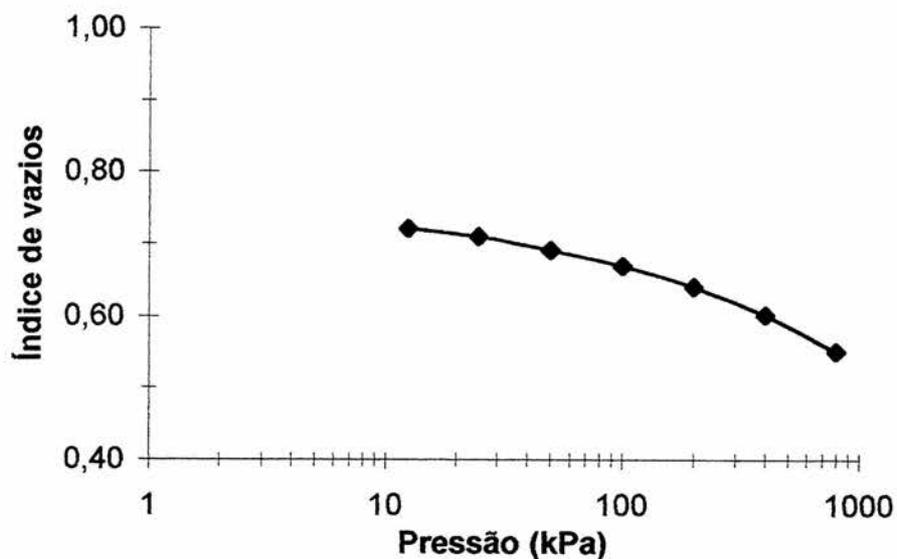


FIGURA 43 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Planossolo, dados obtidos a partir do teste T1, teor de água igual a $0,13\text{kg.kg}^{-1}$ (média de quatro repetições).

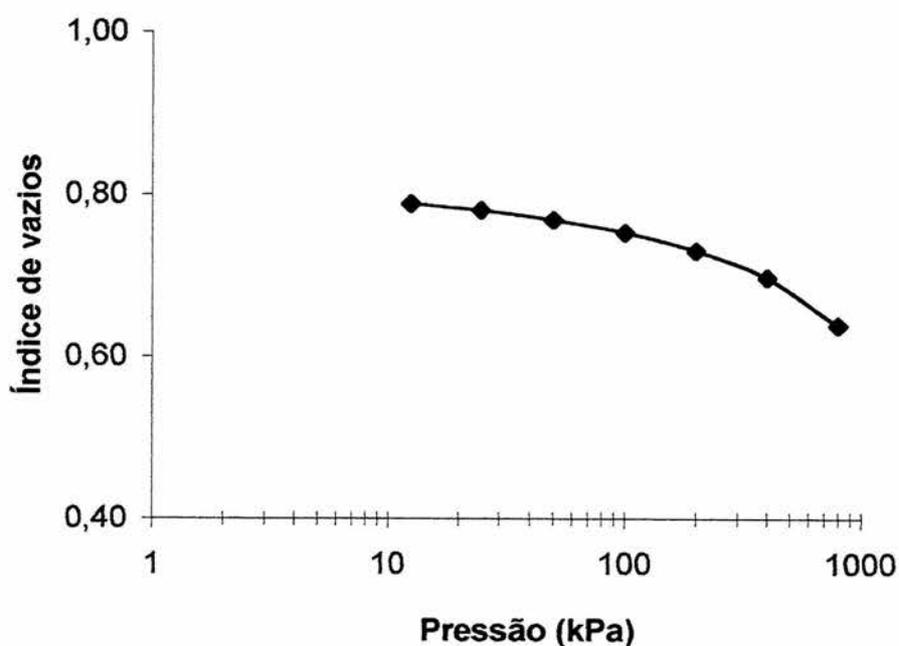


FIGURA 44 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Planossolo, dados obtidos a partir do teste T2, teor de água igual a $0,12\text{kg.kg}^{-1}$ (média de quatro repetições).

Com os gráficos acima se obtém os valores da tensão de pré-adensamento, para o Planossolo, tornando possível a montagem da Tabela 6, com a qual se estabelece a curva de tendência (Figura 45), e a equação da reta que define o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água presente no solo, para o Planossolo. Desta forma pode-se observar a tendência do Planossolo em aumentar sua resistência à pressão vertical externa, à medida que há diminuição no teor de água.

Tabela 6 – Relação entre os níveis de teor de água (kg.kg^{-1}), índice de vazios inicial (e_i) e tensão de pré-adensamento (T_{pa}), para o Planossolo (valores médios de três repetições).

Teor de água (kg.kg^{-1})	e_i	T_{pa} (kPa)
0,19	0,37	78
0,14	0,35	96
0,13	0,76	100
0,12	0,81	103
0,09	0,43	110

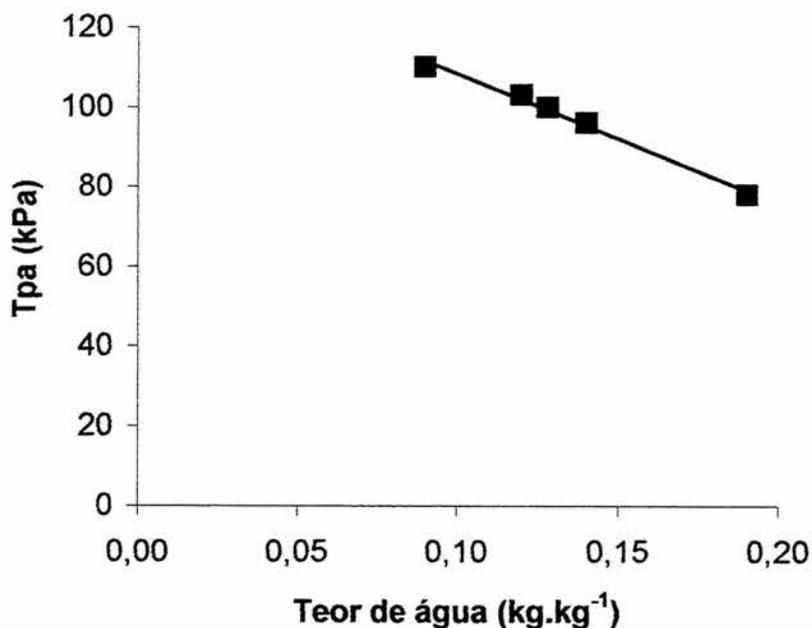


FIGURA 45 – Relação entre a tensão de pré-adensamento (T_{pa}) e o teor de água do solo (kg.kg^{-1}), Planossolo (média de três repetições).

A equação da reta que define o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água no solo, para o Planossolo é apresentada a seguir.

$$T_{pa} = -336,49\theta + 141,02 \quad r^2 = 0,9895 \dots \dots \dots (76)$$

Utilizando-se os gráficos apresentados nas Figuras 46 a 50, é possível a obtenção da tensão de pré-adensamento para o Argissolo Vermelho, em três níveis diferentes de teor de água. Na Figura 49, tem-se o gráfico referente à tensão de pré-adensamento do Argissolo Vermelho, obtido através de amostras coletadas durante o teste de campo T2.

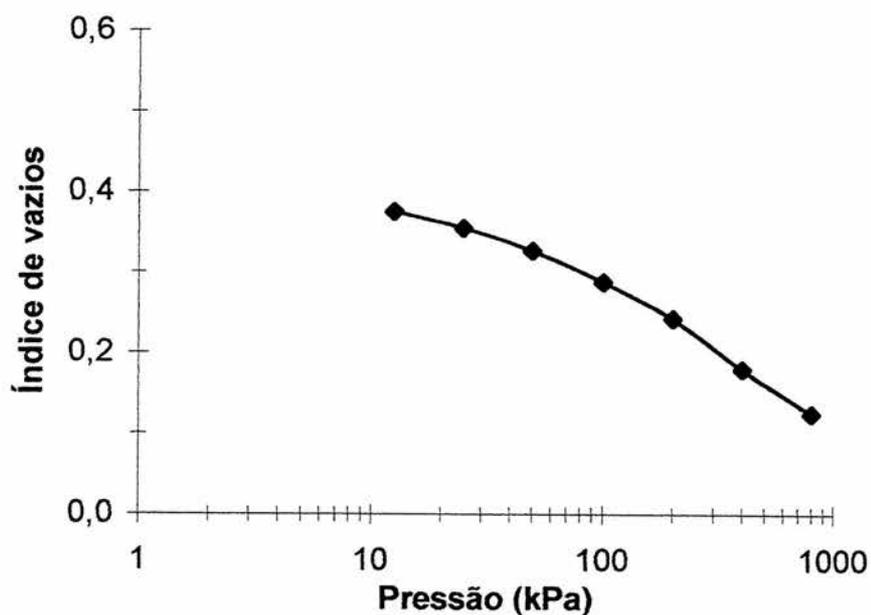


FIGURA 46 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Argissolo Vermelho, na sucção de 100kPa, teor de água igual a $0,17\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).

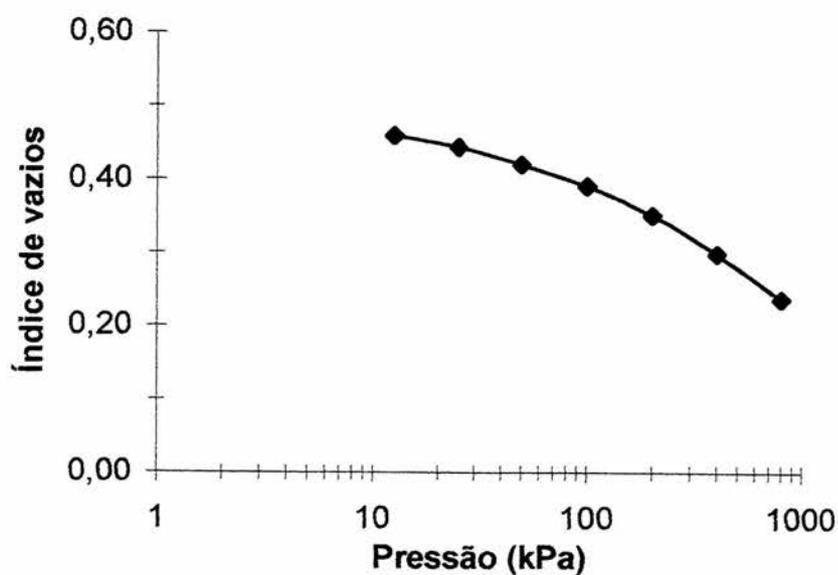


FIGURA 47 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Argissolo Vermelho, na sucção de 330kPa, teor de água igual a $0,12\text{kg.kg}^{-1}$ (média de três repetições).

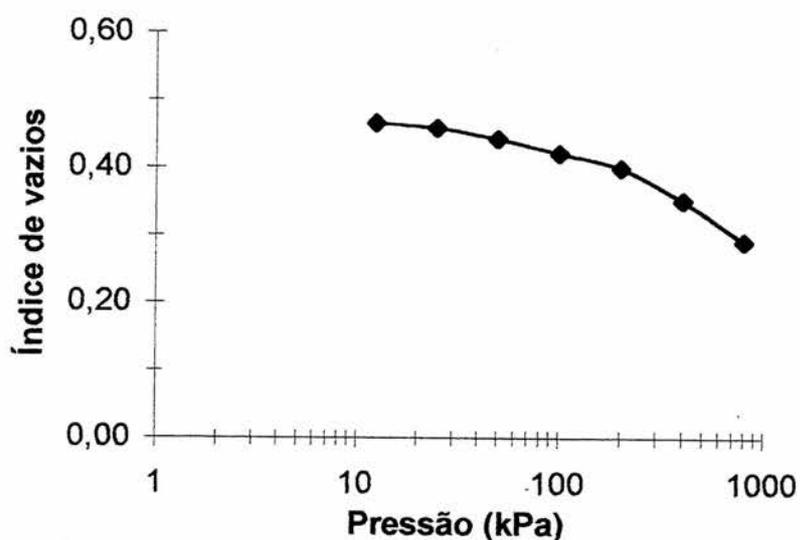


FIGURA 48 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Argissolo Vermelho, na sucção de 15000kPa, teor de água igual a $0,08\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ (média de três repetições).

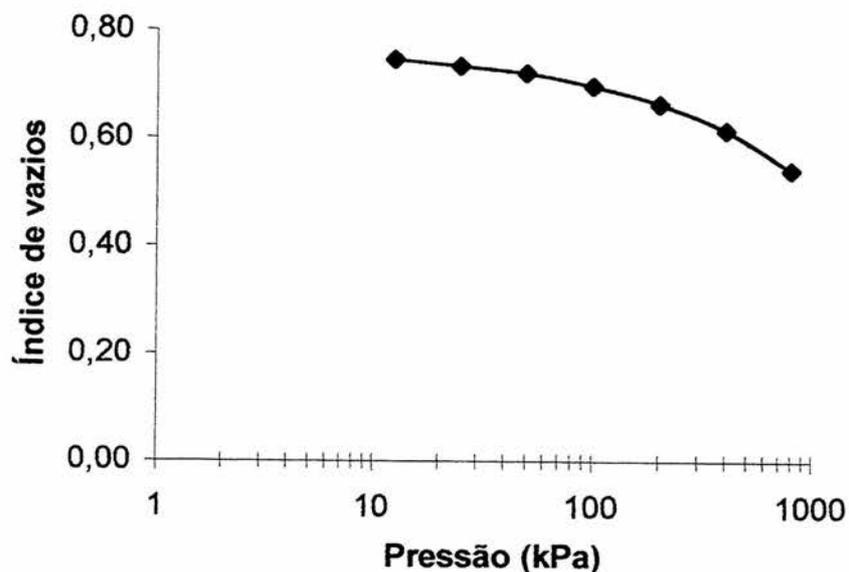


FIGURA 49 – Relação entre o índice de vazios e a pressão vertical exercida sobre o Argissolo Vermelho, dados obtidos a partir do teste T2, teor de água igual a $0,09\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ (média de quatro repetições).

Na Tabela 7 observa-se a tendência do Argissolo Vermelho, a exemplo do que se verificou para o Planossolo, em aumentar sua resistência a pressão, na medida em que o teor de água é reduzido.

Tabela 7 – Relação entre os níveis de sucção, índice de vazios inicial (e_i) e tensão de pré-adensamento (T_{pa}), para o Argissolo Vermelho (valores médios de três repetições).

Teor de água (kg.kg^{-1})	e_i	T_{pa} (kPa)
0,17	0,50	52
0,12	0,49	100
0,09	0,77	107
0,08	0,52	108

Através desta tabela, é possível estabelecer-se a curva de tendência (Figura 50) e a equação da reta que definem o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água presente no solo, para o Argissolo Vermelho.

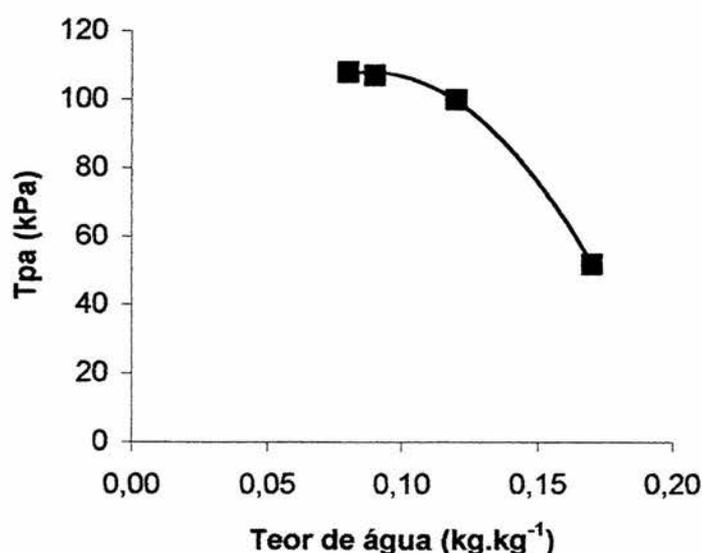


FIGURA 50 – Relação entre a tensão de pré-adensamento (T_{pa}) e o teor de água do solo (kg.kg^{-1}), Argissolo Vermelho (média de três repetições).

A equação da reta que define o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água no solo, para o Argissolo Vermelho é apresentada abaixo.

$$T_{pa} = -8416,2\theta^2 + 1489,6\theta + 42,061 \quad r^2 = 0,9993 \dots \dots \dots (77)$$

O estabelecimento das equações que definem o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água presente no solo é de grande importância quando se pretende prever o comportamento, tanto do Planossolo quanto do Argissolo Vermelho, no que se refere à resistência que os mesmos oferecem a pressão exercida por máquinas agrícolas.

Ao analisar as Tabelas 6 e 7 verifica-se que, quando ambos os solos estão praticamente secos, com teor de água em torno de $0,09 \text{ kg.kg}^{-1}$, a tensão de pré-adensamento encontra-se no seu nível mais alto, sendo o valor obtido para o Planossolo um pouco mais elevado do que aquele verificado para o Argissolo Vermelho. Dias Junior e Pierce (1996) e Hillel (1980), também comprovaram que o solo apresenta maior resistência quando se encontra mais seco.

Quando os solos apresentam teor de água em torno de $0,12 \text{ kg.kg}^{-1}$, que define o seu estado friável, as tensões de pré-adensamento apresentam-se próximas, sendo que o Planossolo continua apresentando tensão de pré-adensamento um pouco maior do que o Argissolo Vermelho. Já quando ambos os solos estão com o teor de água que lhes confere consistência plástica, estes possuem comportamento bastante diferente. Nota-se que o Planossolo apresenta maior tensão de pré-adensamento, significando que, nestas

condições, este solo resiste a um carregamento maior do que o Argissolo Vermelho sem deformar-se de maneira irreversível.

O fato de o Argissolo Vermelho ter menor resistência a um carregamento externo pode ser explicado pelo maior conteúdo de argila neste solo, o que é comprovado pelas observações de Salire et al. (1994), os quais salientam que solos com maior conteúdo de argila são menos resistentes à compressão, quando sujeitos a carregamentos em curto espaço de tempo.

A obtenção de dados referentes à tensão de pré-adensamento do solo em diferentes níveis de teor de água é importante, no sentido de definir a situação de utilização de máquinas agrícolas que não provoquem pressões que excedam a máxima pressão que o solo pode suportar, como salientam Dias Junior e Pierce (1996) e Machado e Trein (2000).

4.5 Esforço de tração

Os valores do esforço de tração para a movimentação de uma haste de escarificador a uma profundidade média de 0,19m, em um Planossolo (teste de campo T1), e o cálculo obtido através da utilização de modelos matemáticos, encontram-se agrupados na Tabela 8.

Tabela 8 – Esforço de tração (kN), para o Planossolo, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos.

	Profundidade (m)				Média
	0,16	0,18	0,20	0,20	0,19
	Esforço de tração (kN)				
McKeys e Ali	0,75	0,75	0,87	0,94	0,83a
Hettiaratchi e Reece	1,80	2,00	2,38	2,71	2,22b
Reece	1,95	2,14	2,50	2,71	2,33b
Campo T1	2,41	3,38	3,04	3,83	3,17bc
Godwin e Spoor	3,32	3,75	4,40	4,89	4,09c
Serpa e Magalhães	4,41	4,86	5,71	6,47	5,36d
Perumpral et al.	4,55	5,28	6,45	7,19	5,87d

CV = 12,16%

Valores seguidos pela mesma letra, não diferem entre si pelo teste de Tukey ao nível de 1% de significância.

O coeficiente de variação de 12,16% demonstra uma boa precisão experimental.

A análise de variância mostra que ocorre diferença significativa, ao nível de 1% de probabilidade, entre os modelos matemáticos e o teste de campo, com relação ao esforço de tração, o que é comprovado pela análise das diferenças das médias estabelecidas nas Tabelas 8 e 9. Também se observa que os modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) (apud McKyes (1985)) são os que apresentam resultados de esforço de tração mais próximos daqueles obtidos na situação real de trabalho, isto é, no teste de campo T1. Não existe diferença, ao nível de 1% de significância, com

relação aos valores médios de esforço de tração, obtidos através dos modelos anteriormente referidos, quando estes são correlacionados, entre si e de forma individual, ao teste de campo T1.

Analisando-se o resultado do esforço de tração obtido com o modelo proposto por Godwin e Spoor (1977) observa-se não haver diferença significativa entre o valor médio de esforço de tração, obtido pela utilização deste modelo e aquele verificado no teste de campo T1.

Os valores do esforço de tração para a movimentação de uma haste de escarificador na profundidade média de 0,21m, no Planossolo, teste de campo T2 e cálculo obtido através da utilização de modelos matemáticos, encontram-se agrupados na Tabela 9.

Tabela 9 – Esforço de tração (kN), para o Planossolo, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos.

	Profundidade (m)				Média
	0,17	0,20	0,21	0,26	0,21
	Esforço de tração (kN)				
McKeys e Ali	0,65	0,92	0,94	1,10	0,90a
Reece	2,11	2,50	2,69	3,08	2,60ab
Hettiaratchi e Reece	1,62	2,56	2,81	3,74	2,68abc
Campo T2	2,04	3,94	4,27	4,54	3,70bc
Godwin e Spoor	2,95	4,67	5,00	7,05	4,92cd
Serpa e Magalhães	3,78	6,21	6,71	8,73	6,36d
Perumpral et al.	4,81	6,72	7,40	9,76	7,17d

CV = 19,34%

Valores seguidos pela mesma letra, não diferem entre si pelo teste de Tukey ao nível de 1% de significância.

O coeficiente de variação de 19,34% demonstra uma boa precisão experimental.

Da mesma forma que para o teste de campo T1, para o teste de campo T2 a análise de variância mostra que ocorre diferença significativa, ao nível de 1% de probabilidade, entre os modelos matemáticos e teste de campo, com relação ao esforço de tração, o que é comprovado pela análise das diferenças das médias estabelecidas na Tabela 9.

A exemplo do que se verificou com a Tabela 8, observa-se que os modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) são os que apresentam previsão de esforço de tração mais próxima daquela obtida na situação real de trabalho, isto é, no teste de campo T2. Da mesma forma que ocorreu no teste de campo T1, o teste estatístico não demonstra a existência de diferença, ao nível de 1% de significância, com relação aos valores médios de esforço de tração, obtidos pelos modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) e destes com relação ao teste de campo T2.

Já no que diz respeito ao modelo proposto por Godwin e Spoor (1977) observa-se não haver diferença, a um nível de significância de 1%, com relação ao valor médio de esforço de tração, obtido pela utilização deste modelo e aquele verificado no teste de campo T2.

Em virtude do que foi exposto acima, bem como devido ao fato dos modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) serem aqueles que possibilitaram valores de esforço de tração, mais próximos da situação de campo, pode-se afirmar que é possível utilizá-

los, como modelo de previsão de esforço de tração em ferramentas estreitas para o Planossolo. Como o modelo proposto por Reece (1965) apud McKyes (1985) é mais simples e, portanto, mais fácil de calcular do que aquele proposto por Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985), seria bastante plausível utilizá-lo como modelo de previsão de esforço de tração para ferramentas estreitas que trabalham no Planossolo.

Nas Tabelas 10 e 11, encontram-se estabelecidos os esforços de tração, obtidos nos testes de campo T1 e T2, Argissolo Vermelho, por ordem crescente de profundidade. Também se encontram nesta, os valores calculados através da utilização dos diferentes modelos para previsão de esforço de tração que são objeto de estudo deste trabalho.

Quando do teste T1, o solo apresentou um baixo teor de água, impossibilitando a retirada de amostras indeformadas para as análises de cisalhamento, adesão solo-metal e compressibilidade. A fim de se proceder aos cálculos, de esforço de tração, com a utilização dos modelos matemáticos, fez-se uso dos valores destes parâmetros, obtidos pela aplicação da sucção de 15000kPa às amostras.

Através da análise de variância observa-se que ocorre diferença muito significativa, entre os modelos matemáticos e o teste de campo, com relação ao esforço de tração, o que vem a ser comprovado pela análise das diferenças das médias (Tabela 10).

Tabela 10 – Esforço de tração (kN), para o Argissolo Vermelho, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos.

	Profundidade (m)				Média
	0,18	0,23	0,24	0,25	0,23
	Esforço de tração (kN)				
McKeys e Ali	1,70	2,21	2,31	2,41	2,16a
Reece	4,44	5,81	6,08	6,34	5,67ab
Campo T1	6,16	6,37	9,29	9,10	7,73abc
Hettiaratchi e Reece	7,26	11,59	12,30	13,56	11,18bcd
Godwin e Spoor	9,41	15,23	16,59	18,01	14,81de
Perumpral et al.	12,68	20,00	21,66	23,39	19,43ef
Serpa e Magalhães	14,13	22,64	24,58	26,61	21,99f

CV = 17,21%

Valores seguidos pela mesma letra, não diferem entre si pelo teste de Tukey ao nível de 1% de significância.

O coeficiente de variação de 17,21% demonstra uma boa precisão experimental.

Ainda pela Tabela 10, nota-se que os modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985), são os que possibilitaram, no teste de campo T1 do Argissolo Vermelho, resultados de esforço de tração mais próximos daqueles obtidos na situação real de trabalho. O teste estatístico também demonstra não haver diferença, ao nível de 1% de significância, com relação aos valores médios dos modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) e aqueles obtidos no teste de campo T1. Também, quando se analisa estes modelos,

nota-se que os mesmos não diferem entre si, com relação ao valor do esforço de tração, a um nível de significância de 1%.

Tabela 11– Esforço de tração (kN), para o Argissolo Vermelho, em função da profundidade de trabalho (m), teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização de modelos matemáticos.

	Profundidade (m)				Média
	0,12	0,15	0,16	0,21	0,19
	Esforço de tração (kN)				
McKeys e Ali	1,21	1,22	1,38	1,90	1,43a
Reece	3,33	3,37	3,91	4,52	3,78ab
Campo T2	2,14	3,77	3,73	7,08	4,18abc
Hettiaratchi e Reece	3,08	4,43	5,04	9,25	5,43abcd
Godwin e Spoor	4,40	5,67	6,64	11,66	7,09bcde
Perumpral et al.	6,65	8,06	9,77	14,62	9,78de
Serpa e Magalhães	6,54	8,13	9,53	17,66	10,47e

CV = 27,53%

Valores seguidos pela mesma letra, não diferem entre si pelo teste de Tukey ao nível de 1% de significância.

No cálculo dos modelos, utilizou-se o valor dos parâmetros físicos de solo e profundidade de trabalho obtidos no campo.

O coeficiente de variação de 27,53% demonstra uma razoável precisão experimental.

Da mesma forma que no teste de campo T1, para o teste de campo T2, a análise de variância mostra que, de acordo com o teste de F, ocorre diferença significativa, ao nível de 1% de probabilidade, entre os modelos matemáticos e o teste de campo, com relação ao esforço de tração, o que é

comprovado pela análise das diferenças das médias estabelecidas na Tabela 11.

Através desta mesma tabela, observa-se, a exemplo do que ocorreu com o teste de campo T2, que os modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985), são os que apresentam resultados de esforço de tração mais próximos daqueles obtidos na situação real de trabalho, isto é, no teste de campo T2. Entretanto observa-se também que o esforço de tração calculado pelo modelo proposto por Godwin e Spoor (1977) não diferiu significativamente, a um nível de 1% de significância, tanto do valor de esforço de tração obtido no teste de campo T2, quanto dos modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985).

Portanto nota-se que, para o Argissolo Vermelho, os modelos de previsão de esforço de tração mais adequados seriam aqueles propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985). Como o modelo proposto por Reece (1965) apud McKyes (1985), além de ser mais simplificado do que aquele proposto por Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985), também foi o que apresentou valores de esforço de tração mais próximos daqueles obtidos nos testes de campo T1 e T2, seria interessante dar preferência à sua utilização, como modelo de previsão de esforço de tração em ferramentas estreitas para o solo Argissolo Vermelho.

4.6 Análise dos modelos de previsão do esforço de tração

Analisando-se as Tabelas 8, 9, 10 e 11, verifica-se que os modelos que permitem um melhor ajuste do valor calculado do esforço de tração com aqueles obtidos no campo são os propostos por Reece (1965), Hettiaratchi e Reece (1967) (apud McKyes (1985)) e Godwin e Spoor (1977).

Invariavelmente, para os dois solos estudados, o modelo proposto por McKyes e Ali (1977) (apud McKyes (1985)) foi o que proporcionou menores valores de esforço de tração. Em média apresentou para o Planossolo uma previsão menor do que 74%, enquanto que, para o Argissolo Vermelho, o esforço de tração previsto por este modelo foi, em média, 69% menor do que aquele obtido no campo. Estas observações não estão de acordo com aquelas feitas por McKyes e Desir (1984), os quais informam que, em suas análises, o modelo proposto por McKyes e Ali (1977) superestimou o esforço de tração em 14,6%.

Já os modelos propostos por Perumpral et al. (1983) e Serpa e Magalhães (1997), foram os que apresentaram valores mais elevados, chegando a valores previstos para o esforço de tração superiores em 70 e 90%, para o Planossolo, 167 e 142%, para o Argissolo Vermelho.

Nota-se, a exemplo do que salientaram Fielke e Riley (1989a), que o modelo proposto por McKyes e Ali (1977) (apud McKyes (1985)) proporciona grandes diferenças entre o valor do esforço de tração predito e aquele obtido no campo, o que evidencia que este modelo não pode ser utilizado na previsão do esforço de tração, tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo Vermelho. O mesmo pode-se afirmar para os modelos propostos por Perumpral et al. (1983) e Serpa e Magalhães (1997). Esta última observação já era

esperada, pois os dois modelos anteriormente citados são desenvolvimentos do modelo proposto por McKyes e Ali (1977). Analisando-se os resultados obtidos e as observações feitas por Grisso e Perumpral (1985), os quais afirmam que os modelos propostos por McKyes e Ali (1977) apud McKyes (1985), Godwin e Spoor (1977) e Perumpral et al. (1983), proporcionam um adequado ajuste na previsão do esforço de tração para ferramentas estreitas, nota-se que para os solos estudados estas observações não são totalmente aplicáveis.

Verifica-se também que, tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo, os modelos que proporcionaram uma melhor estimativa do esforço de tração medido no campo, foram os modelos propostos por Reece (1965) e Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985). Entretanto o modelo proposto por Godwin e Spoor (1977) também proporcionou um bom ajuste.

O resultado obtido com relação ao modelo proposto por Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) mostrou variação, na previsão do esforço de tração, em torno de 27,5% para o Planossolo e 37% para o Argissolo, o que de certa forma contrapõe-se às observações de Godwin e Spoor (1977), os quais salientam que o modelo anteriormente citado proporciona erros da ordem de 50%, quando utilizado para ferramentas estreitas.

Para a ferramenta de preparo e solos estudados, dos seis modelos de previsão de esforço de tração analisados, aqueles propostos por Reece (1965), Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) e Godwin e Spoor (1977) são os que, de forma geral, proporcionaram a melhor previsão de esforço de tração.

Analisando individualmente estes modelos, observa-se que aquele proposto por Reece (1967) apud McKyes (1985), vem a ser o de menor complexidade de cálculo. Este fato, aliado à sua excelente capacidade de previsão de esforço de tração, o torna bastante atrativo, quando se pretende prever o esforço de tração de uma ferramenta estreita em um Planossolo ou em um Argissolo Vermelho.

Os resultados deste trabalho, por não estarem em total acordo com aqueles obtidos pelos autores anteriormente citados, cujas pesquisas foram realizadas em condições de solo diferentes das deste trabalho, por si só revela a importância de estudar os modelos de previsão de esforço de tração e sua aplicabilidade aos solos do Rio Grande do Sul.

5 CONCLUSÕES

Verificou-se que o sistema portátil de aquisição de dados, pela facilidade de aquisição de dados, rapidez na transferência dos mesmos para o computador e precisão das medições feitas, mostrou-se ser uma ótima ferramenta para a obtenção dos parâmetros referentes à máquina agrícola, em situações de trabalho de campo.

Através da obtenção das equações que relacionam a coesão e ângulo de atrito interno do solo ao teor de água do solo, para os dois solos estudados, torna-se possível o cálculo destes parâmetros em diferentes situações de teor de água.

Observou-se tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo Vermelho, uma tendência do ângulo de atrito interno e coesão em aumentar com a diminuição do teor de água do solo.

Com a obtenção das equações que relacionam a adesão e o ângulo de atrito solo-metal ao teor de água presente no solo, para os dois solos

analisados, vem a ser possível o cálculo destes parâmetros para diferentes condições de teor de água no solo.

Verificou-se para os dois solos estudados que, tanto a adesão quanto o ângulo de atrito solo-metal, tenderam a diminuir com o aumento do teor de água no solo.

Foi possível estabelecer-se equações que definem o comportamento da tensão de pré-adensamento em função do teor de água no solo, para ambos os solos estudados.

Tanto para o Planossolo quanto para o Argissolo Vermelho houve tendência da tensão de pré-adensamento em aumentar, conforme diminuiu o teor de água no solo.

Na faixa de teor de água que define a friabilidade, de ambos os solos analisados, estes apresentam tensão de pré-adensamento bastante próximas.

Comparando-se os resultados de esforço de tração obtidos no campo com aqueles previstos pelos diversos modelos utilizados, verificou-se que os propostos por Reece (1965), Hettiaratchi e Reece (1967) apud McKyes (1985) e Godwin e Spoor (1977) foram as que proporcionaram um melhor ajuste.

O modelo proposto por Reece (1965)) apud McKyes (1985) pode ser utilizado na previsão do esforço de tração de ferramentas estreitas trabalhando no Planossolo e Argissolo Vermelho, pois foi um dos que apresentou boa capacidade de previsão de esforço de tração, possuindo, ao mesmo tempo, menor complexidade de cálculo.

Os resultados deste trabalho, por diferirem um pouco daqueles obtidos por autores que trabalharam com outros tipos de solos, os quais

apresentaram condições diferentes das deste trabalho, mostram a importância de estudar-se os modelos de previsão de esforço de tração e sua aplicabilidade aos solos do Rio Grande do Sul.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **MB - 3336 - Solo – Ensaio de Adensamento Unidimensional**, Rio de Janeiro, 1990. 15p.
- ASHBURNER, J., SIMS, B. **Elementos de diseño del tractor y herramientas de labranza**. San José : IICA, 1984. 473p.
- BARATA, F. E. **Propriedades mecânicas dos solos: uma introdução ao projeto de fundações**. Rio de Janeiro: LTC S. A., 1984. 150p.
- BERNACKI, H., HAMAN, J., KANAFOJSKI, Cz. **Agricultural machines, theory and construction**. v 1. Washington, D. C. : USDA, 1972. 883p.
- BLAKE, G. R., HARTGE, K. H. Bulk density. In: **Methods of soil analysis – Part 1 – Physical and mineralogical methods – Agronomy monograph n. 9**. 2 ed. Madison: American Society of Agronomy – Soil Science Society of America, 1986a. p.363-375.
- BLAKE, G. R., HARTGE, K. H. Particle density. In: **Methods of soil analysis – Part 1 – Physical and mineralogical methods – Agronomy monograph n. 9**. 2 ed. Madison: American Society of Agronomy – Soil Science Society of America, 1986b. p.377-381.
- BRADFORD, J. M., GUPTA, S. C. Compressibility. In: **Methods of soil analysis – Part 1 – Physical and mineralogical methods – Agronomy monograph n. 9**. 2 ed. Madison: American Society of Agronomy – Soil Science Society of America, 1986. p.479-492.
- BRASIL. Ministério da Agricultura. Serviço Nacional de Pesquisa Agropecuária. Divisão de Pesquisa Pedológica. **Levantamento de reconhecimento dos solos do Estado do Rio Grande do Sul**. Recife, 1973. 431p.
- CARPENEDO, V. **Compressibilidade de solos em sistemas de manejo**. Porto Alegre : UFRGS, 1994, 106 f. Tese (Doutorado em Ciência do Solo) – Faculdade de Agronomia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1994.
- CARPENEDO, V., MIELNICZUK, J., REINERT, D. J. et al. Índice de compressibilidade de três solos no Rio Grande do Sul sob diferentes sistemas de

- manejo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE CIÊNCIA DO SOLO, 25, 1995, Viçosa. **Anais...Viçosa** : SBCS, 1995a. p.119-121.
- CARPENEDO, V., MIELNICZUK, J., REINERT, D. J. et al. Avaliação da pressão crítica e resistência ao cisalhamento direto em três solos no Rio Grande do Sul sob diferentes sistemas de manejo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE CIÊNCIA DO SOLO, 25, 1995, Viçosa. **Anais...Viçosa** : SBCS, 1995b. p.122-124.
- CASÃO JUNIOR, R., CHANG, C. S. Estudo dos esforços tridimensionais em hastes de paraplow em caixa de solo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA AGRÍCOLA, 22, 1993, Ilhéus. **Anais...Ilhéus** : SBEA, 1993. p.1878-1894.
- CHEN, Y., TESSIER, S., ROUFFIGNAT, J. Soil bulk density estimation for tillage systems and soil textures. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 41, n. 6, p.1601-1610. 1998.
- CURI, N. **Vocabulário de ciência do solo**. Campinas : SBCS, 1993. 90p.
- DANIELSON, R. E., SUTHERLAND, P. L. Porosity. In: **Methods of soil analysis – Part 1 – Physical and mineralogical methods – Agronomy monograph n. 9**. 2 ed. Madison: American Society of Agronomy – Soil Science Society of America, 1986. p.443-461.
- DESBIOLLES, J. M. A., GODWIN, R. J., KILGOUR, J. et al. A novel approach to the prediction of tillage tool draught using a standart tine. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 66, p.295-309. 1977.
- DEXTER, A. R., STAFFORD, J. V., TANNER, D. W. Edge effects on soil engaging tools. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 23, p.59-66. 1978.
- DIAS JUNIOR, M. de S., PIERCE, F. J. O processo de compactação do solo e sua modelagem. **R. Bras. Ci. Solo**, Viçosa, n. 20, p.175-182. 1996.
- DRANSFIELD, P., WILLATT, S. T., WILLIS, A. H. Soil-to-implement reaction experienced with simple tines at various angles of attack. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 9, p.220-224. 1964.
- EARL, R. Prediction of trafficability and workability from soil moisture deficit. **Soil & Tillage Research**, Amsterdam, v. 40, p.155–168. 1997.
- ELIJAH, D. L., WEBER, J. A. Soil failure and pressure pattern for flat cutting blades. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 14, p.781-785. 1971.
- EMBRAPA. Serviço Nacional de Levantamento e Conservação do Solo. **Manual de métodos e análises de solo**. Rio de Janeiro : EMBRAPA SOLOS, 1979.
- FIELKE, J. M. The influence of chisel plough share wing geometry on tillage forces. In: THE ELEVENTH INTERNATIONAL CONGRESS ON AGRICULTURAL ENGINEERING, Dublin. **Proceedings...** Dublin : A. A. Balkema, v. 3, p.1531-1538. 1989.
- FIELKE, J. M. Interaction of the cutting edge of tillage implements with soil. **J. Agric. Engng. Res.**, Silsoe, v. 63, p.61-71. 1996.

- FIELKE, J. M., RILEY, T. W. Earthmoving equation applied to chisel plow wings. **International summer meeting – ASAE**, St. Joseph, 1989a.
- FIELKE, J. M., RILEY, T. W. The influence of chisel plough share wing geometry on wear and furrow profiles. In: **THE INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON AGRICULTURAL ENGINEERING**, Beijing. **Proceedings...beijing** : USAE, p.212-217. 1989b.
- FIGUEIREDO, P. R. A., MAGALHÃES, P. S. G. Influência do ângulo de ataque das ponteiros e profundidade de trabalho das hastas dianteiras no desempenho de uma máquina de preparo mínimo do solo. In: **CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA AGRÍCOLA**, 22, 1993, Ilhéus. **Anais...Ilhéus** : SBEA, p.2112-2121. 1993.
- GILL, W. R., VANDEN BERG, G. E. **Soil dynamics in tillage and traction**. Washington, D. C. : Agricultural Research Service – USDA, 1968. 511p.
- GLANCEY, J. L., UPADHYAYA, S. K., CHANCELLOR, W. J. et al. Na instrumented chisel for the study of soil-tillage dynamics. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 14, p.1-24. 1989.
- GODWIN, R.J., SPOOR, G. Soil failure with narrow tines. **J. Agric. Engng Res.**, Silsoe, v. 22, p.213–228. 1977.
- GOMES, A. da S., CUNHA, N. G., PAULETTO, E. A., et al. Solos de várzea uso e manejo. In: **MARCANTÔNIO, G. Solos e irrigação**. Porto Alegre : Ed Universidade, UFRGS, FEDERACITE, 1992, 123p. p.64–79.
- GRISSE, R. D., PERUMPRAL, J. V. Review of models for predicting performance of narrow tillage tool. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, V. 28, n. 4, p.1062–1067. 1985.
- GRISSE, R. D., YASIN, M., KOCHER, M. F. Tillage implement forces operating in silty clay loam. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, V. 39, n. 6, p.1977–1982. 1996.
- GUPTA, P. D., GUPTA, C. P., PANDEY, K. P. Na analytical model for predicting draft forces on convex-type wide cutting blades. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 14, p.131-144. 1989.
- HAKANSSON, I. A method for characterizing the state of compactness of the plough layer. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 16, p.105-120. 1990.
- HEAD, K. H. **Manual of soil laboratory testing – Volume 1 : Soil classification and compaction tests**. London : Pentech Press, 1980. 339p.
- HEAD, K. H. **Manual of soil laboratory testing – Volume 2 : Penetrability, shear strength and compressibility tests**. London : Pentech Press, 1982. 747p.
- HETTIARATCHI, D. R. P., O'CALLAGHAN, J. R. O. Mechanical behaviour of agricultural soils. **J. Agric. Engng Res.**, Silsoe, v. 25, p.239–259. 1980.
- JONG VAN LIER, Q. Cálculo de alguns parâmetros físicos do solo. Apostila DS/FA/UFRGS. 1977. 7 folhas.
- HILLEL, D. **Fundamentals of soil physics**. Amherst Massachusetts, USA. Academic Press, 1980. 413p.

- KEPNER, R. A., BAYNER, R., BARGER, E. L. **Principles of farm machinery**. 3 ed. Westport : AVI Publishing Company Inc., 527p. 1982.
- KHALILIAN, A., GARNER, T. H., MUSEN, R. B. et al. Energy for conservation tillage in coastal plain soils. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, V. 31, n. 5, p.1333–1337. 1988.
- KRUGER, I. R., PALMER, A. L. Effects on scarifier draft of soil moisture, depth and speed of tillage. In: CONFERENCE ON AGRICULTURAL ENGINEERING, Armidale. **Proceedings...**Armidale : The Institution of Enggineers, Australia, p.123-127. 1982.
- LAFOND, J., ANGERS, D. A., LAVERDIÈRE, M. R. Compression characteristics of a clay soil as influenced by crops and sampling dates. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 22, p.233-241. 1992.
- LAMBE, T. W., WHITMAN, R. V. **Soil mechanics, S. I. version**. New York : John Wiley & Sons Inc, 553p. 1979.
- LEBERT, M., HORN, R. A method to predicting the mecanical strength of agricultural soils. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 19, p.275-286. 1991.
- MACHADO, A. L. T. **Influência do formato da borda de corte no desempenho das ponteiros de escarificadores**. Campinas : UNICAMP, 1992, 129f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola) - Faculdade de Engenharia Agrícola, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1992.
- MACHADO, A. L. T., TREIN, C. R. Determinação da compressibilidade em dois tipos de solos do Rio Grande do Sul. In: Reunião Sul Brasileira de Ciência do Solo, 3., Pelotas. **CD - ROM**. Pelotas : SBCS, 2000.
- McKYES, E. The calculation of draft forces and soil failure boundaries of narrow cutting blades. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, V. 21, p.20–24. 1978.
- McKYES, E. **Soil cutting and tillage**. Amsterdam : Elsevier Science Publishers B. V., 1985, 217p.
- McKYES, E., DESIR, F. L. Prediction and field measuraments of tillage tool draft forces and efficiency in cohesive soils. **Soil & Tillage Research**, Amsterdam, n. 4, 1984, p.459–470.
- McKYES, E., NYAMUGAFATA, P., NYAMAPFENE, K. W. Characterization of coesion, friction and sensivity of two hardsetting soils from Zimbabwe. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 29, p.357-366. 1994.
- MIELKE, L. N., GRISSO, R. D., BASHFORD, L. L. et al. Bi-level subsoiler performance using tanden shanks. **Applied Engineering in Agriculture**. St. Joseph, v. 10, n. 3, p.345-349. 1994
- MOUAZEN, A. M., NEMÉNYI, M. Tillage tool design by finit element method: Part 1. Finit element modelling of soil plastic behaviour. **J. Agric. Engng Res.**, Silsoe, v. 72, p.37–51. 1999.

- MOUAZEN, A. M., NEMÉNYI, M., SCHWANGHART, H., et al. Tillage tool design by finite element method: Part 2. Experimental validation of the finite element results with soil bin test. **J. Agric. Engng Res.**, Silsoe, v. 72, p.53-58. 1999.
- NICHOLS, M. L., REAVES, C. A. Soil reaction: to subsoiling equipment. **Agricultural Engineering**. V. 39. N. 6, p.340-343, 1958.
- O'CALLAGHAN, J. R., McCULLEN, P. J. Cleavage of soil by inclined and wedge-shaped tines. **J. Agric. Engng Res.**, London, v. 10, p.248-254. 1965.
- OHU, J. O., FOLORUNSO, O. A. The effect of machinery traffic on the physical properties of a sandy loam soil and on the yield of sorghum in North-eastern Nigeria. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 13, p.399-405. 1989.
- OJENIYI, S. O., DEXTER, A. R. Soil factors affecting the macro-structures produced by tillage. **Trans of the ASAE**. St. Joseph, v. 22, n. 2, p.339-343. 1979.
- OLIVEIRA, J. B., JACOMINE, P. K. T., CAMARGO, M. N. **Classes gerais de solos do Brasil – guia auxiliar para seu reconhecimento**. Jaboticabal : FUNEP, 1992. 201 p.
- ONI, K. C., CLARK, S. J., JOHNSON, W. H. The effects of design on the draught of undercutter-sweep tillage tools. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 22, p.117-130. 1992.
- ORTIGÃO, J. A. R. **Introdução a mecânica dos solos dos estados críticos**. Rio de Janeiro : LTC S.A., 1995. 378p.
- PALMER, A. L., KRUGER, I. R., HUMPHRIES, M. R. Horizontal and vertical forces on scarifier shares: the influence of type, width, speed, depth and position in an array. **Mech. Engng. Trans.**, I. E. Aust., v. 88, n. 2, p.53-58. 1983.
- PAULETTO, E. A., TURATTI, A. L. **Determinação de atributos físicos do solo**. Pelotas : FAEM-DS, 1995, 22p.
- PAYNE, P. C. J. The relationship between rake angle and the performance of simple cultivation implements. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 1, n. 1, p.23-50. 1956.
- PAYNE, P. C. J., TANNER, D. W. The relationship between rake angle and the performance of simple cultivation implements. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 4, n. 4, p.312-325. 1959.
- PERUMPRAL, J. V., GRISSO, R. D., DESAI, C. S. A soil-tool model based on limit equilibrium analysis. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 26, n. 4, p.991-995. 1983.
- PLASSE, R., RAGHAVAN, G. S. V., McKYES, E. Simulation of narrow blade performance in different soils. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 28, n. 4, p.1007-1012. 1985.
- SALIRE, E. V., HAMMEL, J. E., HARDCASTLE, J. H. Compression of intact subsoils under short-duration loading. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 31, p.235-248. 1994.
- SÁNCHEZ-GIRÓN, V. **Dinámica y mecánica de suelos**. Madrid : Ediciones Agrotécnicas S. L., 1996. 426p.

- SCHAFER, R. L. Soil dynamics and tillage. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 4, p.311-312. 1984.
- SCHAFER, R. L., BOCKHOP, C. W., LOVELY, W. G. Prototype studies of tillage implements. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 11, n. 5, p.661-664. 1968.
- SCHAFER, R. L., JHONSON, C. E. Soil dynamics and cropping systems. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 16, p.143-152. 1990.
- SCHJØNNING, P. Shear strength determination in undisturbed soil at controlled water potencial. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 8, p.171-179. 1986.
- SERPA, F. M. **Estimativa de esforços em implementos de preparo do solo e adequação trator-implemento**. Campinas : UNICAMP, 1997, 93f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola) - Faculdade de Engenharia Agrícola, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1997.
- SERPA, F. M., MAGALHÃES, P. S. G. Estimativa de esforços em ferramentas estreitas para o preparo de solos. **Engenharia Agrícola**, Jaboticabal, v. 17, n. 1, p.62-73. 1997.
- SOJKA, R. E., HORNE, D. J., ROSS, C. W. et al. Subsoiling and surface tillage effects on soil physical properties and forage oat stand and yield. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 40, p.125-144. 1997.
- SPOOR, G. Improving the effectiveness of tillage operations. In: Soil Management'88, Queensland. **Proceedings...** Queensland : Darling Downs Institute of Advanced Education Toowoomba, p.1-15, 1988.
- SPOOR, G., GODOWIN, R. J. An experimental investigation into the deep loosening of soil by rigid tines. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 23, p.243-258. 1978.
- STAFFORD, J. V. The performance of a rigid tine in relation to soil properties and speed. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 24, p.41-56. 1979.
- STONE, R. J., EKWUE, E. I. Soil compressibility as influenced by sewage sludge incorporation. **J. Agric. Engng. Res.**, Silsoe, v. 64, p.227-236. 1996.
- STRECK, E. V., KAMPF, N., KLAMT, E. Atualização da classificação taxonômica das unidades de mapeamento do levantamento de reconhecimento dos solos do estado do Rio Grande do Sul. **Informativo EMATER/RS**, Porto Alegre, n. 9, 1999. 5p.
- SUMMERS, J.D., KHALILIAN, A., BATCHELDER, D. G. Draft relationships for primary tillage in Oklahoma soils. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 29, n. 1, p.37-39. 1986.
- TIJINK, F. G. J. **Load-bearing process in agricultural wheel-soil systems**. Wageningen : [s.n.], 1988. 173f. Tese (Doutorado) Agricultural University Wageningen, Netherlands, 1988.
- VANDEN BERG, G. E. Analysis of forces on tillage tools. **J. Agric. Engng. Res.**, London, v. 11, n. 3, p.201-205. 1966.

- WAY, T.R., BAILEY, A. C., RAPER, R. L. et al. Tire lug height effect on soil stresses and bulk density. **Trans. of the ASAE**, St. Joseph, v. 38, n. 3, p.669-674. 1995.
- WEISE, G., EICHHORN, H. The application of Mohr-Coulomb soil mechanics to the design of wiced shares. **J. Agric. Engng. Res.**, Silsoe, v. 67, p.235-247. 1997.
- WHEELER, P. N., GODWIN, R. J.. Soil dynamics of single and multiple tines at speeds up to 20km/h. **J. Agric. Engng. Res.**, Silsoe, v. 63, p.243-250. 1996.
- WITNEY, B. **Choosing & using farm machines**. Edinburgh: Land technology Ltd., 1996. 412p.
- ZHANG, J., KUSHWAHA, R. L. A modified model to predict soil cutting resistance. **Soil & Tillage Res.**, Amsterdam, v. 34, p.157-168. 1995.

7 APÊNDICES

APÊNDICE 1 – Obtenção das frações areia, argila e silte (kgkg^{-1}) e densidade dos sólidos (kgm^{-3}), para o Planossolo.

Amostra	Areia	Argila	Silte	Dens. Sólidos
1	0,633	0,107	0,260	2612
2	0,608	0,134	0,258	2689
3	0,618	0,109	0,274	2691
4	0,632	0,112	0,256	2699
5	0,618	0,125	0,257	2706
6	0,628	0,103	0,269	2722
7	0,447	0,160	0,394	2702
8	0,632	0,096	0,272	2763
9	0,650	0,107	0,242	2671
Média	0,620	0,117	0,263	2695

APÊNDICE 2 – Obtenção das frações areia, argila e silte (kgkg^{-1}) e densidade dos sólidos (kgm^{-3}), para o Argissolo Vermelho.

Amostra	Areia	Argila	Silte	Dens. Sólidos
1	0,568	0,223	0,209	2612
2	0,676	0,214	0,110	2639
3	0,700	0,156	0,144	2660
4	0,676	0,166	0,158	2669
5	0,679	0,151	0,170	2606
6	0,665	0,148	0,187	2622
7	0,715	0,154	0,131	2672
8	0,685	0,197	0,118	2643
9	0,684	0,193	0,123	2601
Média	0,672	0,178	0,150	2636

APÊNDICE 3 – Obtenção macroporosidade, microporosidade, porosidade total (m^3m^{-3}) e densidade do solo (kgm^{-3}), para o Planossolo.

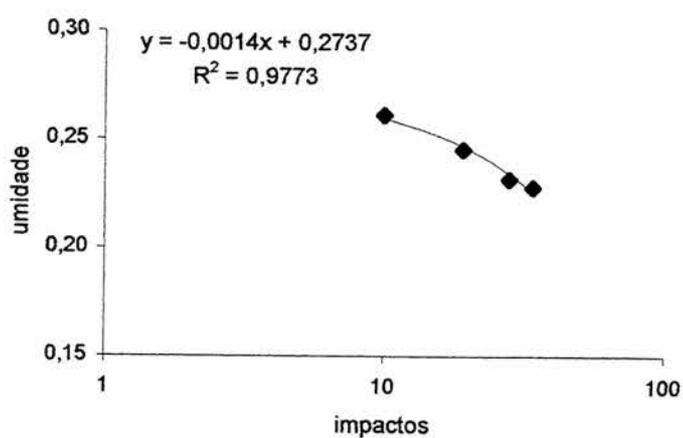
Amostra	Macroporosidade	Microporosidade	Porosidade total	Dens. Solo
1	0,082	0,354	0,436	1520
2	0,098	0,311	0,409	1592
3	0,096	0,353	0,449	1485
4	0,071	0,358	0,429	1540
5	0,129	0,344	0,473	1419
6	0,112	0,344	0,456	1466
7	0,064	0,361	0,425	1550
8	0,079	0,374	0,453	1475
9	0,085	0,332	0,417	1570
Média	0,091	0,348	0,439	1513

APÊNDICE 4 – Obtenção macroporosidade, microporosidade, porosidade total (m^3m^{-3}) e densidade do solo (kgm^{-3}), para o Argissolo Vermelho.

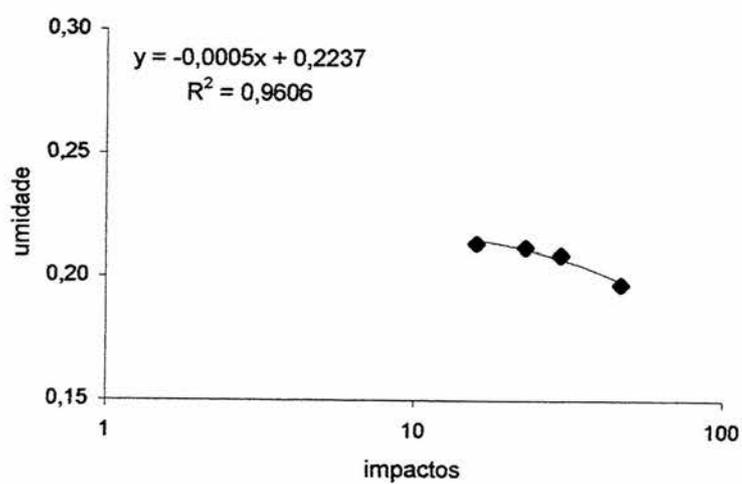
Amostra	Macroporosidade	Microporosidade	Porosidade total	Dens. Solo
1	0,145	0,264	0,409	1601
2	0,131	0,279	0,410	1607
3	0,192	0,262	0,454	1550
4	0,166	0,248	0,414	1559
5	0,144	0,271	0,415	1592
6	0,138	0,279	0,417	1522
7	0,150	0,272	0,422	1572
8	0,141	0,267	0,408	1533
9	0,143	0,270	0,413	1591
Média	0,150	0,268	0,418	1570

APÊNDICE 5 – Gráficos do teste do limite superior de plasticidade, para o Planossolo.

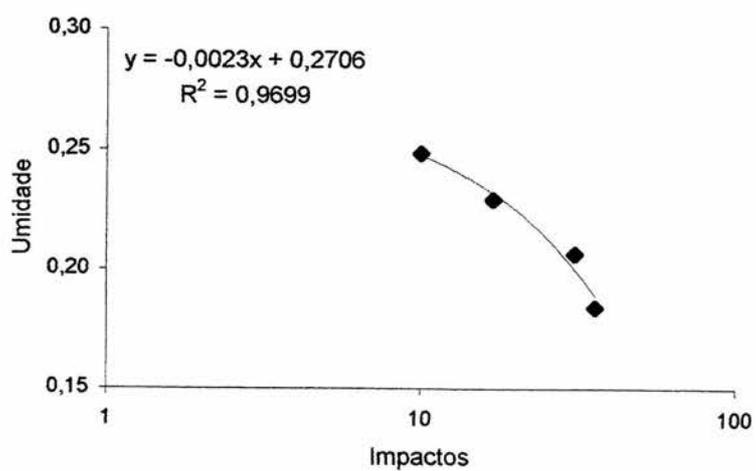
LSP - L1-1



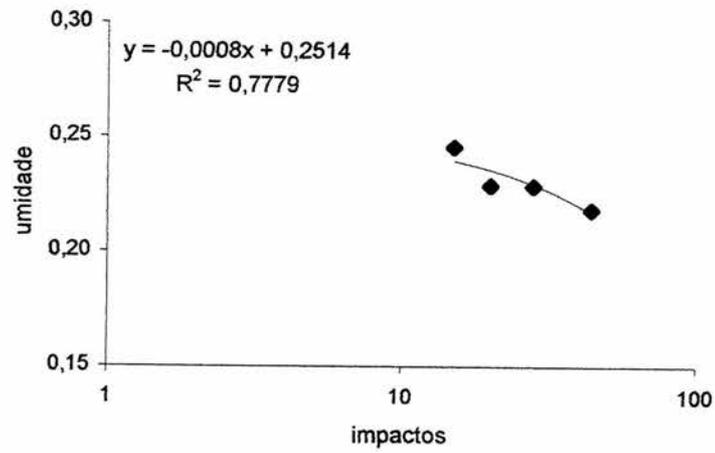
LSP - L1-2



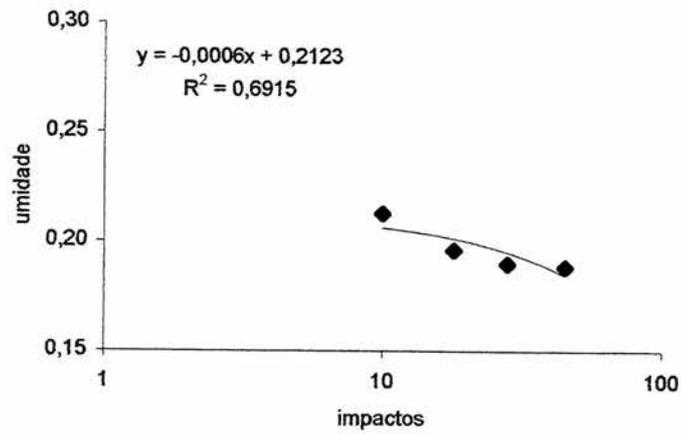
LSP - L1-3



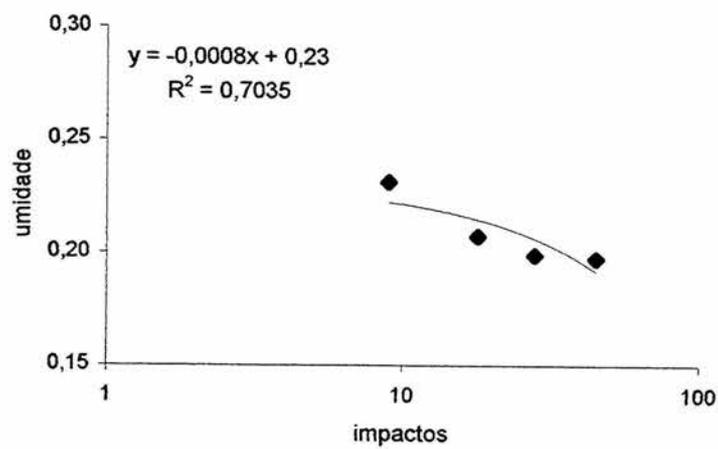
LSP - L2-1



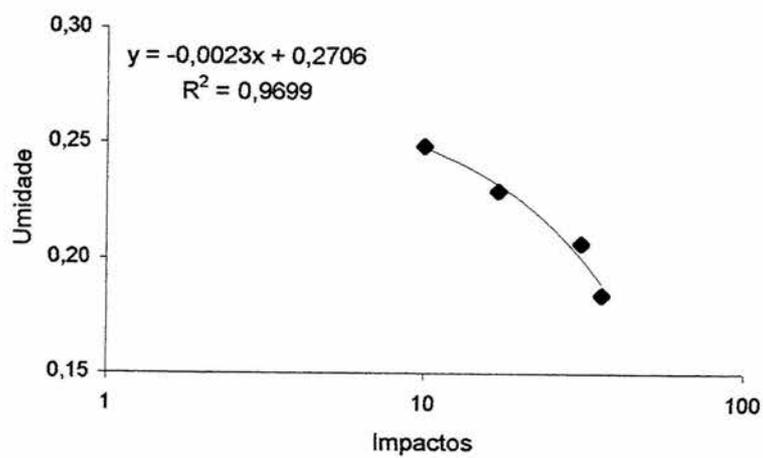
LSP - L2-2



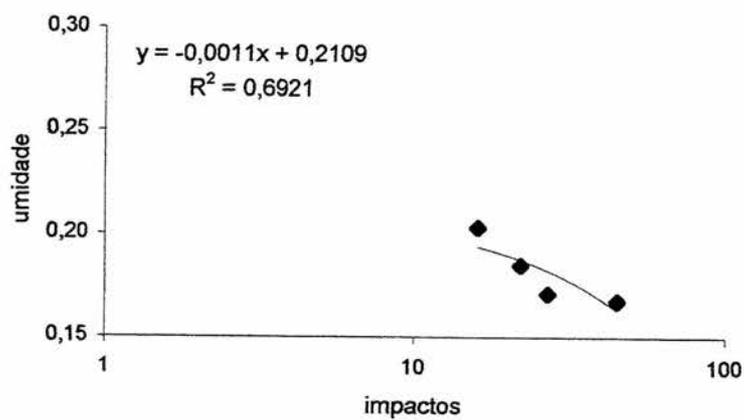
LSP - L2-3



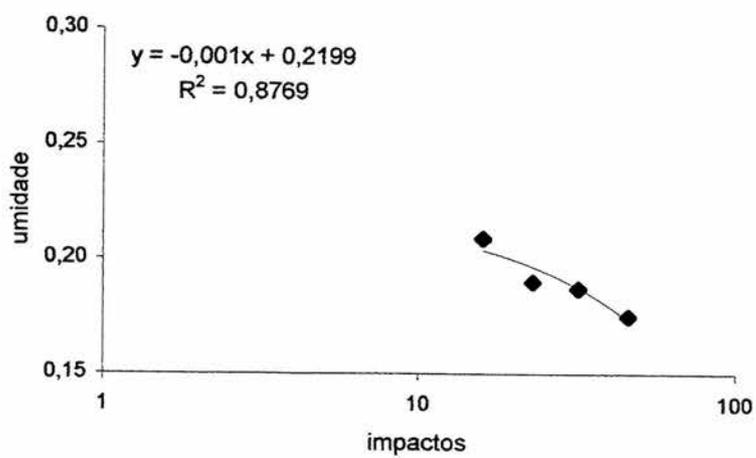
LSP - L 3-1



LSP - L3-2

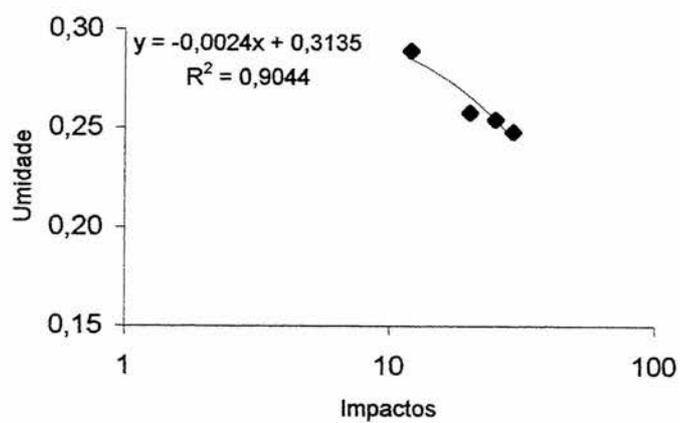


LSP-L3-3

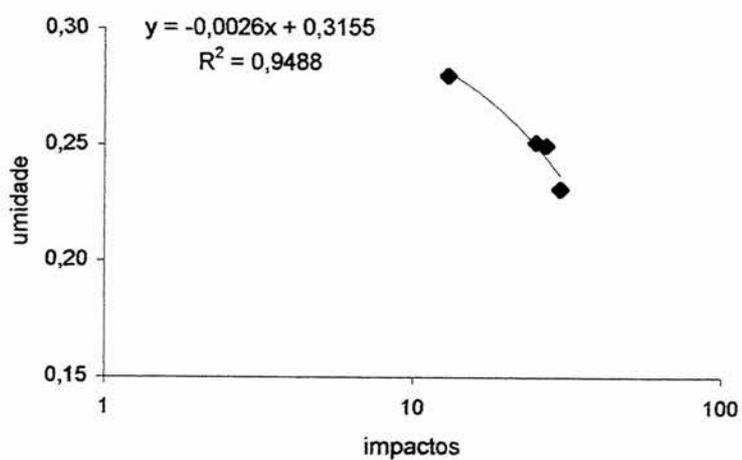


APÊNDICE 6 – Gráficos do teste do limite superior de plasticidade, para o Argissolo Vermelho.

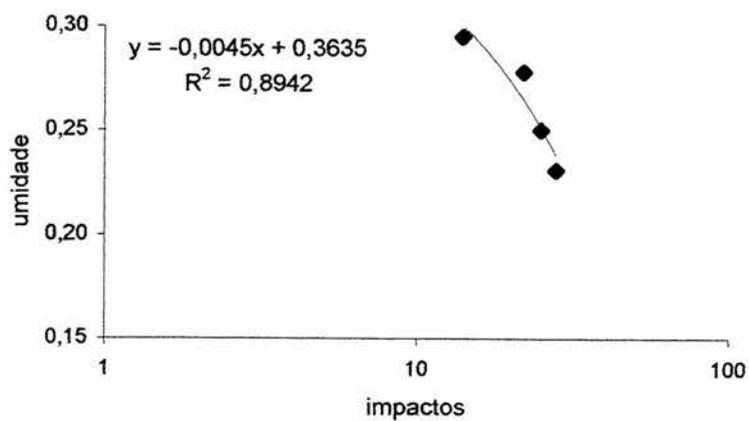
LSP - L1-1



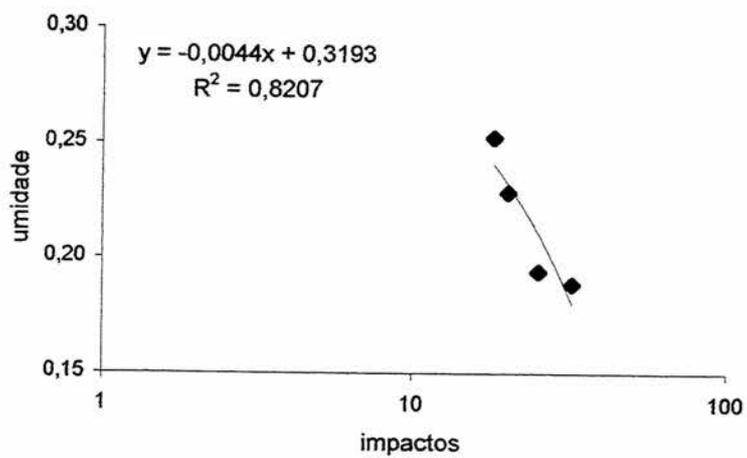
LSP - L1-2



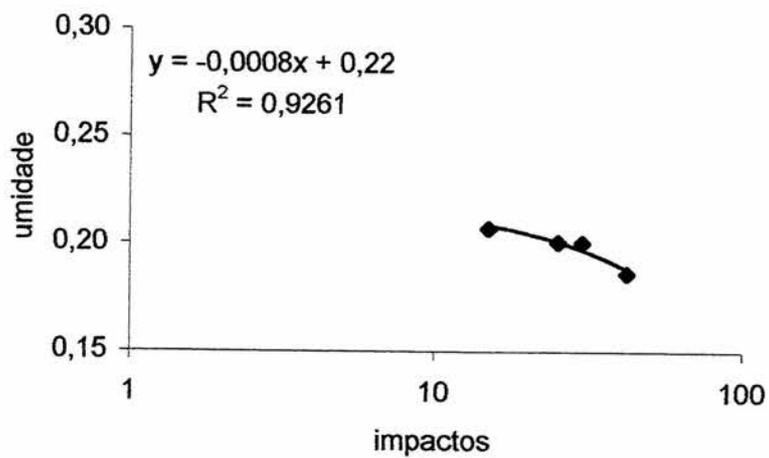
LSP - L1-3



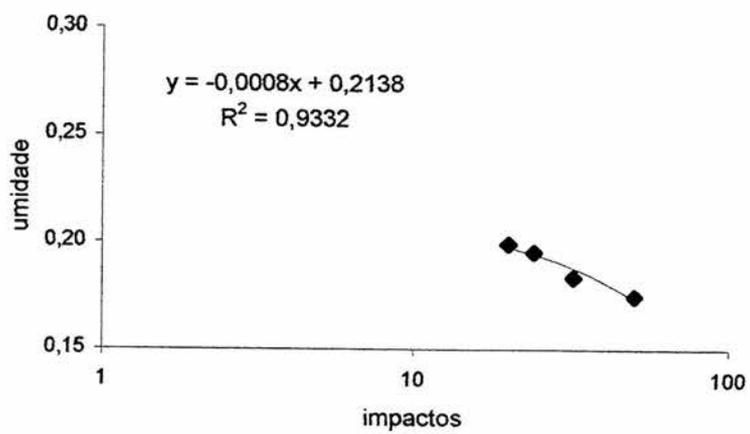
LSP - L2-1



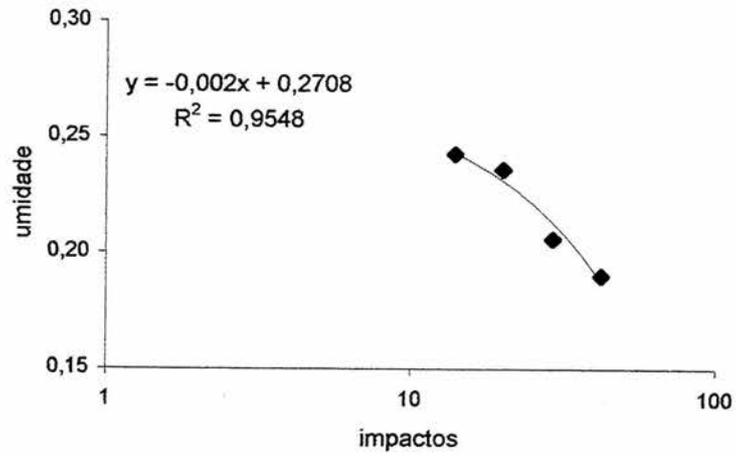
LSP - L2-2



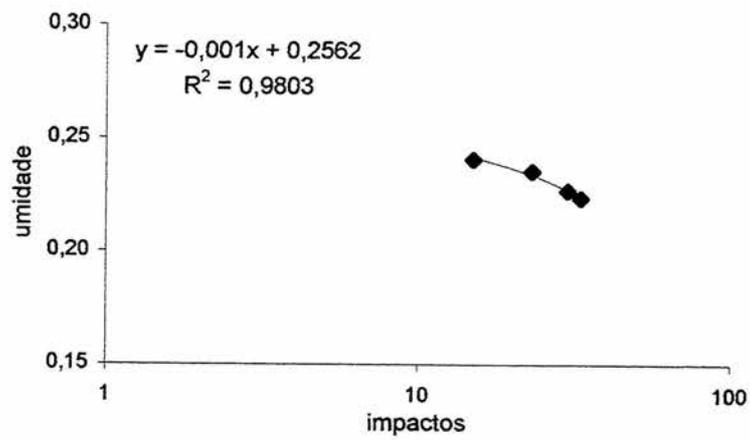
LSP - L2-3



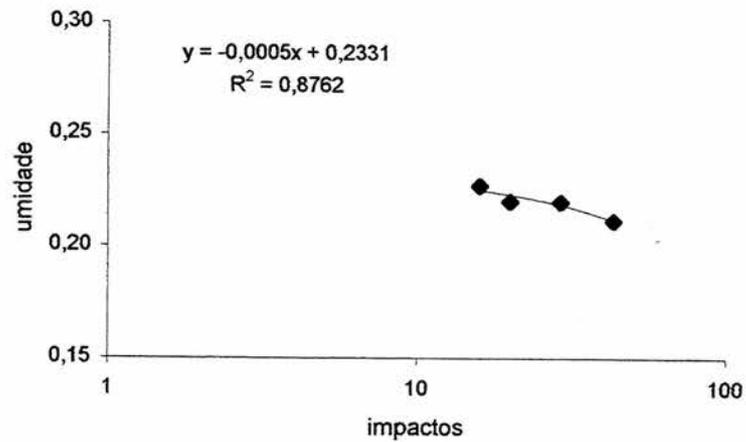
LSP - L3-1



LSP- L3-2



LSP - L3-3



APÊNDICE 7 – Cálculo do limite inferior de plasticidade (kgkg^{-1}) para o Planossolo.

Amostra	Mu	Ms	MI	U
1	74,76	72,69	61,97	0,1930
2	75,91	73,65	60,35	0,1699
3	89,26	86,24	68,44	0,1697
4	80,52	78,26	67,71	0,2142
5	82,50	80,29	68,15	0,1820
6	82,27	80,47	70,00	0,1714
7	83,13	80,96	70,10	0,1998
8	80,41	78,30	65,64	0,1667
9	84,61	82,43	69,29	0,1660
Média				0,1814

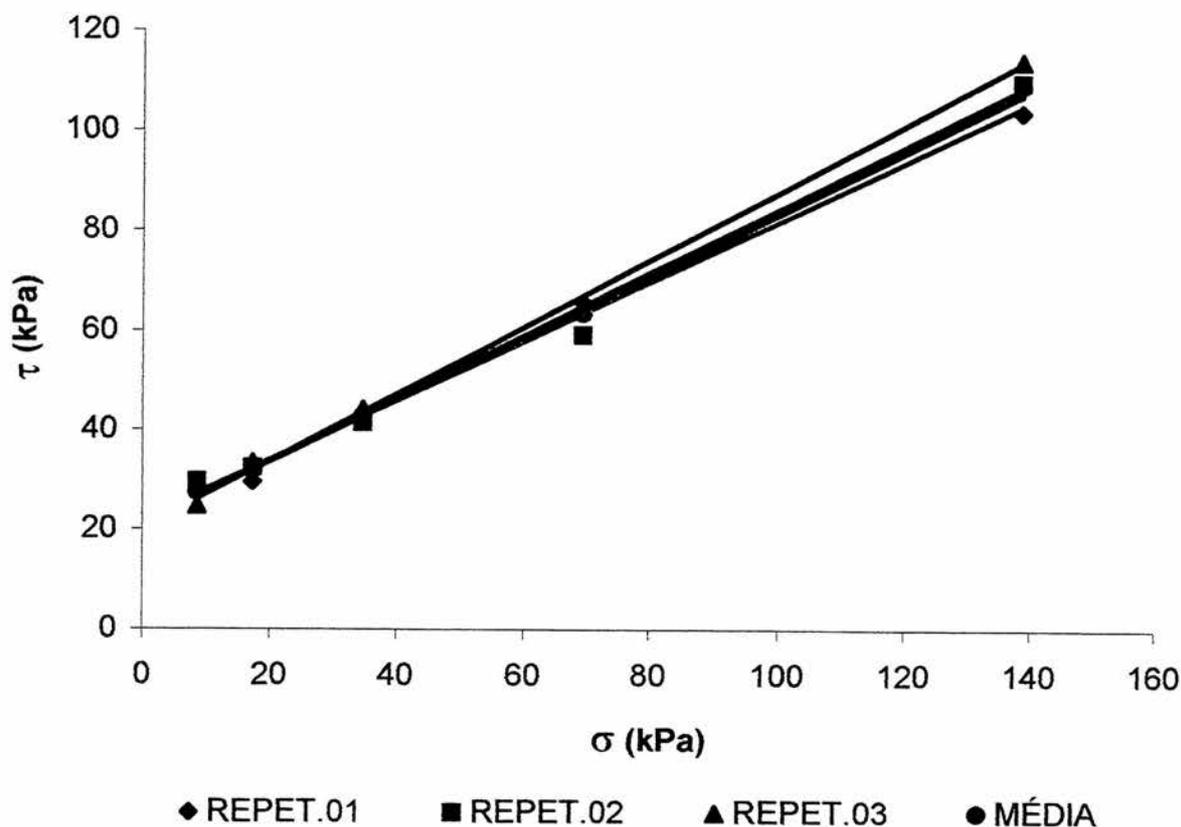
APÊNDICE 8 – Cálculo do limite inferior de plasticidade (kgkg^{-1}) para o Argissolo Vermelho.

Amostra	Mu	Ms	MI	U
1	71,00	69,97	62,63	0,1403
2	67,62	66,48	58,48	0,1425
3	72,93	71,54	61,59	0,1397
4	71,57	70,55	63,01	0,1353
5	73,14	72,01	63,49	0,1326
6	85,33	83,97	74,20	0,1392
7	70,47	69,30	61,05	0,1418
8	73,18	71,82	61,68	0,1341
9	72,08	70,93	62,96	0,1443
Média				0,1389

APÊNDICE 9 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 100kPa, para o Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	27,981	29,596	24,753	27,443
17,34	29,596	32,286	33,362	31,748
34,69	43,048	41,434	44,124	42,869
69,37	65,649	59,191	65,649	63,496
138,74	103,854	109,772	114,078	109,235
umidade (kgkg^{-1})	0,188	0,185	0,190	0,187
Coesão (kPa)	21,88	21,05	20,13	21,02
ϕ (°)	30,88	31,85	34,00	32,24

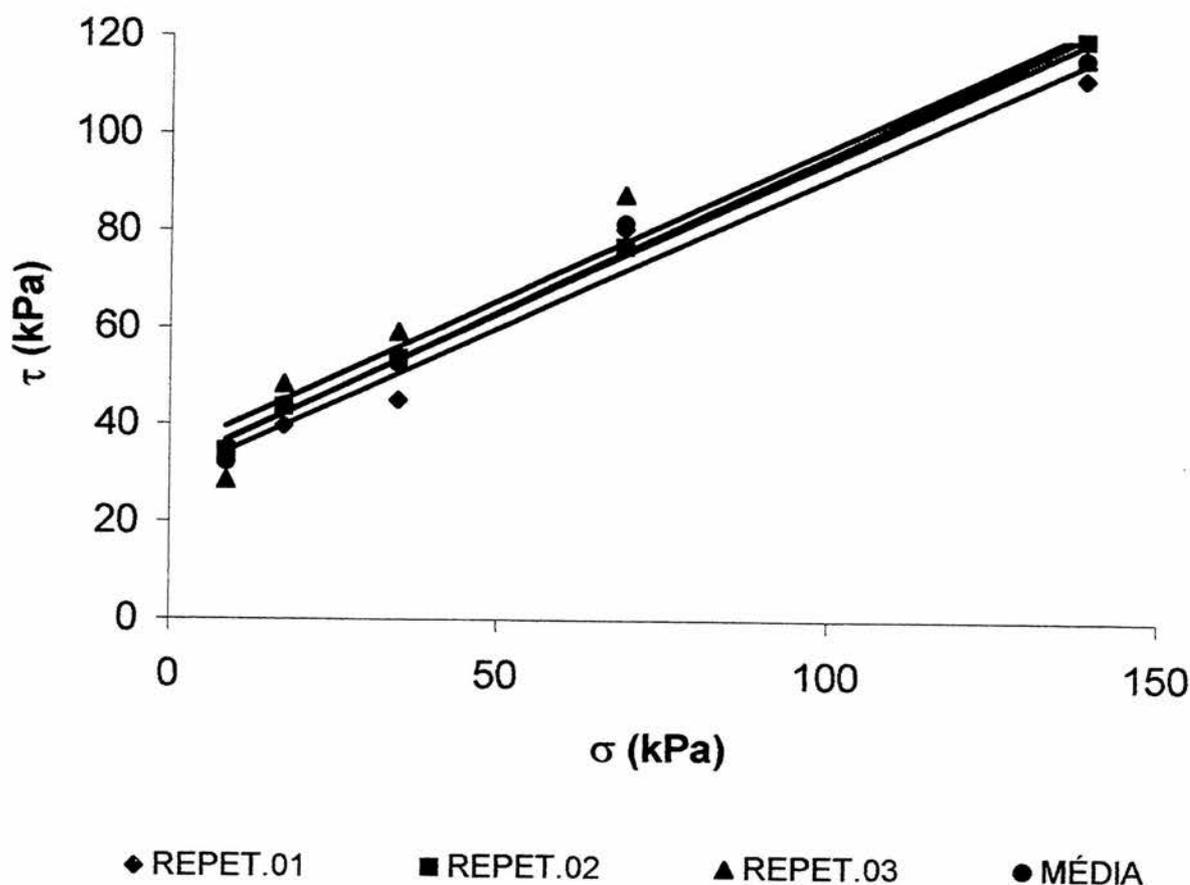
APÊNDICE 10 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 100kPa, para o Planossolo



APÊNDICE 11 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 330kPa, para o Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	33,900	34,439	28,519	32,286
17,34	39,820	43,586	48,429	43,945
34,69	45,201	53,810	59,191	52,734
69,37	80,715	76,949	87,711	81,792
138,74	111,925	119,997	116,230	116,051
Umidade (kgkg^{-1})	0,141	0,136	0,136	0,138
Coesão (kPa)	29,01	31,01	34,06	31,36
ϕ (°)	31,77	32,87	32,28	32,31

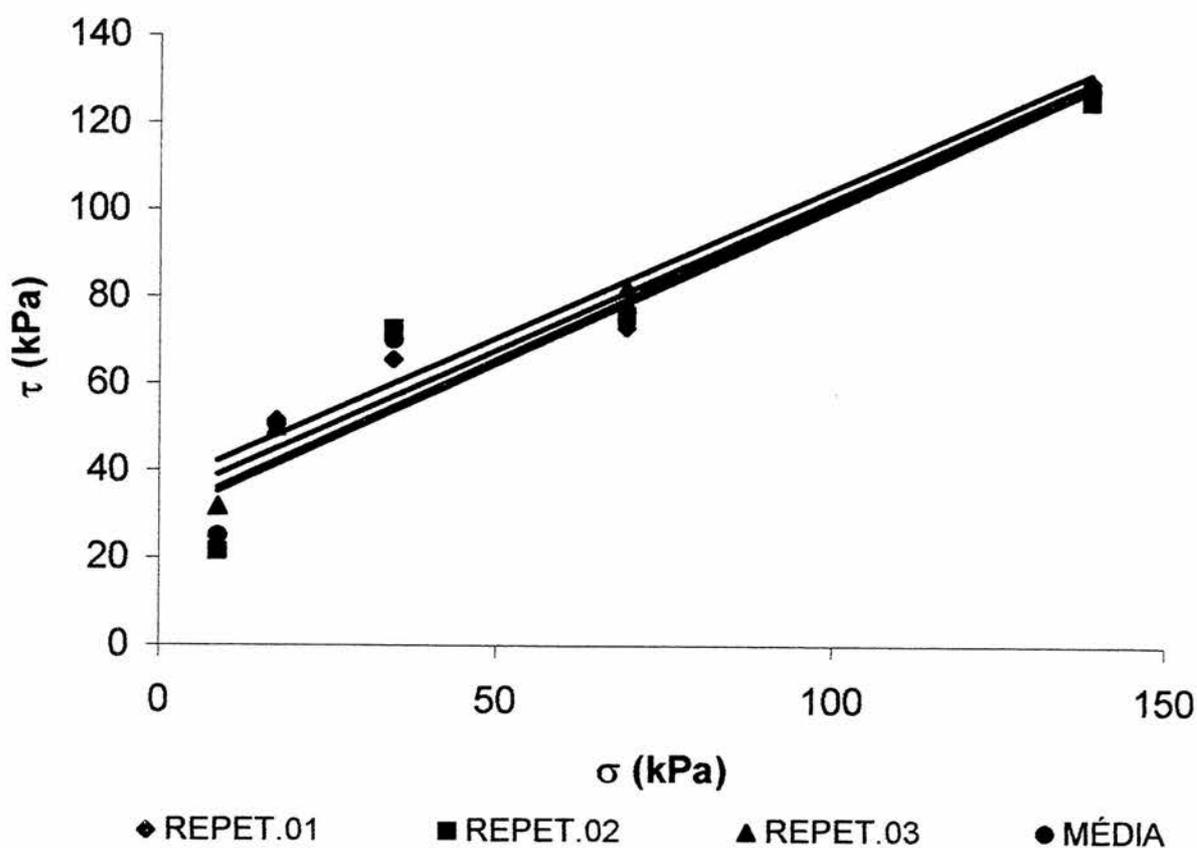
APÊNDICE 12 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 330kPa, para o Planossolo



APÊNDICE 13 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 15000kPa, para o Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	22,062	21,522	31,748	25,111
17,34	51,658		50,044	50,851
34,69	65,649	72,649	72,106	70,134
69,37	73,182	75,873	82,330	77,128
138,74	129,683	125,378	129,683	128,248
umidade (kgkg^{-1})	0,068	0,065	0,094	0,076
Coesão (kPa)	29,84	29,05	36,30	31,73
ϕ (°)	35,68	35,48	34,45	35,20

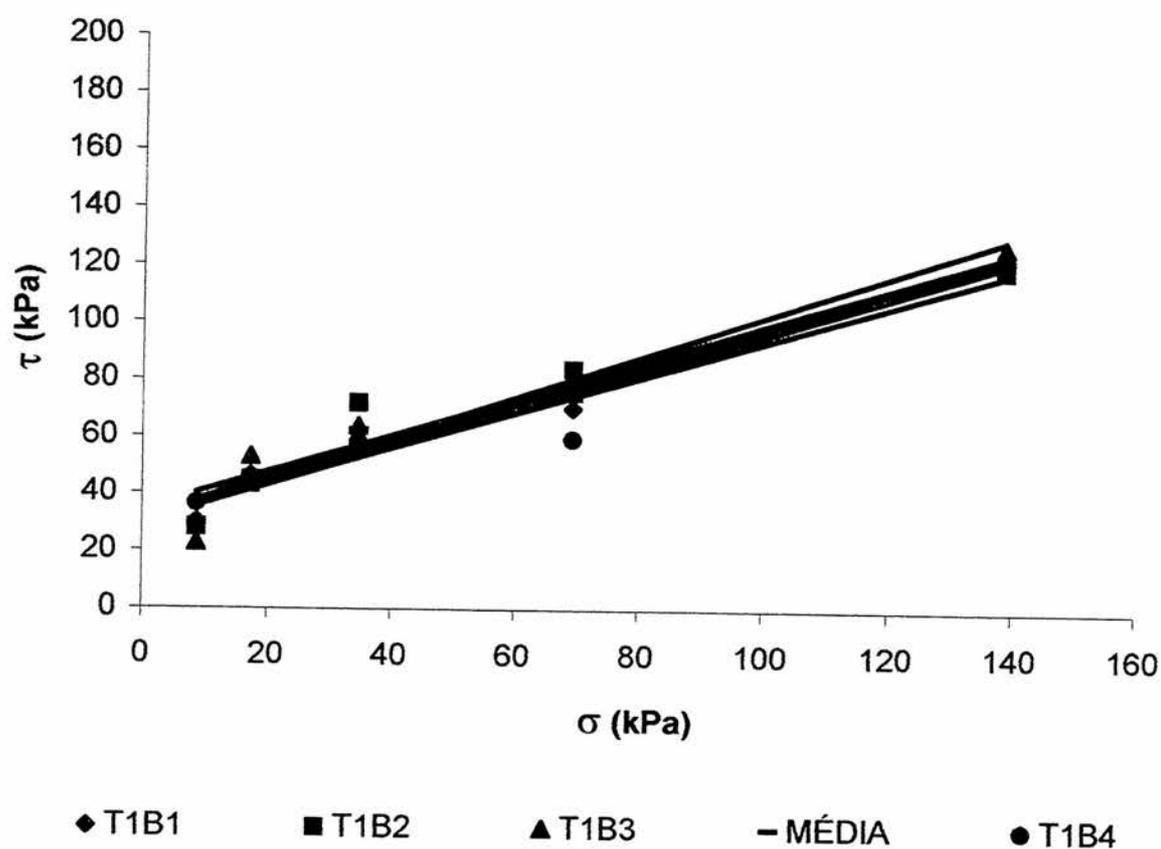
APÊNDICE 14 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 15000kPa, para o Planossolo



APÊNDICE 15 – Tabela do teste de cisalhamento direto, trabalho de campo T1
Planossolo

	T1B1	T1B2	T1B3	T1B4	MÉDIA
8,67	30,035	27,999	22,734	36,521	29,322
17,34	46,286	43,182	53,083	45,041	46,898
34,69	56,187	71,925	63,845	58,287	62,561
69,37	70,401	83,988	80,195	59,695	73,570
138,74	122,059	119,188	127,440	122,769	122,864
umidade (kgkg^{-1})	0,12	0,13	0,10	0,12	0,12
Coesão (kPa)	29,63	34,51	31,47	30,99	31,65
ϕ ($^{\circ}$)	33,34	32,87	35,24	31,91	33,33

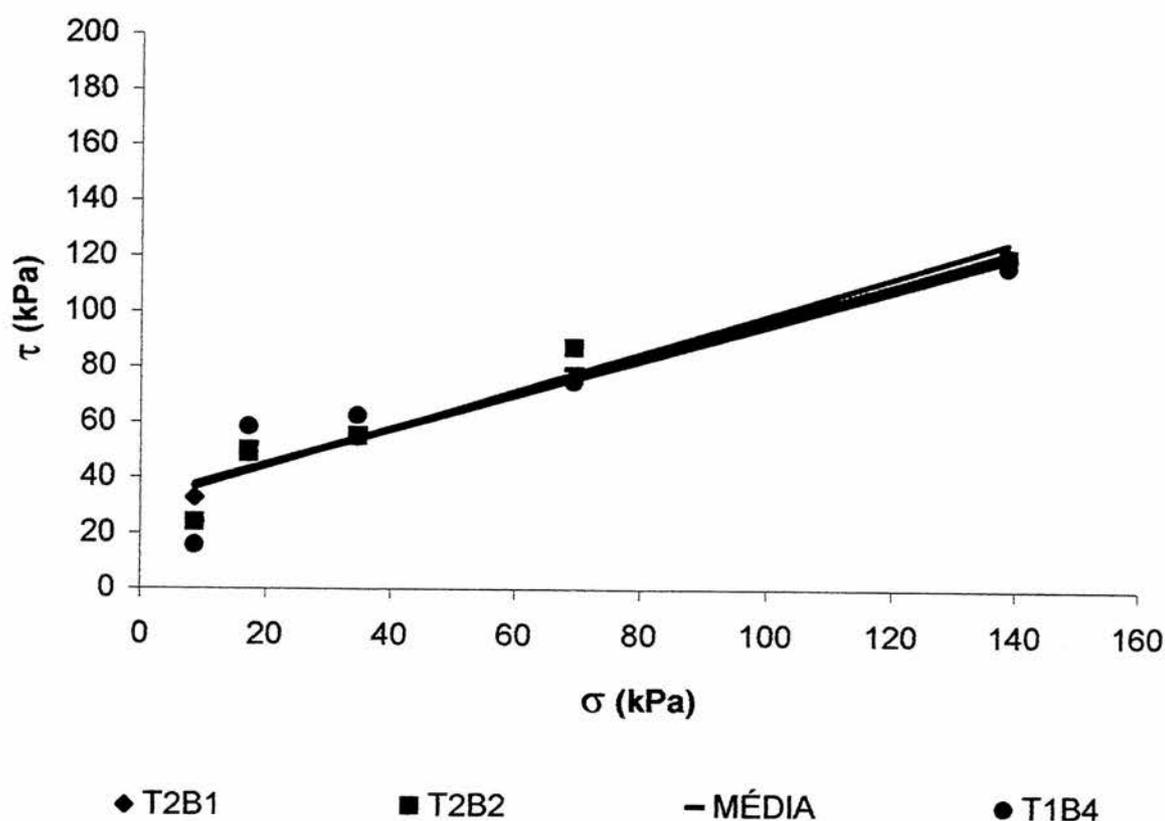
APÊNDICE 16 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, trabalho de campo T1,
Planossolo



APÊNDICE 17 – Tabela do teste de cisalhamento direto, trabalho de campo T2, Planossolo

	T2B1	T2B2	T2B4	MÉDIA
8,67	32,824	23,900	15,829	24,185
17,34	48,967	48,963	58,608	52,179
34,69	54,886	55,110	62,644	57,547
69,37	76,096	87,397	75,020	79,504
138,74	120,983	119,907	116,678	119,189
umidade (kgkg ⁻¹)	0,13	0,13	0,14	0,13
Coesão (kPa)	32,36	30,34	31,91	31,53
ϕ (°)	32,61	34,33	32,19	33,04

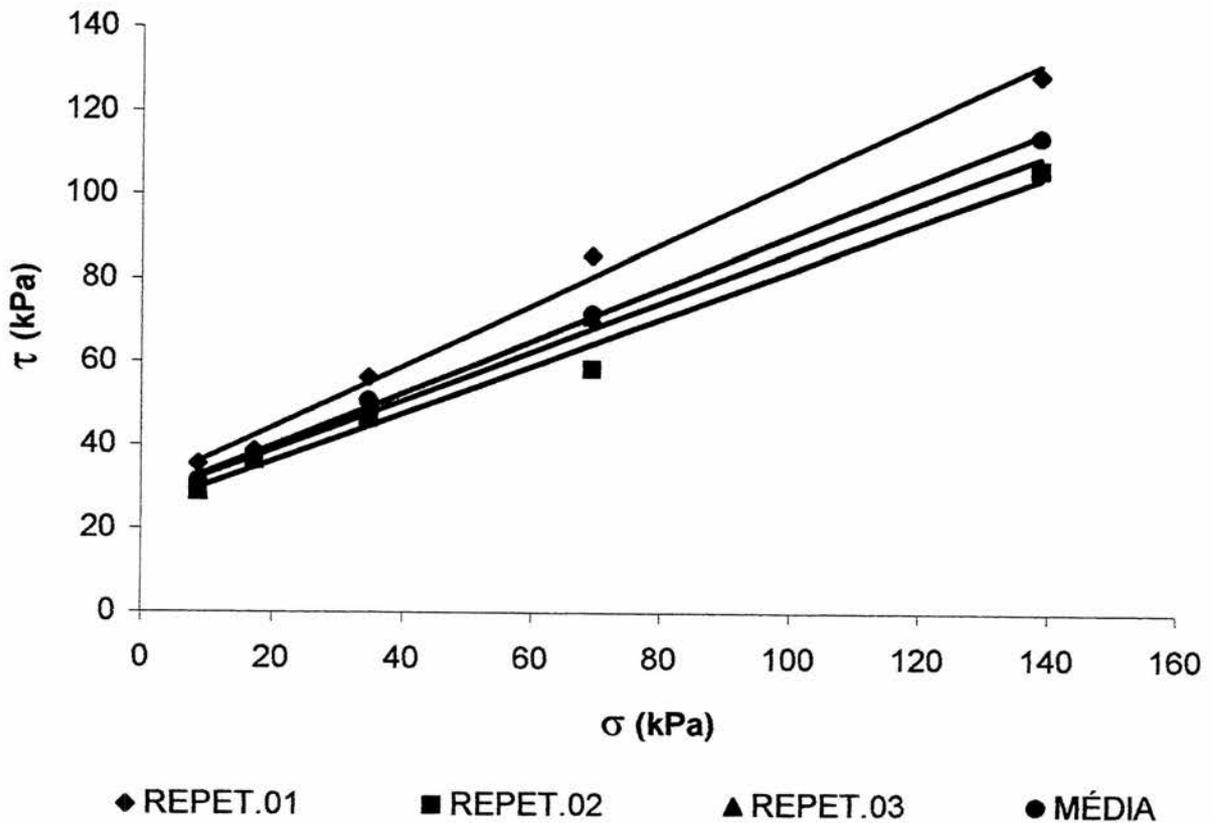
APÊNDICE 18 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, trabalho de campo T2, Planossolo



APÊNDICE 19 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 100kPa, Argissolo Vermelho

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	35,515	29,578	28,933	31,342
17,34	38,743	36,358	37,219	37,440
34,69	56,286	46,477	49,273	50,678
69,37	85,451	58,429	71,012	71,631
138,74	128,714	106,096	107,074	113,961
umidade (kgkg^{-1})	0,13	0,12	0,12	0,12
Coesão (kPa)	29,61	24,72	24,87	26,39
ϕ (°)	36,19	29,71	33,68	33,19

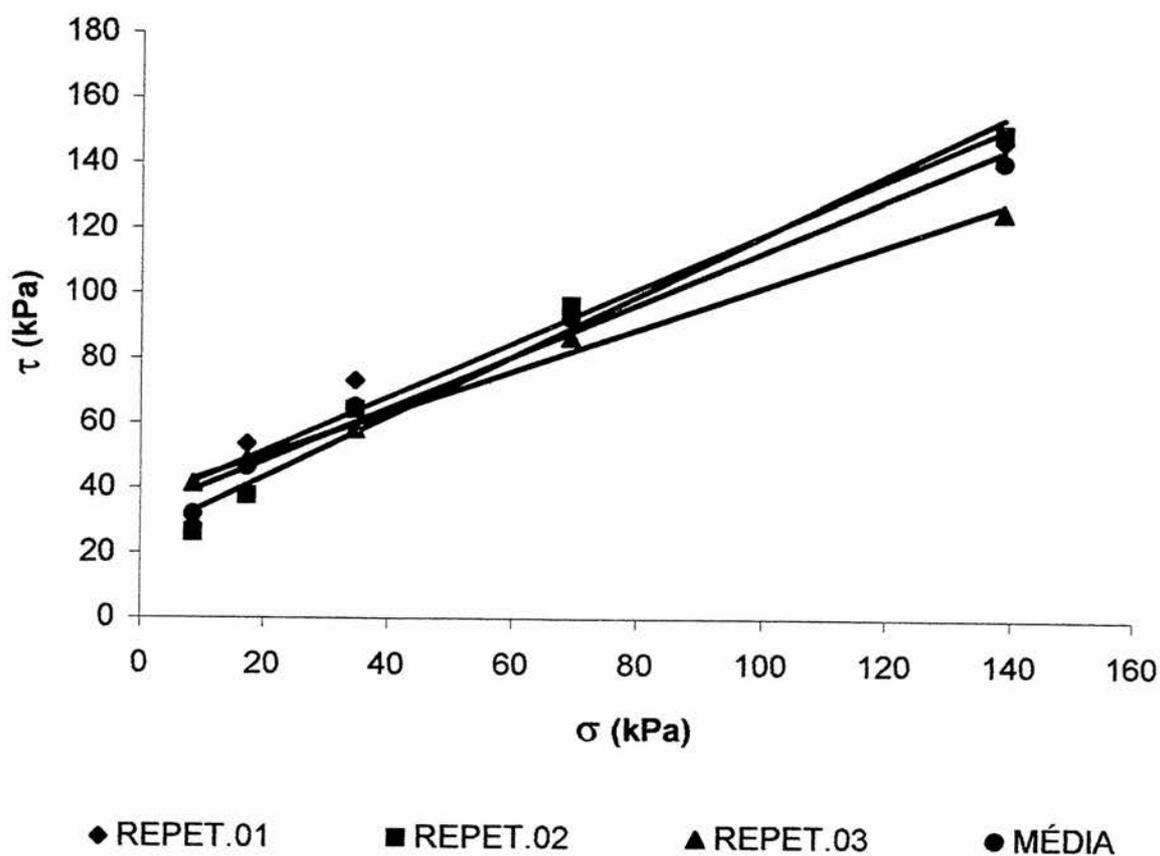
APÊNDICE 20 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 100kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 21 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 330kPa, Argissolo Vermelho

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	28,519	26,152	41,434	32,035
17,34	53,703	37,775	48,586	46,688
34,69	73,397	64,357	58,115	65,290
69,37	95,244	96,643	86,635	92,841
138,74	147,225	149,593	125,378	140,732
umidade (kgkg^{-1})	0,12	0,09	0,13	0,11
Coesão (kPa)	34,663	24,748	37,143	32,185
ϕ (°)	39,90	43,01	32,98	38,630

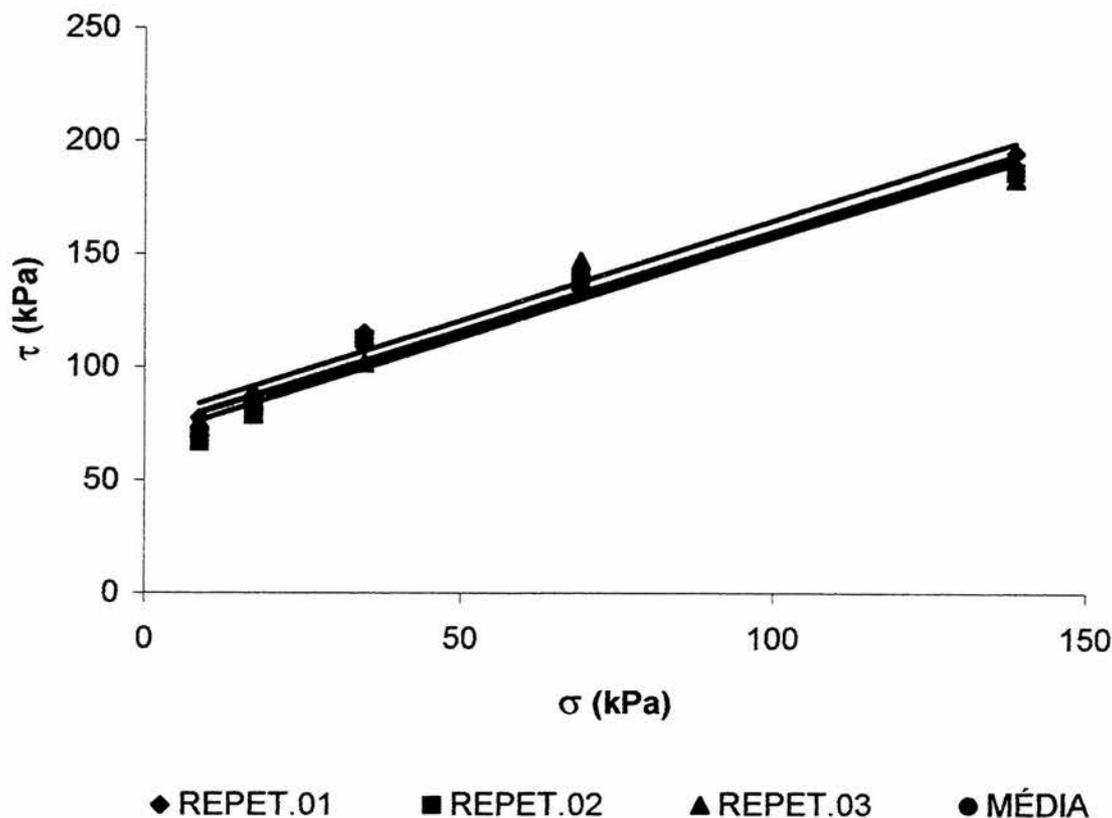
APÊNDICE 22 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 330kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 23 – Tabela do teste de cisalhamento direto, sucção de 15000kPa, Argissolo Vermelho

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	77,487	66,931	73,083	72,500
17,34	87,719	78,770	85,235	83,908
34,69	115,262	112,240	101,701	109,734
69,37	143,450	137,530	146,992	142,657
138,74	194,767	186,166	183,162	188,032
umidade (kgkg^{-1})	0,09	0,07	0,08	0,08
Coesão (kPa)	76,15	68,57	72,29	72,34
ϕ (°)	41,51	41,61	40,39	41,17

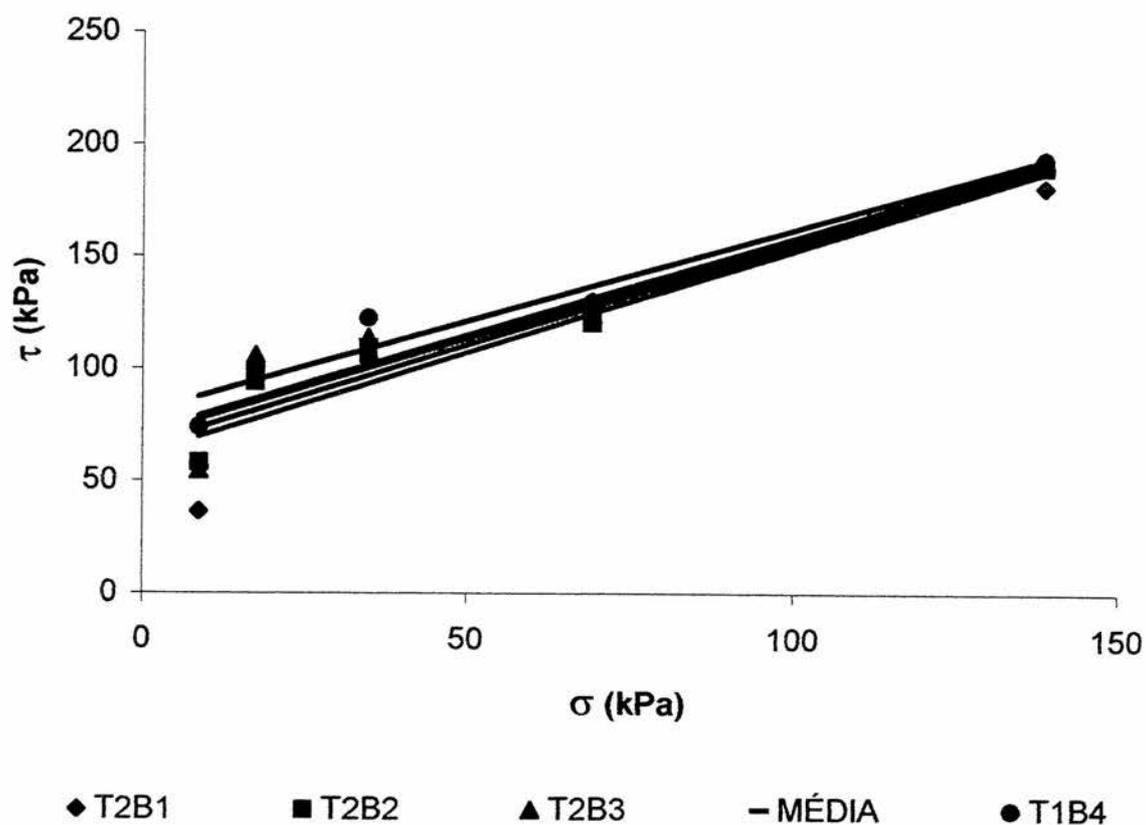
APÊNDICE 24 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, sucção de 15000kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 25 – Tabela do teste de cisalhamento direto, teste de campo T2, Argissolo Vermelho

	T2B1	T2B2	T2B3	T2B4	MÉDIA
8,67	36,591	58,115	54,886	74,258	55,963
17,34	99,226	94,258	106,006	101,254	100,186
34,69	105,253	106,114	114,078	122,687	112,033
69,37	130,355	120,445	123,979	129,683	126,115
138,74	181,018	189,770	191,250	193,304	188,836
umidade (kgkg^{-1})	0,09	0,09	0,10	0,10	0,09
Coesão (kPa)	61,74	66,03	71,55	80,63	69,99
ϕ (°)	42,20	41,59	40,85	39,05	40,92

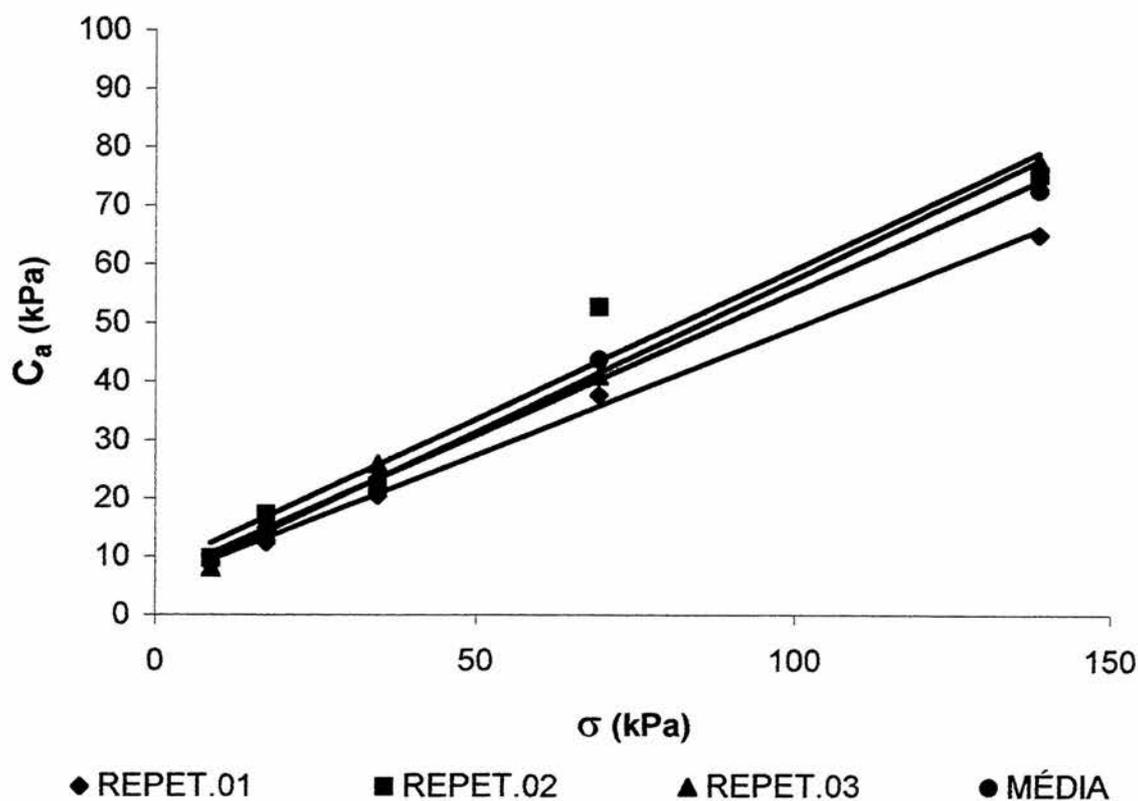
APÊNDICE 26 – Gráfico do teste de cisalhamento direto, teste de campo T2, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 27 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 100kPa, Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	9,148	9,686	8,072	8,968
17,34	12,376	17,219	13,991	14,529
34,69	20,448	22,062	25,889	22,800
69,37	37,667	52,734	40,896	43,766
138,74	65,110	75,334	77,487	72,644
umidade (kgkg^{-1})	0,22	0,21	0,22	0,22
Adesão (kPa)	5,56	7,83	5,13	6,17
δ (°)	23,51	27,16	27,63	26,10

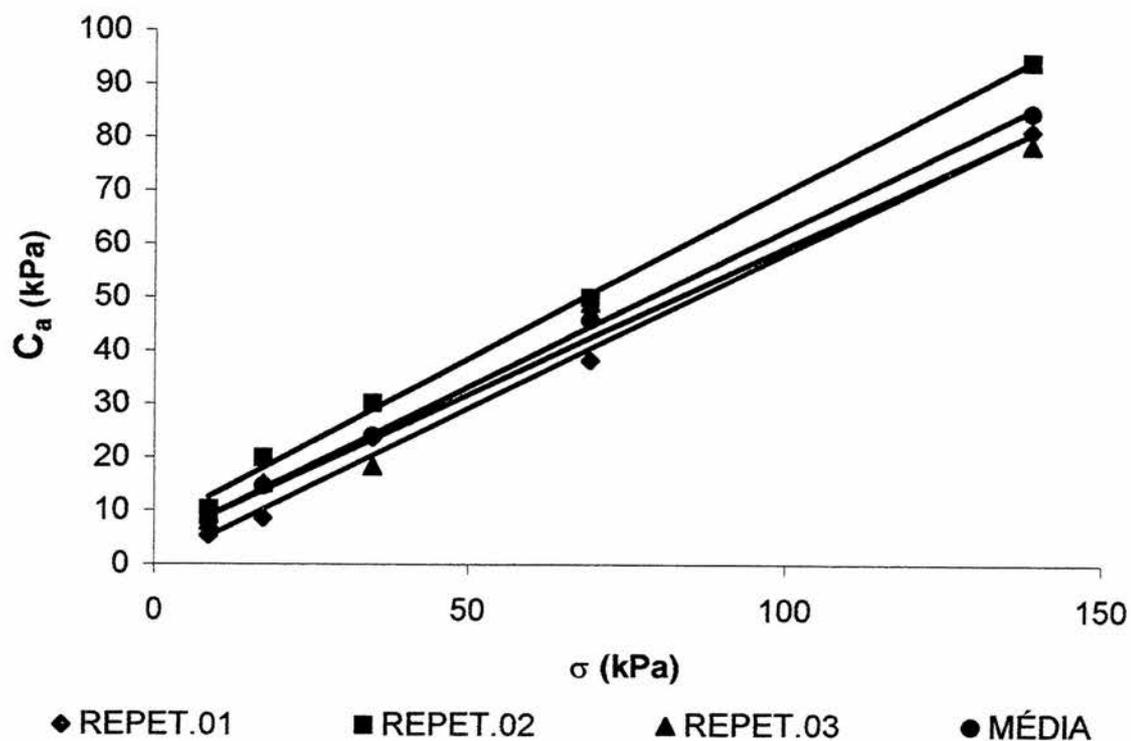
APÊNDICE 28 – Gráfico do teste de adesão solo-metal, sucção de 100kPa, Planossolo



APÊNDICE 29 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 330kPa, Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	5,381	10,224	8,072	7,892
17,34	8,610	19,910	15,067	14,529
34,69	23,677	30,134	18,295	24,035
69,37	38,205	50,044	48,967	45,739
138,74	81,254	94,168	78,563	84,662
umidade (kgkg^{-1})	0,16	0,14	0,16	0,15
Adesão (kPa)	0,22	7,15	4,10	3,83
δ (°)	30,13	32,11	28,91	30,38

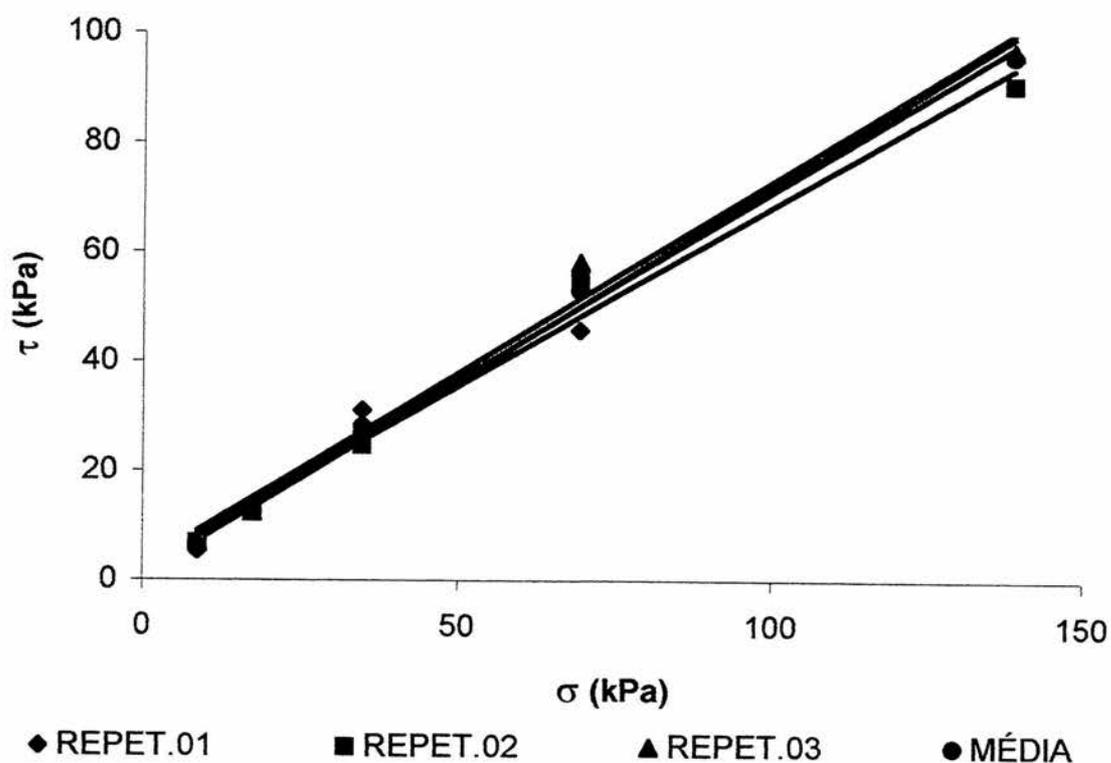
APÊNDICE 30– Gráfico do teste de adesão solo-metal, sucção de 330kPa, Planossolo



APÊNDICE 31 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 15000kPa, Planossolo

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	5,381	6,753	6,995	6,376
17,34	12,376	12,914	12,376	12,556
34,69	31,210	24,753	28,519	28,161
69,37	45,739	54,886	58,115	52,913
138,74	100,087	90,715	96,859	95,887
umidade (kgkg ⁻¹)	0,91	0,10	0,10	0,37
Adesão (kPa)	0,85	2,84	2,96	2,22
δ (°)	34,98	33,19	35,33	34,50

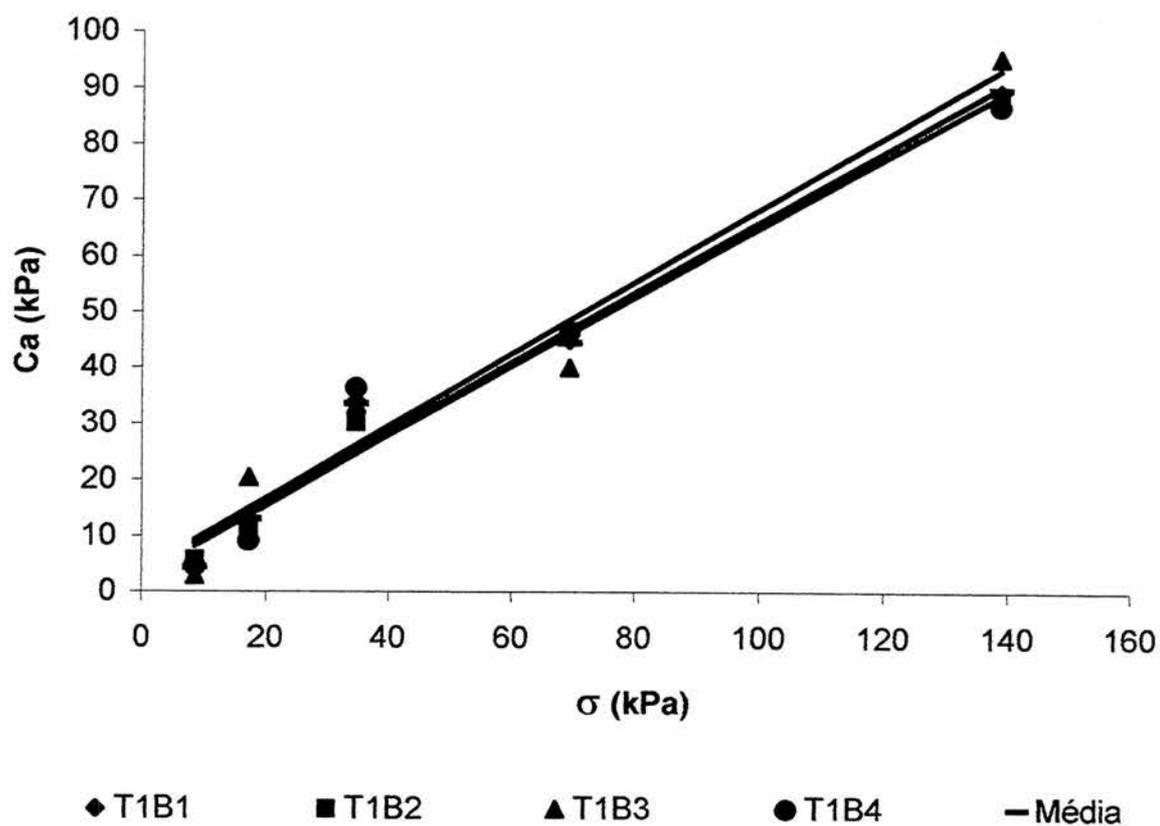
APÊNDICE 32 – Gráfico do teste de adesão solo-metal, sucção de 15000kPa, Planossolo



APÊNDICE 33 – Tabela do teste de adesão solo-metal, teste de campo T1, Planossolo

	T1B1	T1B2	T1B3	T1B4	MÉDIA
8,67	3,749	5,762	2,870	4,717	4,274
17,34	10,852	11,681	20,439	9,080	13,013
34,69	34,124	30,192	33,429	36,384	33,533
69,37	44,895	46,658	40,039	46,294	44,472
138,74	89,450	87,625	95,459	86,881	89,854
umidade (kgkg^{-1})	0,13	0,13	0,11	0,12	0,12
Ca (kPa)	2,56	3,16	3,73	3,67	3,28
δ (°)	32,35	31,71	32,85	31,55	32,11

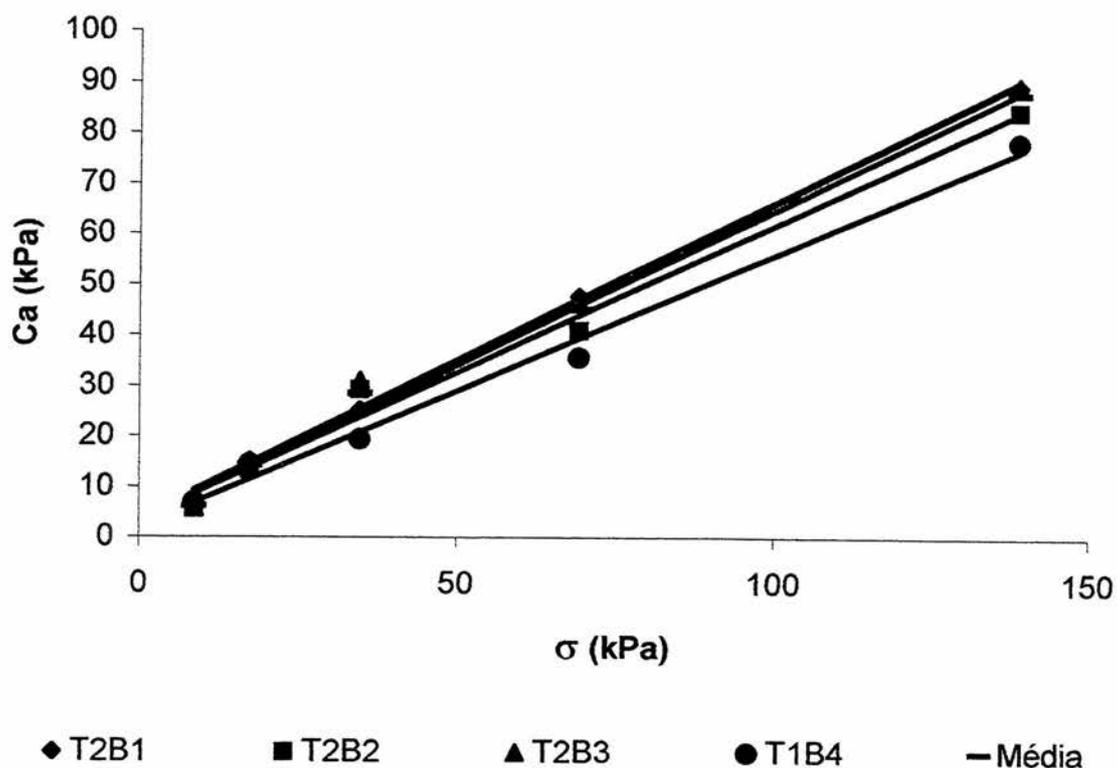
APÊNDICE 34 – Gráfico do teste de adesão solo-metal, teste de campo T1, Planossolo



APÊNDICE 35 – Tabela do teste de adesão solo-metal, teste de campo T2, Planossolo

	T2B1	T2B2	T2B3	MÉDIA
8,67	6,762	5,825	5,686	6,091
17,34	15,156	13,372	14,080	14,203
34,69	25,291	29,192	30,977	28,486
69,37	47,577	40,815	46,582	44,991
138,74	89,320	84,330	89,401	87,684
umidade (kgkg^{-1})	0,123	0,129	0,130	0,127
Ca (kPa)	3,22	3,49	3,88	3,53
δ (°)	32,01	30,14	31,90	31,35

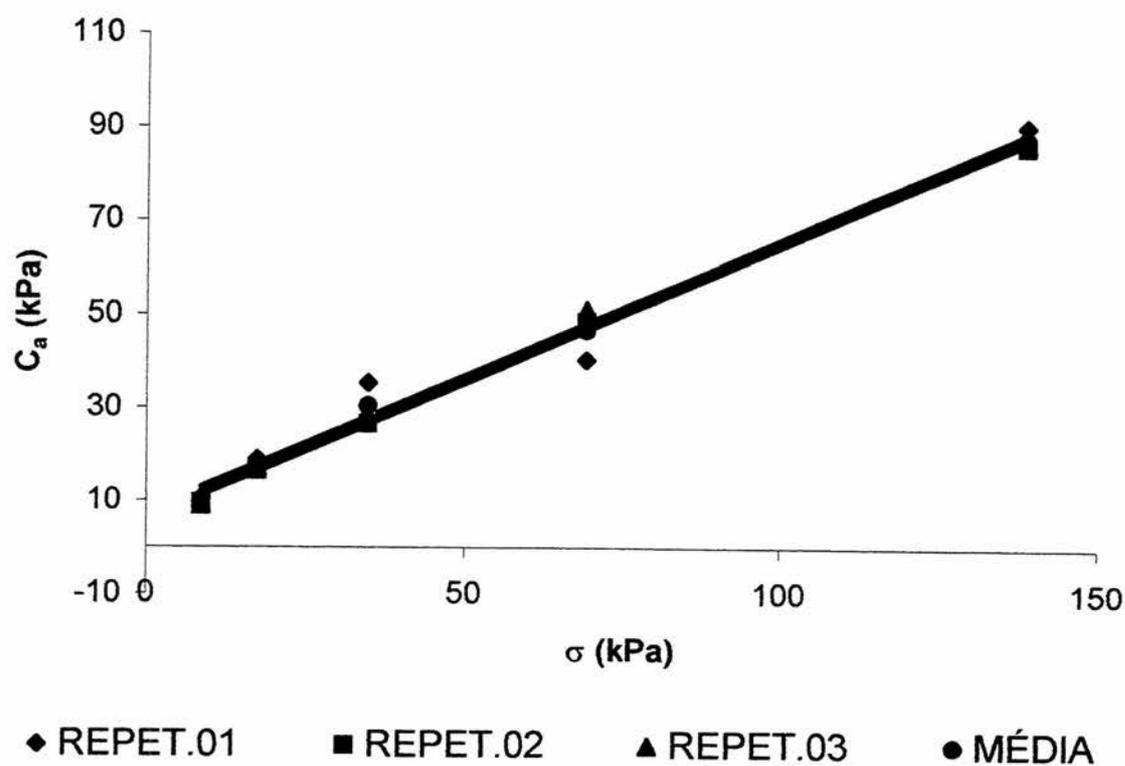
APÊNDICE 36 – Gráfico do teste de adesão solo-metal, teste de campo T2, Planossolo



APÊNDICE 37 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 100kPa, Argissolo Vermelho

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	10,547	9,578	8,933	9,686
17,34	18,941	16,358	17,219	17,506
34,69	35,407	26,475	29,273	30,385
69,37	40,250	48,429	51,012	46,564
138,74	90,509	86,096	87,074	87,893
umidade (kgkg^{-1})	0,16	0,12	0,12	0,13
Adesão (kPa)	8,00	5,96	6,95	6,97
δ (°)	30,08	30,31	30,56	30,31

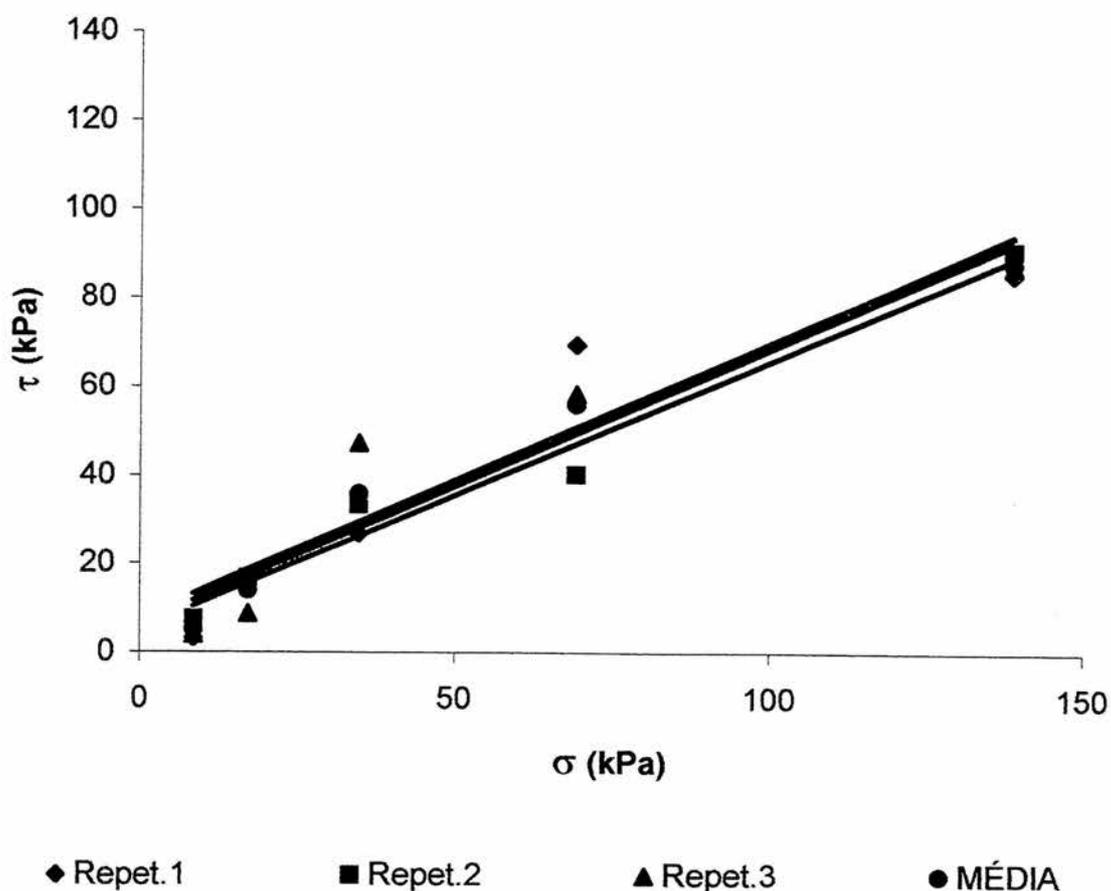
APÊNDICE 38 – Gráfico do teste de adesão solo-metal sucção de 100kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 39 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 330kPa, Argissolo Vermelho

	Repet.1	Repet.2	Repet.3	MÉDIA
8,67	3,255	7,524	4,008	4,929
17,34	16,169	16,663	8,636	13,823
34,69	26,824	33,330	47,343	35,832
69,37	69,549	40,133	58,420	56,034
138,74	85,553	90,849	87,352	87,918
umidade (kgkg^{-1})	0,12	0,10	0,11	0,11
Coesão (kPa)	6,11	5,19	7,82	6,38
ϕ ($^{\circ}$)	32,42	31,16	31,80	31,79

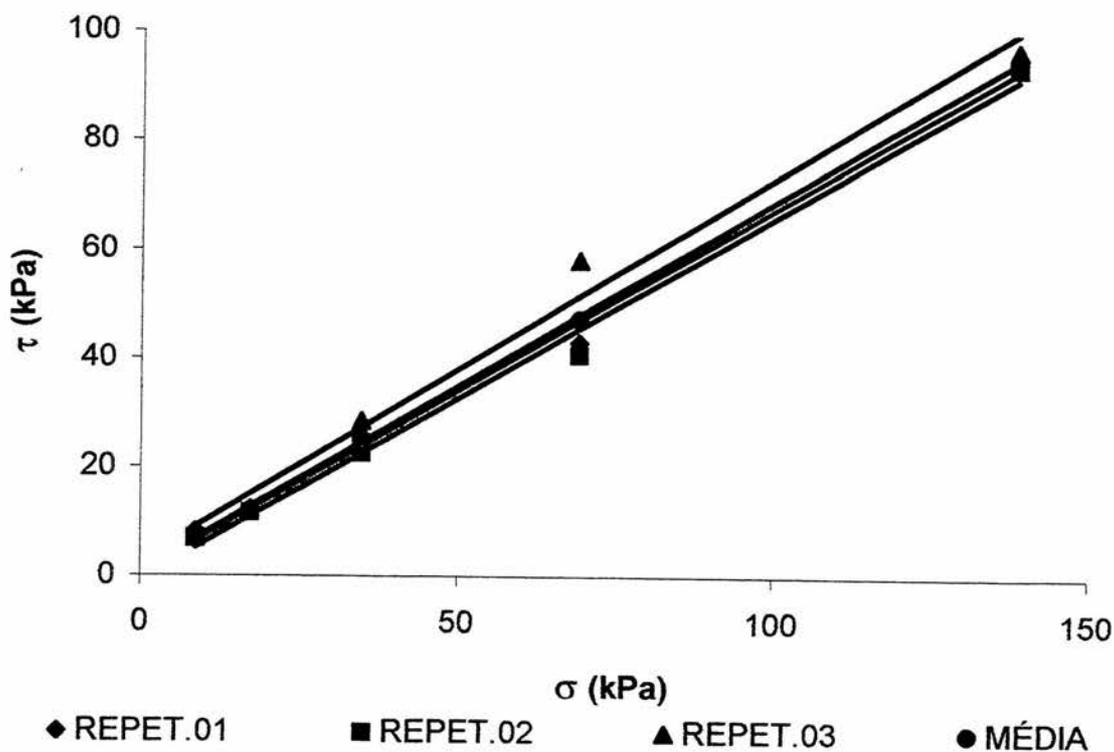
APÊNDICE 40 – Gráfico do teste de adesão solo-metal sucção de 330kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 41 – Tabela do teste de adesão solo-metal, sucção de 15000kPa, Argissolo Vermelho

	REPET.01	REPET.02	REPET.03	MÉDIA
8,67	8,287	6,995	6,995	7,426
17,34	11,946	11,731	12,376	12,018
34,69	24,537	22,600	28,519	25,219
69,37	43,048	40,681	58,115	47,281
138,74	94,805	93,621	96,859	95,095
umidade (kgkg^{-1})	0,08	0,07	0,08	0,08
Adesão (kPa)	0,72	0,51	2,96	1,40
δ (°)	33,66	33,54	35,33	34,18

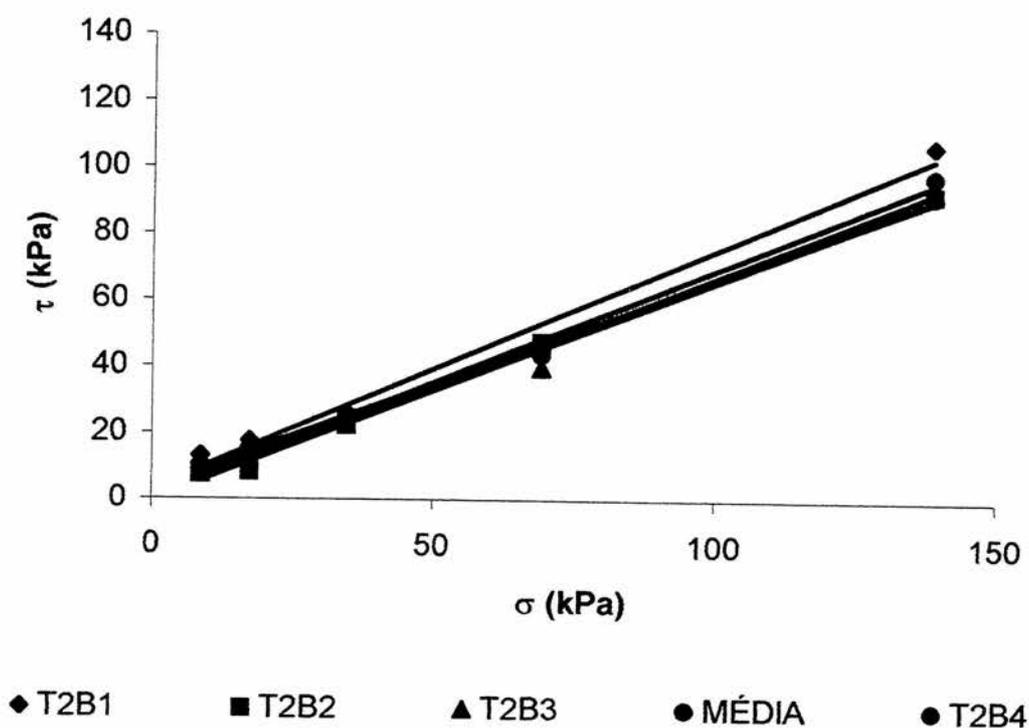
APÊNDICE 42 – Gráfico do teste de adesão solo-metal sucção de 15000kPa, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 43 – Tabela do teste de adesão solo-metal, teste de campo T2, Argissolo Vermelho

	T2B1	T2B2	T2B3	T2B4	MÉDIA
8,67	13,237	7,408	7,533	10,242	9,393
17,34	17,757	8,269	12,914	15,300	12,980
34,69	26,367	23,443	22,385	24,587	24,065
69,37	45,200	47,658	39,820	43,743	44,226
138,74	107,082	92,527	93,514	92,106	97,707
umidade (kgkg^{-1})	0,09	0,09	0,08	0,08	0,09
Coesão (kPa)	3,21	0,29	0,06	3,46	1,76
ϕ (°)	35,77	33,92	33,23	32,11	33,76

APÊNDICE 44 – Gráfico do teste de adesão solo-metal, teste de campo T2, Argissolo Vermelho



APÊNDICE 45 – Teste de compressibilidade, sucção 100kPa, valores médios de três repetições, Planossolo

Teor de água (hi)	0,205(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,191(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,191(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,341	0,329	0,310	0,284	0,251	0,212	0,169

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	1,971gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	1,967gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,695gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,370

APÊNDICE 46 – Teste de compressibilidade, sucção 330kPa, valores médios de três repetições, Planossolo

Teor de água (hi)	0,145(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,143(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,143(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,331	0,321	0,305	0,284	0,257	0,224	0,183

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	2,007gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	2,004gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,695gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,346

APÊNDICE 47 – Teste de compressibilidade, sucção 15000kPa, valores médios de três repetições, Planossolo

Teor de água (hi)	0,095(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,090(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,089(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,413	0,406	0,393	0,371	0,349	0,308	0,258

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	1,889gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	1,887gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,695gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,434

APÊNDICE 48 – Teste de compressibilidade, trabalho de campo T1, valores médios de quatro repetições, Planossolo

Teor de água (hi)	0,128(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,126(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,126(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,721	0,710	0,691	0,669	0,641	0,602	0,551

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi}) 3,556gcm⁻³

Massa específica aparente seca inicial (γ_{si}) 3,552gcm⁻³

Densidade dos sólidos (δ): 2,695gcm⁻³

Índice de vazios inicial (e_i): 0,760

APÊNDICE 49 – Teste de compressibilidade, trabalho de campo T2, valores médios de quatro repetições, Planossolo

Teor de água (hi)	0,118(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,115(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,115(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,789	0,781	0,769	0,753	0,730	0,697	0,639

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi}) 3,328gcm⁻³

Massa específica aparente seca inicial (γ_{si}) 3,324gcm⁻³

Densidade dos sólidos (δ): 2,695gcm⁻³

Índice de vazios inicial (e_i): 0,811

APÊNDICE 50 – Teste de compressibilidade, sucção 100kPa, valores médios de três repetições, Argissolo Vermelho

Teor de água (hi)	0,167(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,166(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,166(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,375	0,355	0,326	0,288	0,243	0,180	0,125

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi}) 1,760gcm⁻³

Massa específica aparente seca inicial (γ_{si}) 1,757gcm⁻³

Densidade dos sólidos (δ): 2,636gcm⁻³

Índice de vazios inicial (e_i): 0,501

APÊNDICE 51 – Teste de compressibilidade, sucção 330kPa, valores médios de três repetições, Argissolo Vermelho

Teor de água (hi)	0,122(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,118(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,118(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,459	0,444	0,420	0,392	0,352	0,299	0,237

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	1,778gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	1,776gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,636gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,486

APÊNDICE 52 – Teste de compressibilidade, sucção 15000kPa, valores médios de três repetições, Argissolo Vermelho

Teor de água (hi)	0,077(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,075(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,080(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,465	0,458	0,443	0,421	0,400	0,352	0,292

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	1,773gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	1,771gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,695gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,523

APÊNDICE 53 – Teste de compressibilidade, trabalho de campo T2, valores médios de três repetições, Argissolo Vermelho

Teor de água (hi)	0,091(kgkg ⁻¹)
Teor de água (hf)	0,089(kgkg ⁻¹)
Teor de água:	0,089(kgkg ⁻¹)

	12,5kPa	25kPa	50kPa	100kPa	200kPa	400kPa	800kPa
e:	0,745	0,733	0,720	0,696	0,664	0,616	0,543

Massa específica aparente úmida inicial (γ_{hi})	3,463gcm ⁻³
Massa específica aparente seca inicial (γ_{si})	3,460gcm ⁻³
Densidade dos sólidos (δ):	2,636gcm ⁻³
Índice de vazios inicial (ei):	0,765

APÊNDICE 54 – Análise de variância do esforço de tração para o Planossolo, testes de campo T1 e T2

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	1	0,57	0,57	0,0246
blocos	3	3,17	1,06	0,0459
resíduos	3	69,03	23,01	
total	7	72,76		

$$m = 3,431 \quad s = 4,797 \quad cv = 139,8 \quad \Delta 1\% = 2,83$$

APÊNDICE 55 – Análise de variância do esforço de tração para o Planossolo, teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização dos modelos matemáticos

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	6	78,52	13,09	76,2289
blocos	3	6,98	2,33	13,5433
resíduos	18	3,09	0,17	
total	27	88,59		

$$m = 3,409 \quad s = 0,414 \quad cv = 12,16 \quad \Delta 1\% = 1,20$$

APÊNDICE 56 – Análise de variância do esforço de tração para o Planossolo, teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização dos modelos matemáticos

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	6	119,38	19,90	32,4950
blocos	3	29,13	9,71	15,8591
resíduos	18	11,02	0,61	
total	27	159,53		

$$m = 4,046 \quad s = 0,782 \quad cv = 19,34 \quad \Delta 1\% = 2,27$$

APÊNDICE 57 – Análise de variância do esforço de tração para o Argissolo Vermelho, testes de campo T1 e T2

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	1	25,20	25,20	0,3664
blocos	3	17,81	5,94	0,0863
resíduos	3	206,39	68,80	
total	7	249,41		

$$m = 5,955 \quad s = 8,294 \quad cv = 139,3 \quad \Delta 1\% = 4,89$$

APÊNDICE 58 – Análise de variância do esforço de tração para o Argissolo Vermelho, teste de campo T1 e cálculo obtido pela utilização dos modelos matemáticos

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	6	1274,68	212,45	51,0866
blocos	3	158,21	52,74	12,6818
resíduos	18	74,85	4,16	
total	27	1507,75		

$$m = 11,852 \quad s = 2,039 \quad cv = 17,21 \quad \Delta 1\% = 5,90$$

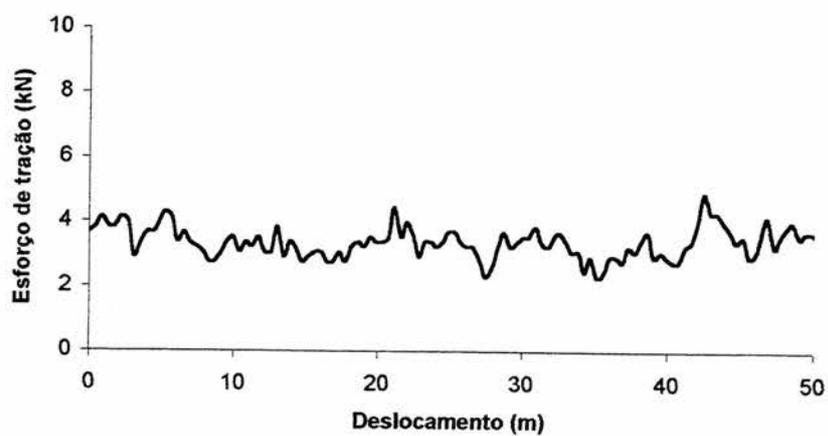
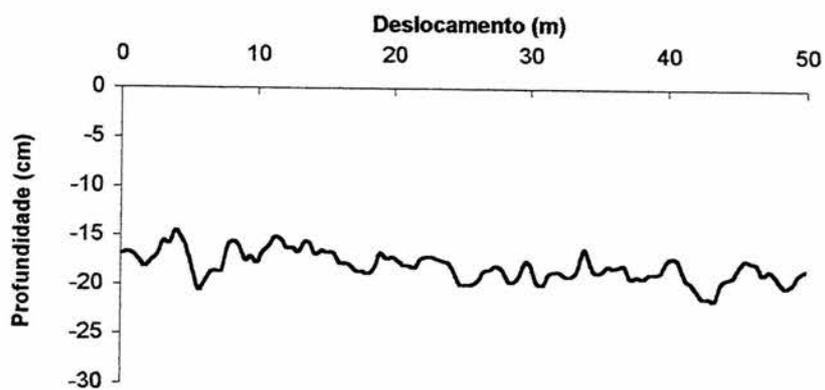
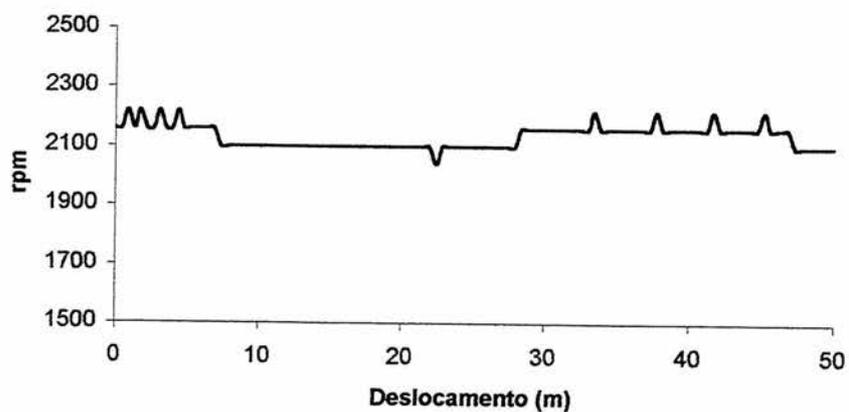
APÊNDICE 59 – Análise de variância do esforço de tração para o Argissolo Vermelho, teste de campo T2 e cálculo obtido pela utilização dos modelos matemáticos

Graus de variação	GL	SQ	QM	F
tratamentos	6	259,38	43,23	15,7336
blocos	3	126,23	42,08	15,3142
resíduos	18	49,46	2,75	
total	27	435,07		

$$m = 6,021 \quad s = 1,658 \quad cv = 27,53 \quad \Delta 1\% = 4,80$$

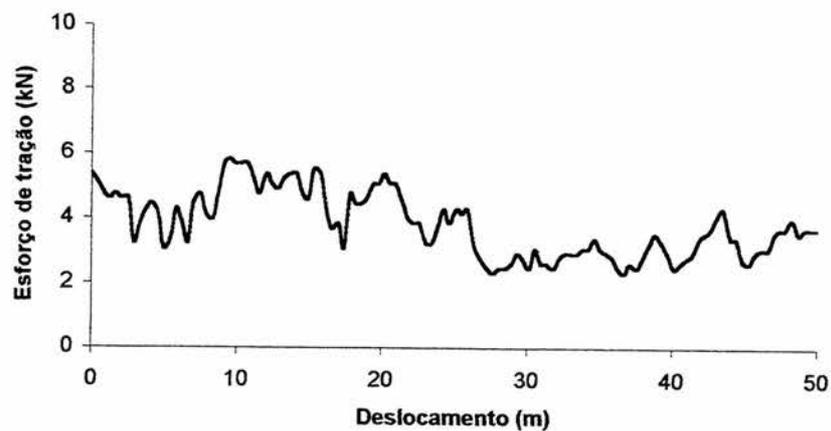
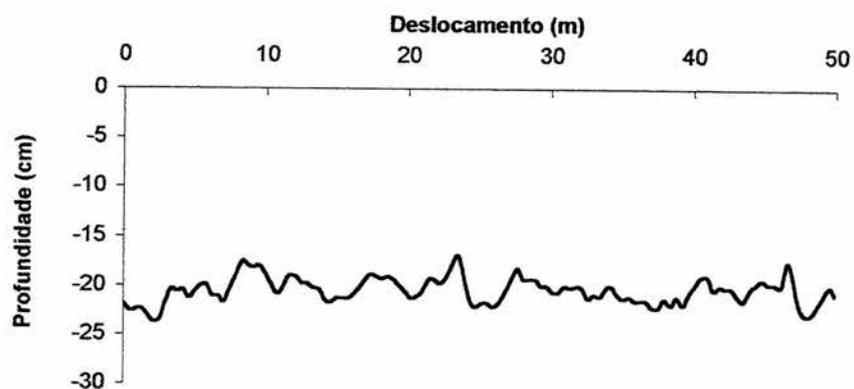
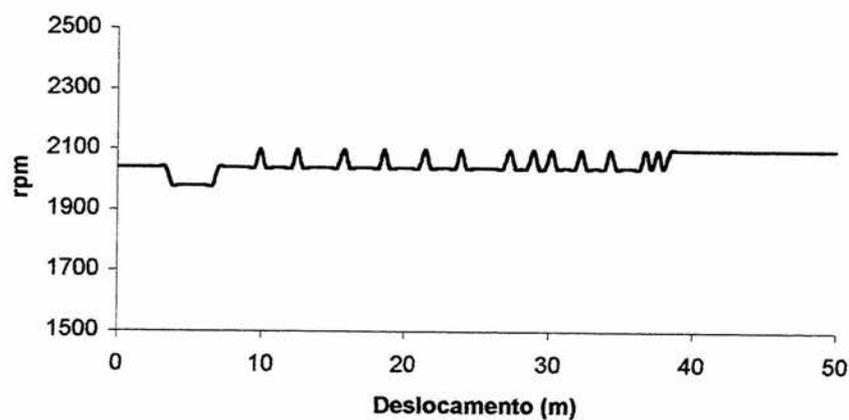
APÊNDICE 60 – Dados obtidos no teste de campo T1B1, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2134,58	51,60	50,26	-17,97	3,38	0,82	1,02



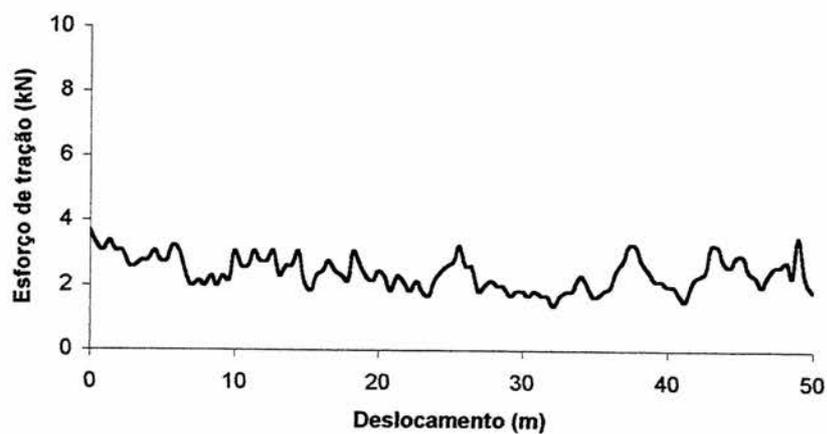
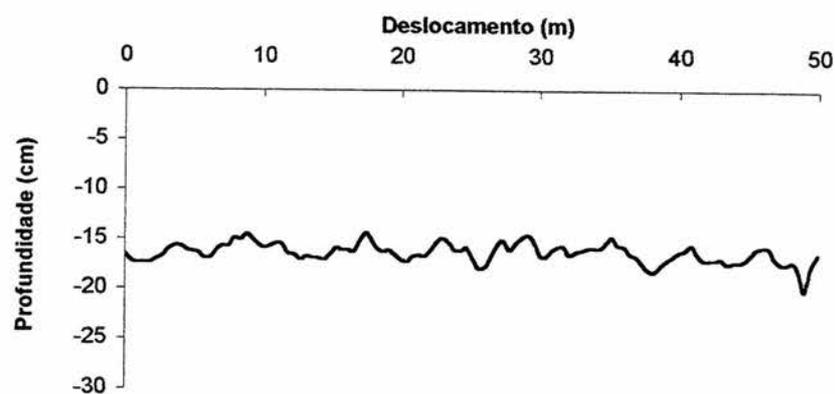
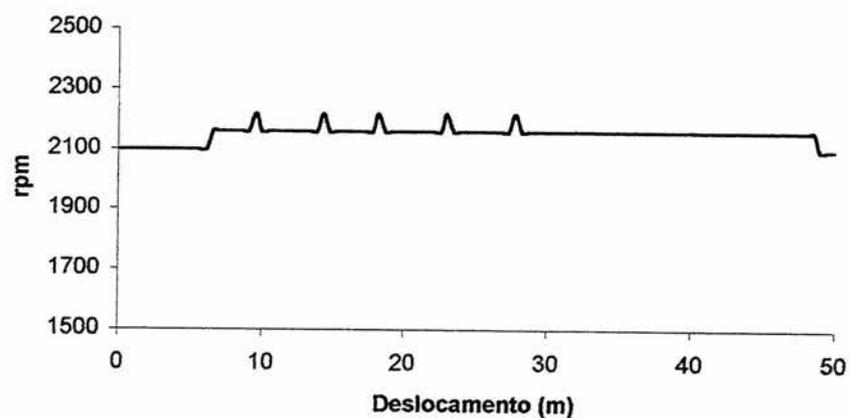
APÊNDICE 61 – Dados obtidos no teste de campo T1B2, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2056,36	50,89	49,95	-20,37	3,83	0,82	1,01



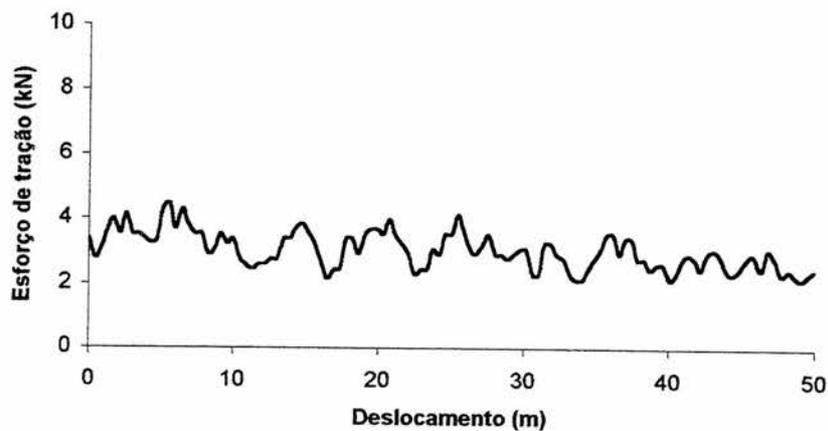
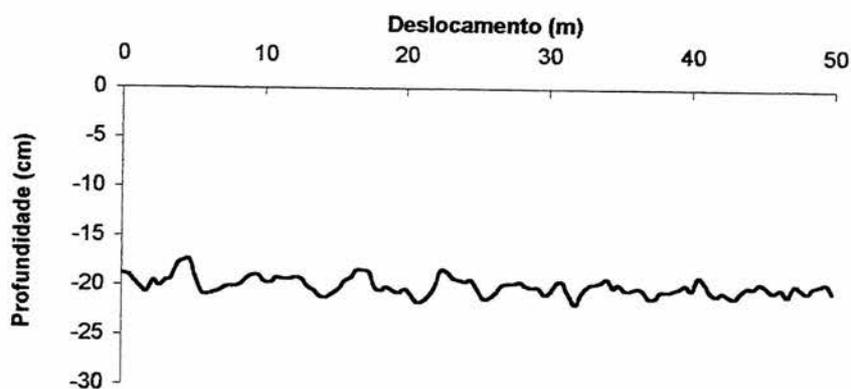
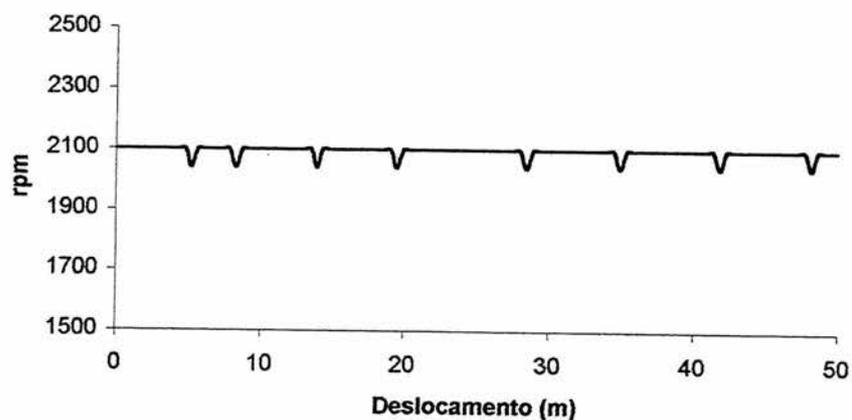
APÊNDICE 62 – Dados obtidos no teste de campo T1B3, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2153,28	51,83	49,95	-16,28	2,41	0,86	1,14



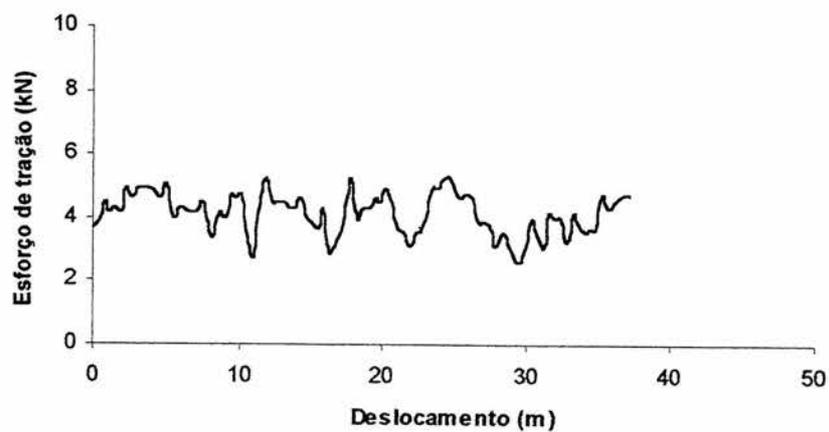
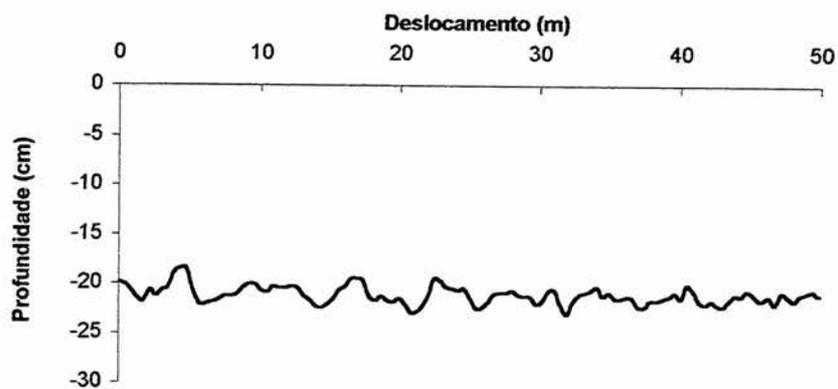
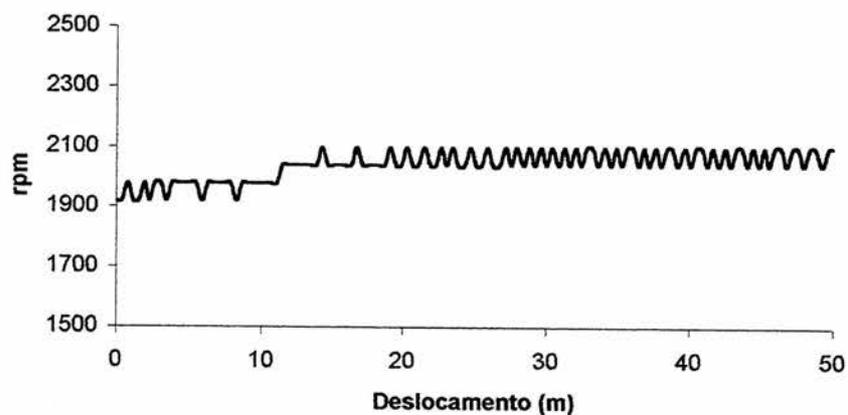
APÊNDICE 63 – Dados obtidos no teste de campo T1B4, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2096,38	50,42	49,87	-19,95	3,04	0,83	1,00



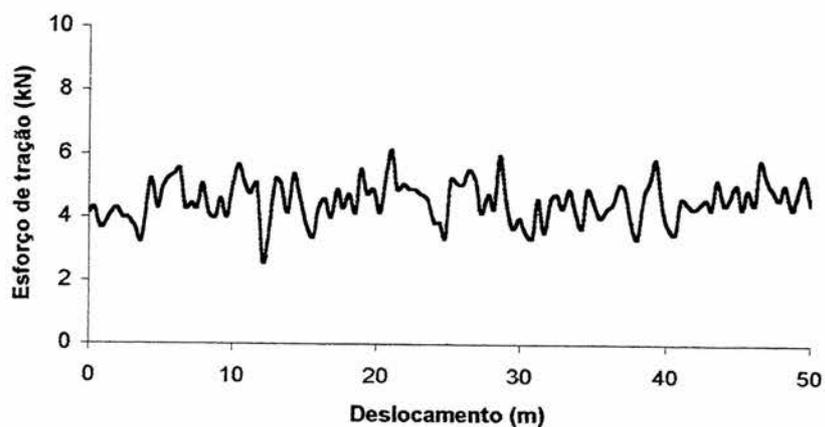
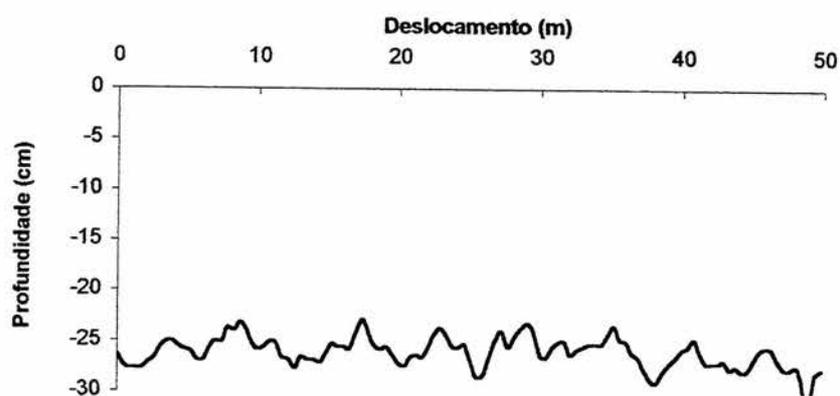
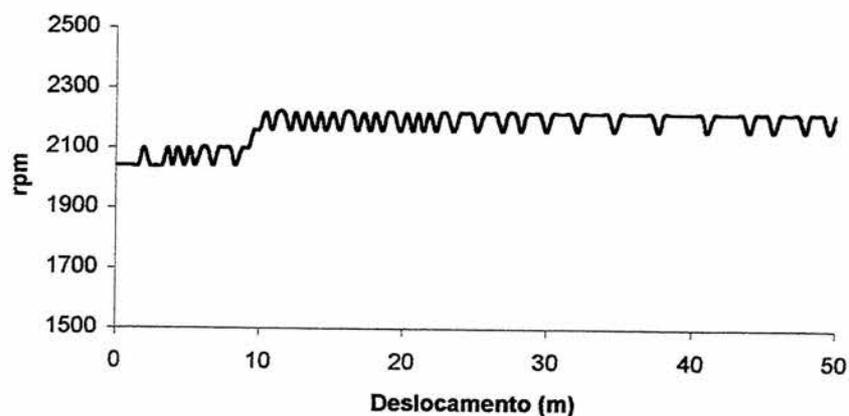
APÊNDICE 64 – Dados obtidos no teste de campo T2B1, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2100,00	50,42	49,87	-21,09	4,27	0,83	1,00



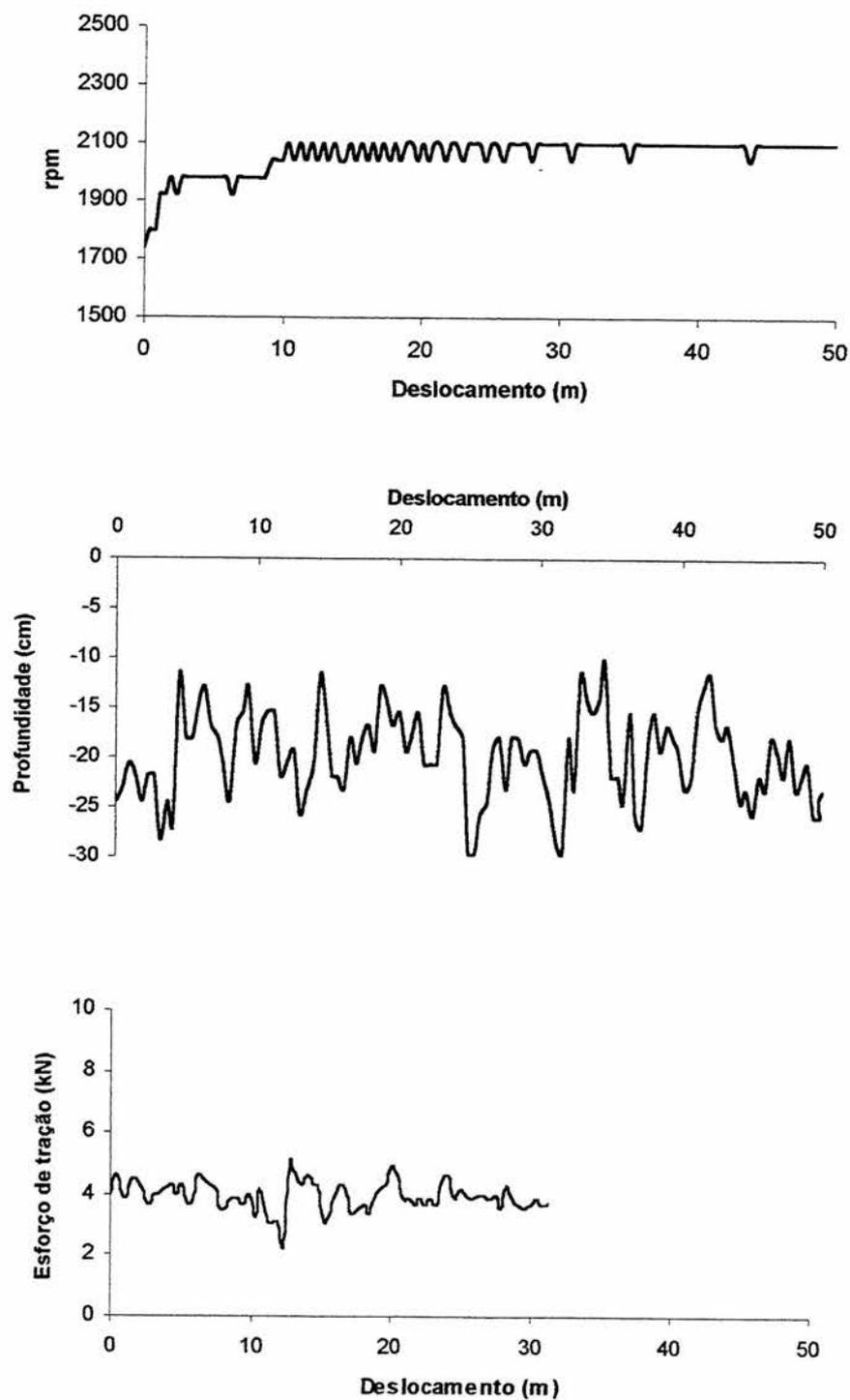
APÊNDICE 65 – Dados obtidos no teste de campo T2B2, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2100,00	51,65	49,95	-26,03	4,54	0,81	1,01



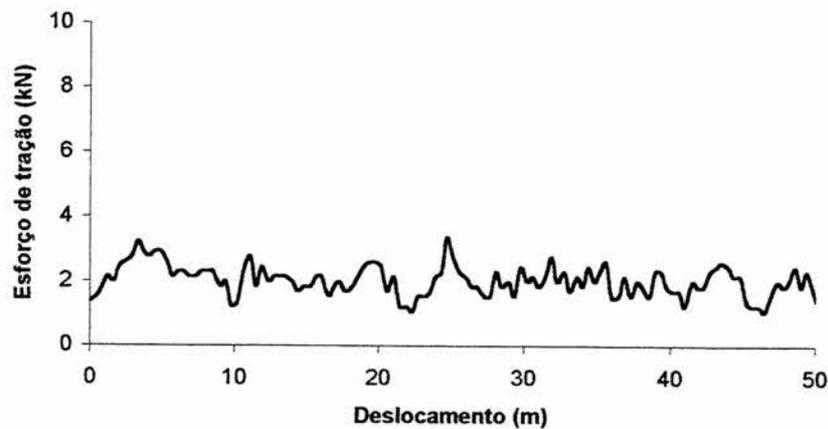
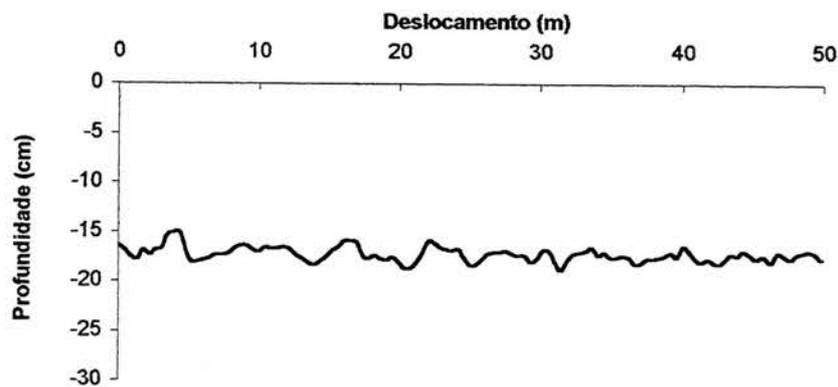
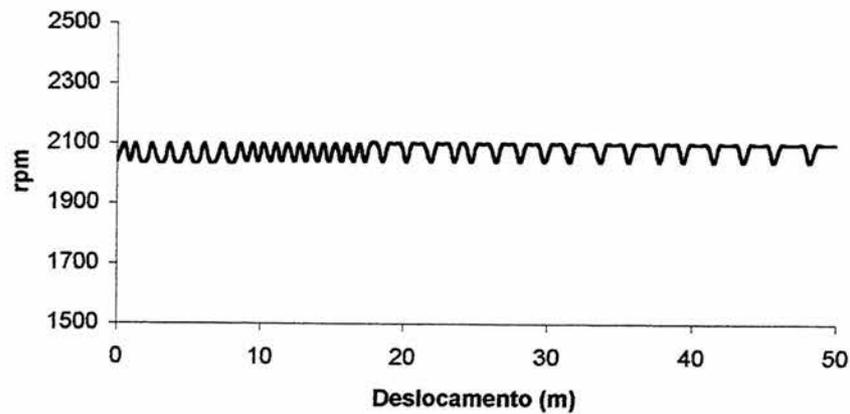
APÊNDICE 66 – Dados obtidos no teste de campo T2B3, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2059,02	52,07	49,96	-20,18	3,94	0,80	1,05



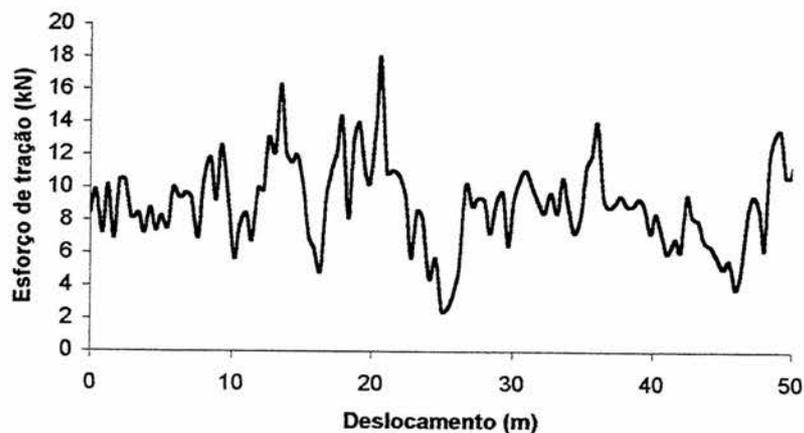
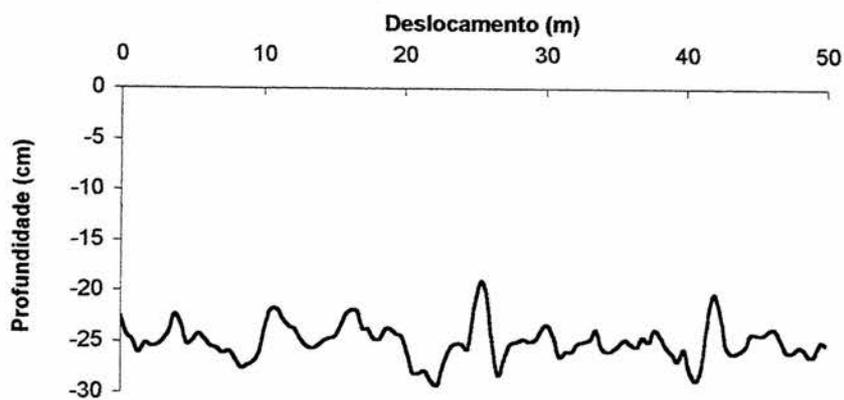
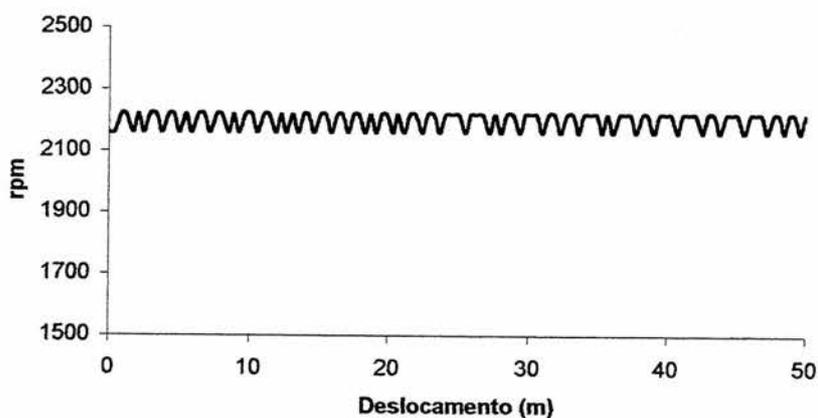
APÊNDICE 67 – Dados obtidos no teste de campo T2B4, para o Planossolo, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2100,00	51,60	50,27	-17,22	2,04	0,82	1,01



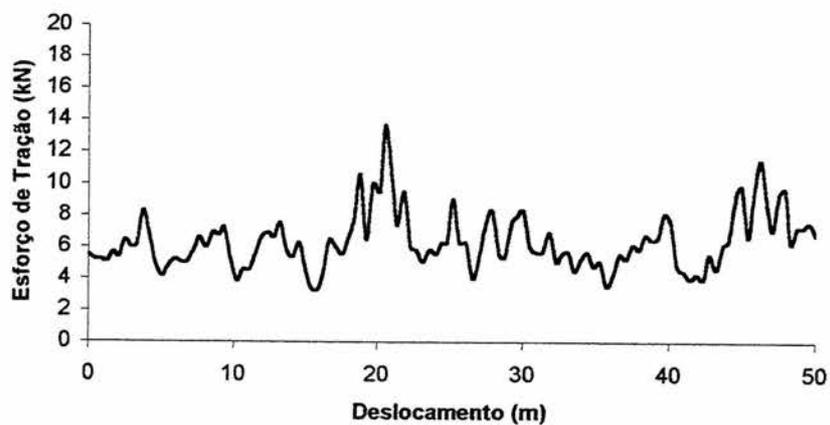
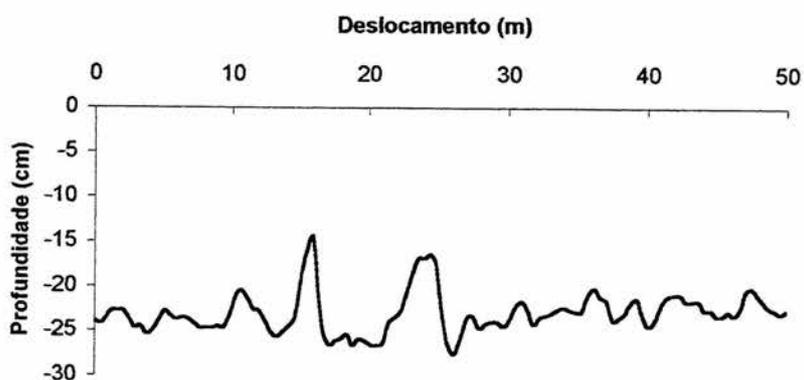
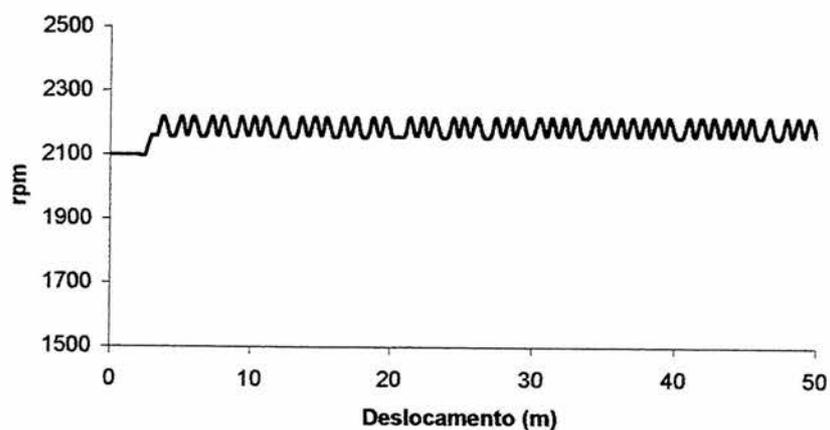
APÊNDICE 68 – Dados obtidos no teste de campo T1B1, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2199,17	54,66	50,34	-24,86	9,10	0,83	1,08



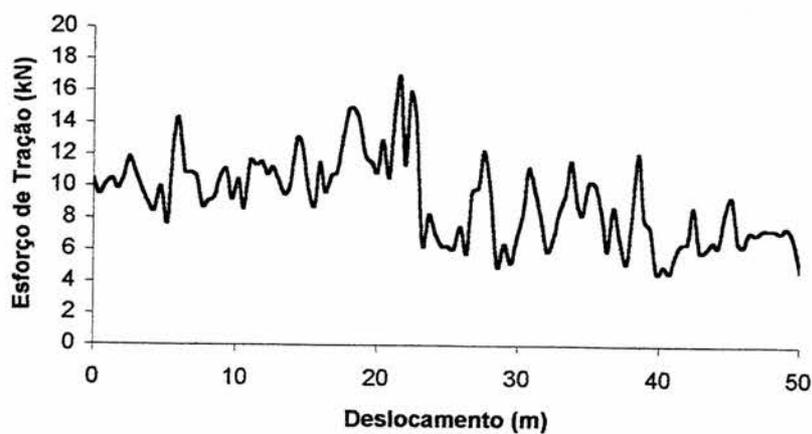
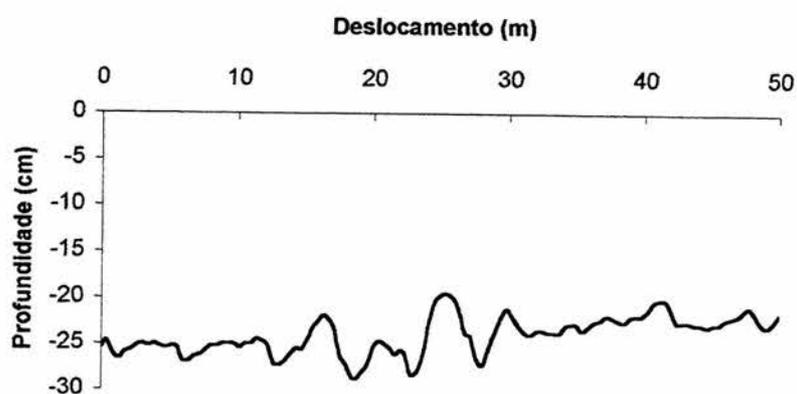
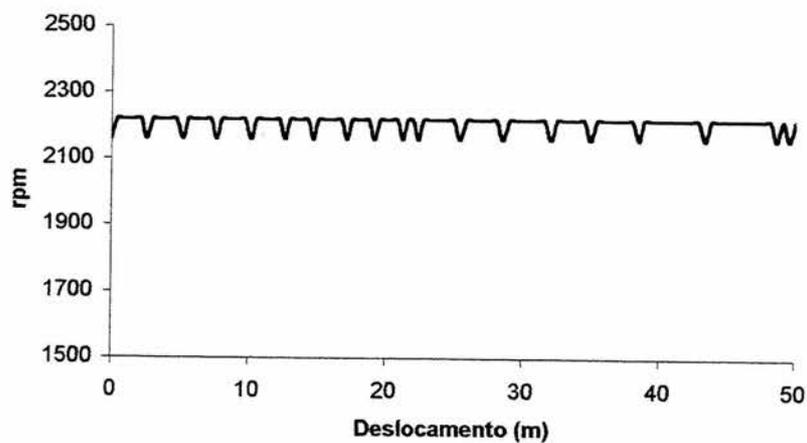
APÊNDICE 69 – Dados obtidos no teste de campo T1B2, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2180,00	52,07	50,03	-22,89	6,37	0,85	1,04



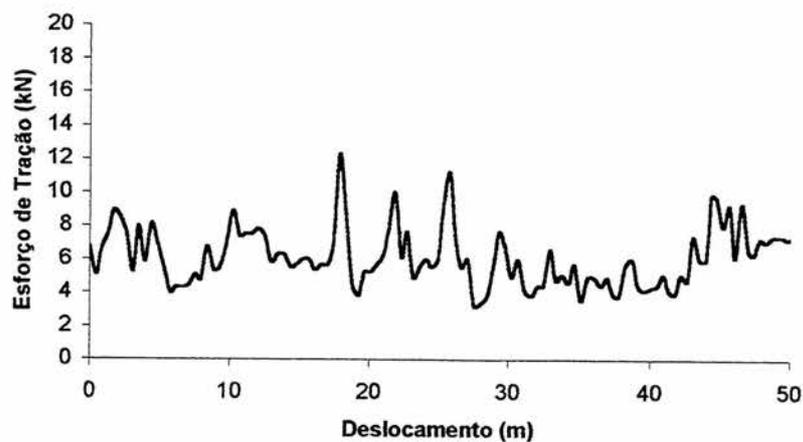
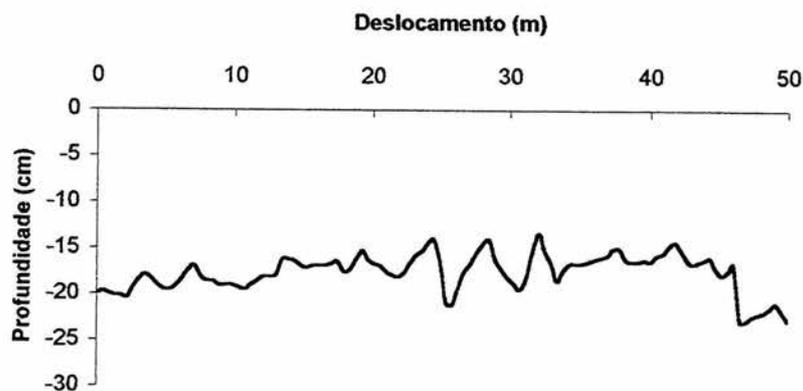
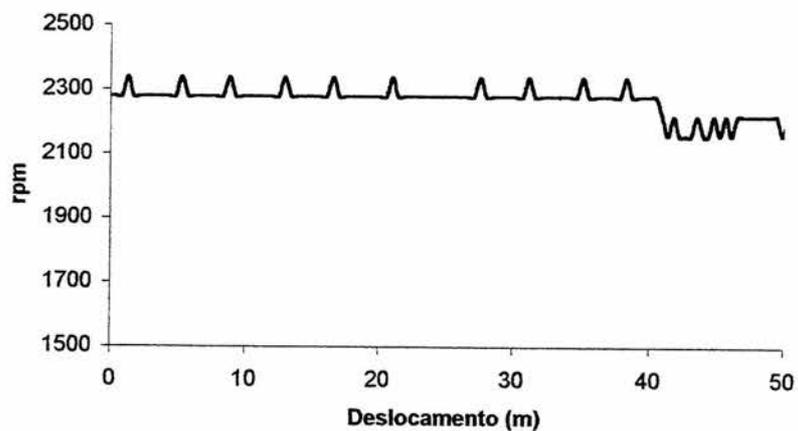
APÊNDICE 70 – Dados obtidos no teste de campo T1B3, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2210,00	53,71	50,03	-23,95	9,29	0,84	1,08



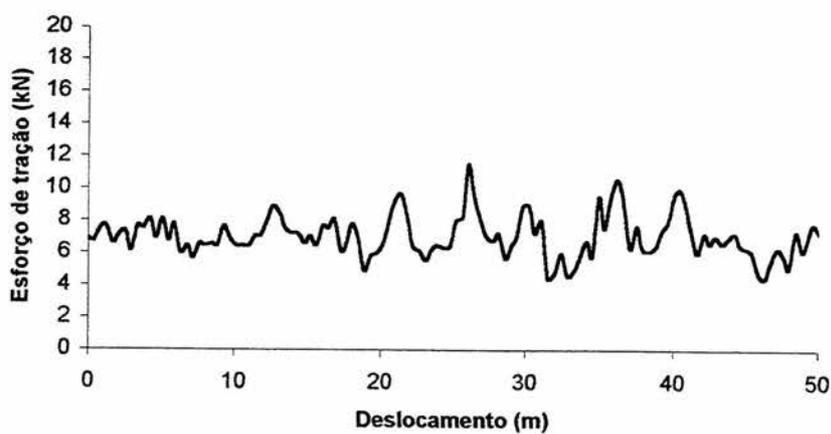
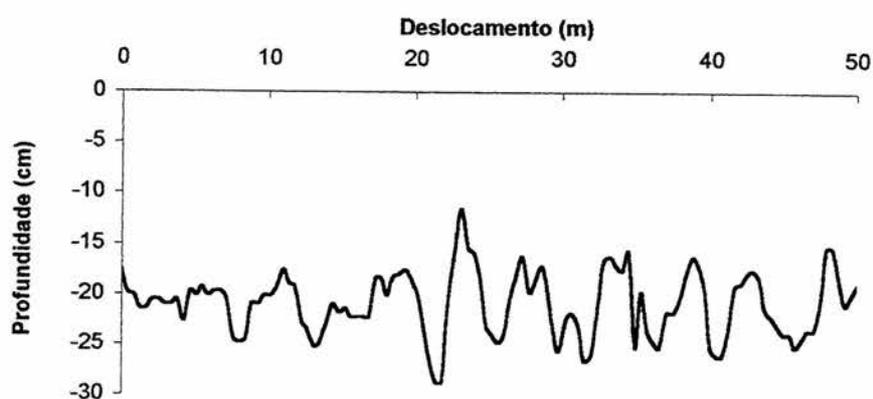
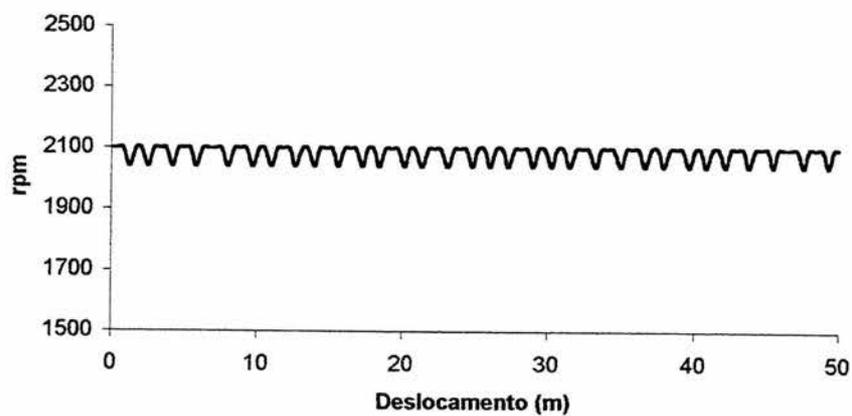
APÊNDICE 71 – Dados obtidos no teste de campo T1B4, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2269,00	52,77	50,26	-17,57	6,16	0,88	1,77



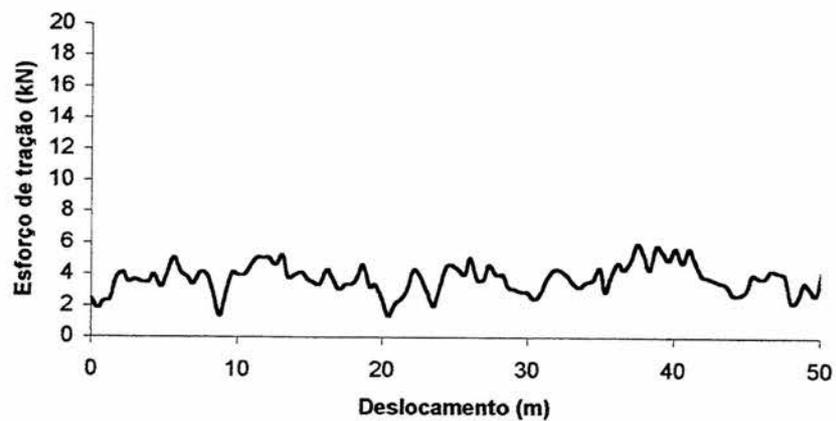
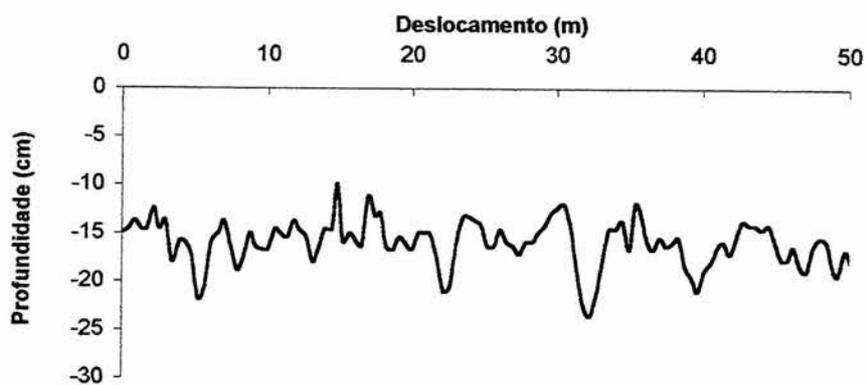
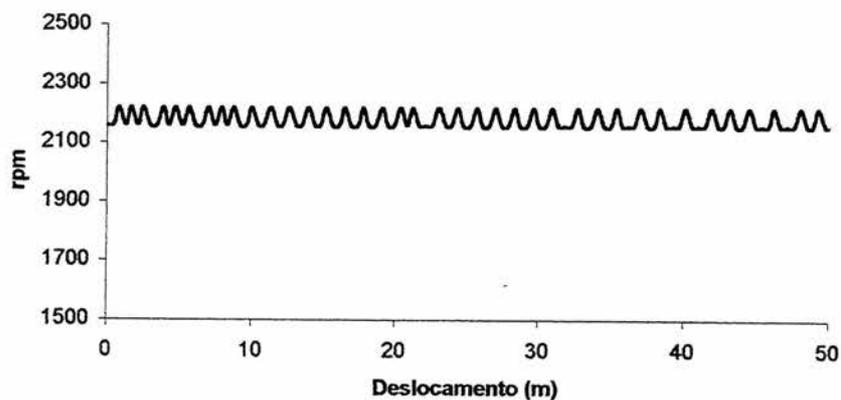
APÊNDICE 72 – Dados obtidos no teste de campo T2B1, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2084,00	52,07	50,10	-20,86	7,08	0,83	1,13



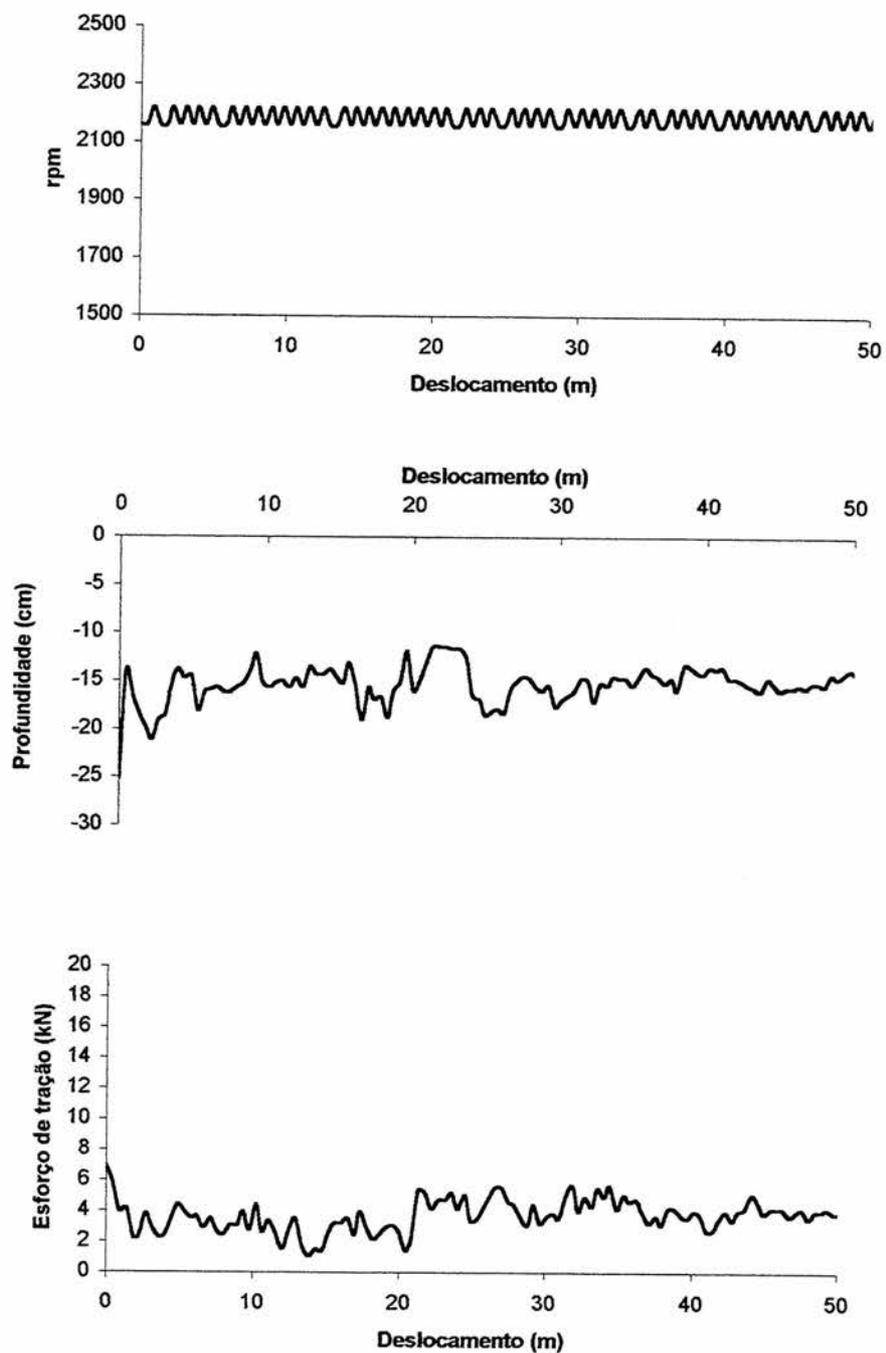
APÊNDICE 73 – Dados obtidos no teste de campo T2B2, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2179,66	51,13	50,11	-15,89	3,77	0,86	1,02



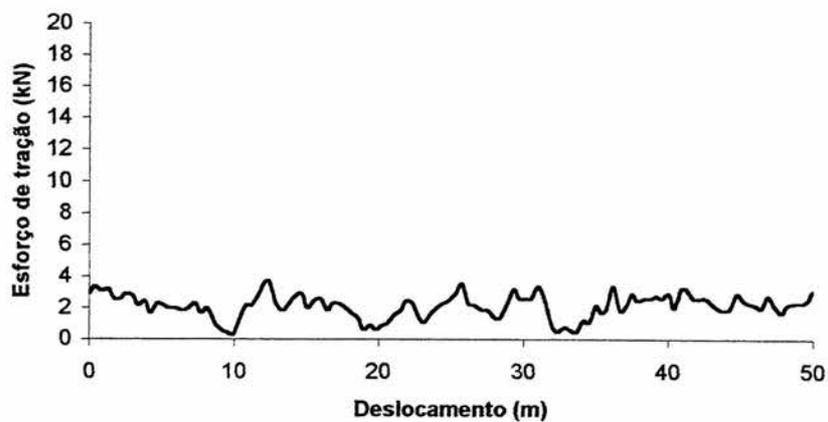
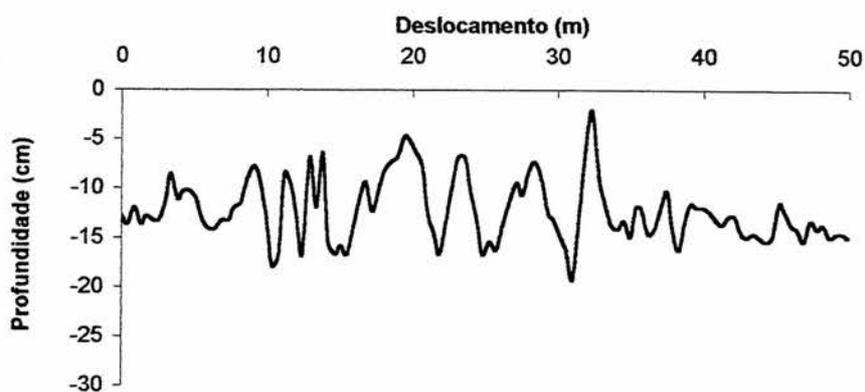
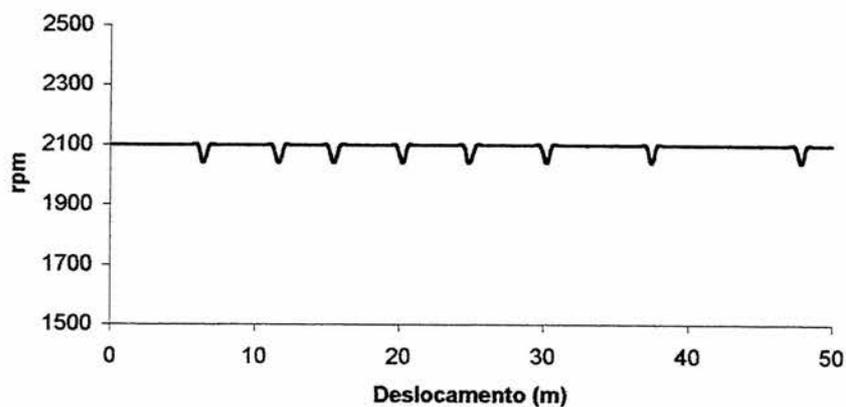
APÊNDICE 74 – Dados obtidos no teste de campo T2B3, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2187,13	53,01	50,26	-15,28	3,73	0,88	1,20



APÊNDICE 75 – Dados obtidos no teste de campo T2B4, para o Argissolo Vermelho, valores médios e respectivos gráficos.

Rotação Motor rpm	RTE m	Deslocamento m	Profundidade cm	Força Tração kN	velocidade m/s	Patinagem %
2095,93	51,12	50,42	-12,20	2,14	0,85	1,01



8 VITA

Antônio Lilles Tavares Machado, nascido em Pelotas, RS, aos 18 dias do mês de outubro de 1962, é filho de Lilles Farias Machado e Yedda Tavares Machado. Formado em Engenharia Agrícola pela Universidade Federal de Pelotas, em 1984. Mestre em Engenharia Agrícola, área de concentração de máquinas agrícolas, pela Universidade Estadual de Campinas, em 1992. Desde 1986 é docente do Departamento de Engenharia Rural, da Faculdade de Agronomia Eliseu Maciel da Universidade Federal de Pelotas, atuando na área de máquinas agrícolas. Vem desenvolvendo diversas atividades de ensino, pesquisa e extensão na área de máquinas agrícolas, sendo autor de três livros.