

Universidade de São Paulo  
Escola Superior de Agricultura “Luiz de Queiroz”

Tensões e deformações em solos devido tráfego agrícola: medições e simulações

**Renato Paiva de Lima**

Tese apresentada para obtenção do título de doutor em  
Ciências. Área de concentração: Solos e Nutrição de  
Plantas

Piracicaba  
2017

Renato Paiva de Lima  
Engenheiro Agrônomo

Tensões e deformações em solos devido tráfego agrícola: medições e simulações

Orientador:  
Prof. Dr. **ÁLVARO PIRES DA SILVA**

Tese apresentada para obtenção do título de doutor em Ciências. Área de concentração: Solos e Nutrição de Plantas

Piracicaba  
2017

**Dados Internacionais de Catalogação na Publicação**  
**DIVISÃO DE BIBLIOTECA – DIBD/ESALQ/USP**

Lima, Renato Paiva de

Tensões e deformações em solos devido ao tráfego agrícola: medições e simulações / Renato Paiva de Lima. - - Piracicaba, 2017.

86 p.

Tese (Doutorado) - - USP / Escola Superior de Agricultura "Luiz de Queiroz".

1. Compactação 2. Mecânica dos solos 3. Resistência do solo 4. Física do solo. I. Título

## DEDICATÓRIA

Dedico esta Tese ao professor e pesquisador Álvaro Pires da Silva...

## AGRADECIMENTOS

A Deus, por existir...

A toda minha família...

A minha noiva, Diane...

A todos os meus amigos...

A todos os colegas de trabalho e de curso...

Ao meu orientador, Alvaro Pires da Silva...

Ao apoio técnico, em especial, dos laboratoristas Rossi e Jair, dos professores e pesquisadores Anderson da Silva (IFGO), Neyde Giarola (UEPG) e Thomas Keller (Agroscope, Suíça).

Aos professores Cezar Augusto Burkert Bastos (FURG), Izabel Azabel Azevedo (UVF) e Rodney Couto (UFG), pela rápida, mas rica e precisa discussão sobre elementos abordados nesta Tese.

A UEPG e sua equipe, pelo apoio logístico e estrutural.

A Universidade de São Paulo e a Escola Superior de Agricultura “Luiz de Queiroz”, pela oportunidade de desenvolver esta Tese, assim como ao Instituto de Pesquisa Agroscope (Suíça), pelo apoio parcial nas pesquisas.

A CAPES e ao CNPq, pelo apoio financeiro nas pesquisas e concessão das bolsas de estudos, no Brasil e na Suíça.

## SUMÁRIO

<b>RESUMO</b> .....	<b>6</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>7</b>
<b>1. INTRODUÇÃO</b> .....	<b>9</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>11</b>
2.1. ESTADO DE TENSÕES EM SOLOS .....	11
2.2. MODELAGEM DE TENSÕES EM SOLOS PELO IMPACTO DO TRÁFEGO AGRÍCOLA .....	12
2.2.1. <i>Área de contato</i> .....	13
2.2.2. <i>Propagação da tensão (<math>\sigma</math>) em direção ao solo</i> .....	16
2.2.3. <i>Compressão e variação de volume no solo</i> .....	19
2.2.4. <i>Resistência do solo à compactação</i> .....	21
2.3. COMPACTAÇÃO SOB SISTEMA DE PLANTIO DIRETO (SPD) .....	24
<b>3. MATERIAL E MÉTODOS</b> .....	<b>27</b>
3.1. EXPERIMENTO DE CAMPO .....	27
3.1.1. <i>Localização e caracterização da área experimental</i> .....	27
3.1.2. <i>Descrição dos experimentos</i> .....	27
3.1.3. <i>Amostragem</i> .....	28
3.1.4. <i>Propriedades e atributos físicos do solo</i> .....	29
3.2. ENSAIOS DE COMPRESSÃO .....	31
3.3. CARACTERÍSTICAS DA MÁQUINA .....	32
3.4. MODELAGEM E SIMULAÇÕES DE COMPACTAÇÃO .....	33
3.5. ANÁLISES ESTATÍSTICAS .....	34
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....	<b>35</b>
4.1. PARÂMETROS MECÂNICOS DO SOLO .....	35
4.2. SIMULAÇÕES COM O MODELO SOILFLEX-LLWR .....	40
4.2.1. <i>Área de contato e propagação das tensões</i> .....	40
4.2.2. <i>Variações de <math>D_s</math> (medições e simulações)</i> .....	43
4.2.3. <i>Ampliando os cenários de variações de <math>D_s</math> e IHO (simulações)</i> .....	48
4.3. PREDIÇÃO DO RISCO DE COMPACTAÇÃO .....	53
4.3.1. <i>Avaliação de zonas de risco usando a <math>\sigma_p</math></i> .....	53
4.3.2. <i>Implementação de um sistema de predição para solos brasileiros</i> .....	57
4.4. DINÂMICA DE ATRIBUTOS FÍSICOS DO SOLO PÓS-TRÁFEGO .....	60
<b>5. CONCLUSÕES</b> .....	<b>69</b>
<b>REFERÊNCIAS</b> .....	<b>71</b>
<b>APÊNDICES</b> .....	<b>75</b>

## RESUMO

### **Tensões e deformações em solos devido ao tráfego agrícola: medições e simulações**

A compactação devido ao tráfego agrícola tem se tornado um dos grandes problemas de degradação do solo. Os modelos de predição vêm sendo utilizados para investigar o impacto do tráfego sobre atributos físicos do solo. Neste estudo, relações entre parâmetros mecânicos que descrevem a compressão do solo e atributos físicos são estabelecidas, a precisão das estimativas são testadas em campo, limitações físicas do solo são quantificadas por efeito do tráfego, a sensibilidade de indicadores de compactação é avaliada, e um sistema de predição de resistência à compactação para solos brasileiros é descrito, implementado e proposto. Regressões foram usadas para estimar os parâmetros mecânicos do solo, e simples modelos foram propostos em função da densidade inicial e sucção matricial. Testes de campo foram usados para avaliar a precisão das estimativas, e boa concordância foi observada entre medições e simulações. Em cenários simulados, solos compactados mostraram-se bastante sensíveis a variação de fatores limitantes para as plantas, medidos pelo intervalo hídrico ótimo. Medidas de resistência à penetração e sucção matricial pós-tráfego não substituíram avaliações diretas de variação de volume no diagnóstico de compactação do solo. Um fundamental modelo de resistência à compactação em função da tensão aplicada foi proposto, e parâmetros de máquina, pneu e solo podem ser utilizados para predição do risco de compactação em Latossolos brasileiros.

Palavras-chave: Compactação; Mecânica do solo; Resistência do solo; Física do solo

## ABSTRACT

### **On stress-strain relationships in soils due agricultural field traffic: measurements and simulations**

Compaction due to agricultural field traffic has become one of the major problems of soil degradation. Prediction models have been used to investigate the impact of the traffic on physical soil attributes. In this study, relationships among mechanical parameters which describing soil compression and physical attributes are established, the accuracy of the estimation are field-tested, physical soil limitations are quantified due to the traffic effect, the sensitivity of compaction indicators are evaluated, and a soil strength prediction system for Brazilian soils is described, implemented and proposed. Regression were used to estimate the soil mechanical parameters, and simple models were proposed as a function of the initial bulk density and matric suction. Field tests were used to evaluate the accuracy of the estimations, and good agreement was observed between measurements and simulations. On simulated scenarios, compacted soils were quite sensitive to the variation of limiting factors for the plants, measured by the least limiting water range. Post-traffic penetration resistance and matric suction measurements did not replace direct volume variation evaluations in the soil compaction diagnosis. A fundamental model of soil strength calculation as a function of the applied stress was proposed, and machinery, tyre and soil parameters can be used to predict the risk of compaction for Brazilian Oxisols.

Keywords: Soil compaction; Soil mechanics; Soil strength; Soil physics



## 1. INTRODUÇÃO

A compactação devido ao tráfego agrícola tem se tornado um dos grandes problemas de degradação do solo. Os efeitos de tal degradação podem ser observados sobre alterações em indicadores de massa-volume, aeração, disponibilidade de água e resistência à penetração do solo. Muitos esforços têm sido feitos no sentido de minimizar e avaliar os efeitos do tráfego agrícola, em estudos que combinam parâmetros de solo e suas variações, e máquinas, sob diferentes cargas e pneus.

As investigações sobre compactação em solos agrícolas são conduzidas sob duas linhas principais: predição e avaliação dos efeitos. A linha de predição da compactação significa tomar medidas de prevenção, e envolve a relação solo-máquina, que tem base no fundamental conceito de tensão-deformação, proveniente da mecânica dos solos. A avaliação dos efeitos, em sua forma mais superficial, toma ferramentas com base na física do solo, e as utiliza para avaliar o estado de mudança física que ocorre quando o solo é compactado.

A tensão externa que age sobre solos agrícolas tem fonte nos pneus, e é descrita pelo o contato do pneu da máquina com o solo. Os modelos mais recentes descrevem o contato pneu-solo como uma elipse, e as tensões advindas deste contato, como sendo diferencialmente distribuídas sobre esta área. As tensões atuantes sobre um ponto no perfil do solo, tem, portanto, origem na área de contato, e também são diferencialmente propagadas.

A teoria que descreve o estado de tensões em solos, e como ele se deforma ao receber essas tensões, é complexa, e foram desenvolvidas para solos saturados. O grande desafio para solos agrícolas, seria, portanto, adaptar e aplicar as teorias em solos insaturados, e isso significa conhecer o comportamento compressivo do solo variando em função da umidade do solo, e conseqüentemente, do estado de resistência à deformação. Para solos agrícolas, não só o material (argila, por exemplo) estaria envolvido na descrição da deformação do corpo, mas também, o estado instantâneo em que o corpo recebe a tensão.

Há modelos que aproximam todo processo da relação solo-máquina, desde a aplicação da tensão, até o estado final de deformação e conseqüente variação de volume. A base de cálculo dos modelos envolve três principais etapas: a) primeiro, a área de contato pneu-solo em superfície e a distribuição das tensões sobre esta área de contato é descrita; b) segundo, a propagação da tensão através do perfil do solo é calculada; c) a deformação do solo é então computada em função da tensão aplicada. Na saída dos modelos, são obtidas as tensões atuantes no perfil e a densidade final após aplicação da carga.

A primeira aproximação via modelos envolvendo tensões em solos agrícolas foi dada por Söhne (1953), e ao longo dos anos, foi aperfeiçoada com a inclusão de aproximações para cálculos da deformação do solo, como no modelo COMSOL (O'Sullivan et al., 1999) e SoilFlex (Keller et al., 2007). O comportamento da deformação em solos insaturados tem sido um dos principais objetos de pesquisa dentro dos modelos de compactação.

Nos modelos COMSOL e SoilFlex, a deformação é descrita pela curva de compressão, e arquitetada por parâmetros mecânicos do solo. Estes parâmetros descrevem a curva de compressão do solo em função da tensão aplicada, que varia em solos insaturados, principalmente, em função do conteúdo de água, volume inicial e textura. Essas variáveis físicas, combinadas, atribuem resistência à deformação ao solo, e são tomadas como indicadores de tráfego, a fim de estimar o risco de compactação. Em sua forma mais elementar, o solo se deforma plasticamente, ou permanentemente, quando recebe tensões jamais experimentadas. O solo resiste à deformação quando as tensões aplicadas atuam sob a zona elástica da curva de compressão, onde o solo assumiria recuperação de volume, na denominada deformação elástica.

Como a compactação envolve mudança de volume, modelos como o SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2015) já calculam os efeitos da compactação do solo sobre a aeração, resistência à penetração e disponibilidade de água, usando indicadores globais como o Intervalo Hídrico Ótimo (IHO). Seria uma tentativa de avaliar e prever o quanto danoso seria a compactação resultante do tráfego para o desenvolvimento das plantas, uma vez que a resistência que o solo oferece à penetração das raízes, assim como o suprimento de oxigênio, também dependem da relação massa-volume.

Atualmente, devido a potência dos softwares, os modelos estão mais acessíveis, e além de serem desenvolvidos fundamentalmente, são escritos em linguagens computacionais, dando acesso para aplicações, experimentações e testes de precisão. Predições para uma larga combinação de carga de máquinas, dimensão de pneus e diferentes solos, variando em atributos, já estão possíveis, embora os parâmetros de entrada, requeridos para alimentar os modelos, ainda sejam um desafio para usuários não-especialistas.

Com este estudo, objetivou-se: a) estabelecer relações entre parâmetros mecânicos e atributos físicos do solo, b) testar a sensibilidade das estimativas em escala de campo, experimentalmente, c) quantificar limitações físicas por efeito da compactação, d) avaliar a sensibilidade de variáveis físicas como indicadores de compactação pós-tráfego, e e) desenvolver e implementar, computacionalmente, um sistema de predição de resistência à compactação para solos brasileiros.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Estado de tensões em solos

O completo estado de tensão ( $\sigma$ ) em um corpo cúbico infinitesimal pode ser descrito pelos componentes da matriz tensor tensão. Nestas condições, sobre o corpo, agem as tão chamadas tensão normal e tensão de cisalhamento (Figura 1). Na Figura 1, em sua forma mais simplificada, as tensões em uma das faces podem ser caracterizadas por uma tensão perpendicular atuante a mesma face, denominada de *tensão normal*, e duas tensões tangenciais a este plano (face), chamadas de *tensão de cisalhamento* (Koolen & Kiupers, 1983; Keller, 2004).

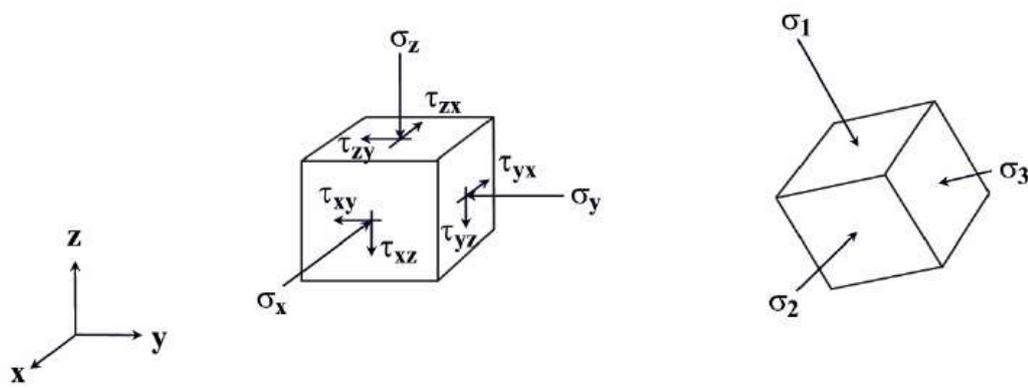


Figura 1. Completo estado de tensão agindo sobre um corpo cubo infinitesimal (Keller, 2004).

$$\begin{array}{cc}
 \text{a)} & \text{b)} \\
 \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} & \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix}
 \end{array}$$

Figura 2. a) Os nove componentes da matriz tensor tensão, no completo estado de tensão do solo, que envolve as tensões principais e de cisalhamento. b) O estado de tensão de um corpo submetido a ação isotrópica normal, livre de tensão de cisalhamento. Adaptado de (Koolen & Kiupers, 1983).

Note que, em cada face,  $x$ ,  $y$  e  $z$ , há uma tensão normal e duas tangenciais ou de cisalhamento. As tensões ditas normais são denotadas por  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ , enquanto que, as tangenciais ao plano são indicadas por  $\tau$ , para cada um dos planos correspondentes. O completo estado de tensão é descrito, portanto, por nove componentes (Figura 2a). Na matriz tensor tensão (Figura 2a), os componentes de tensões normais,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ , são alocados na diagonal, e caso sejam de magnitudes distintas, são denominadas de tensões maior, intermediária e menor, respectivamente. Quando as  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ , assumem magnitudes iguais, o estado de tensão normal é chamado de isotrópico. Neste caso, o corpo

estaria em equilíbrio e livre de tensões de cisalhamento (Figura 2b), sendo essa uma propriedade importante nos estudos e análises de tensões em solos (Koolen & Kiupers, 1983).

Especificamente para um ponto imediatamente abaixo do centro de um pneu agrícola, em direção ao perfil do solo, a  $\sigma_1$ , é tomada como maior e vertical; a  $\sigma_2$ , seria tomada como a tensão longitudinal e intermediária, paralela ao eixo longitudinal da área carregada (isto é, ao longo da direção de tráfego); e a  $\sigma_3$  seria a tensão menor, perpendicular a direção de tráfego, ao longo da largura do pneu (Koolen & Kiupers, 1983; Défossez et al., 2003).

Uma outra propriedade do estado de tensão é a existência de *invariantes*,  $I$ . São ditos invariantes, uma vez que, se o plano de referência for alterado, o sistema poderia ser resolvido sem variação do estado de tensões no corpo. Existe ao menos três invariantes, dos quais, o primeiro invariante,  $I_1$ , representa a soma das tensões normais, não estando, portanto, sujeita a alterações nas coordenadas de referência ou plano para o dado ponto (Koolen & Kiupers, 1983; Keller, 2004). O invariante,  $I_1$ , portanto, pode ser descrito como:

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (1)$$

Portanto, a tensão média normal,  $p$ , pode ser descrita por

$$p = I_1 \left( \frac{1}{3} \right) = \left( \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right) \quad (2)$$

A tensão média normal,  $p$ , é normalmente utilizada para descrever o estado de tensão normal atuante em um corpo na ausência de tensão cisalhante. Tal estado de tensão é adotado na terminologia da Teoria do Estado Crítico (Atkinson & Bransby, 1978), que expressa a alteração do volume e deformações por distorção angular em função de  $p$  e  $q$ , respectivamente, no tão chamada Completo Estado de Tensões, onde  $q$  é a tensão desviadora responsável pelo cisalhamento do solo (para mais sobre tensão desviadora,  $q$ , e Teoria do Estado Crítico: Atkinson & Bransby, 1978). No estado crítico, a alteração do volume específico,  $v$ , é dada como uma função de  $p$ , no plano  $v$ - $\ln(p)$  (O'Sullivan & Robertson, 1996; O'Sullivan et al., 1999). A relação  $v$ - $\ln(p)$  tem sido utilizada em modelos de alteração de densidade do solo por impacto de máquinas agrícolas, tal como o COMPSOIL e o SoilFlex (O'Sullivan & Robertson, 1996; Keller et al., 2007; Keller et al., 2015).

## 2.2. Modelagem de tensões em solos pelo impacto do tráfego agrícola

Segundo Defossez & Richards (2002) existem duas estruturas ou categorias de modelos de compactação do solo por impacto do tráfego agrícola: modelos analíticos e numéricos (elementos finitos). Aqui, no entanto, trataremos apenas da modelagem com solução analítica.

De acordo com Keller et al. (2007), os modelos analíticos que calculam desde a aplicação da  $\sigma$  em superfície, até a deformação do solo, apresentam a seguinte estrutura de cálculo, com base em três principais componentes: a) primeiro, a área de contato pneu-solo em superfície e a distribuição de  $\sigma$  sobre esta área de contato é descrita; b) segundo, a propagação da  $\sigma$  através do perfil do solo é calculada analiticamente; e por fim, c) a

deformação do solo é então calculada em função da  $\sigma$  aplicada. Este processo foi usado como base de cálculos nos modelos COMPSOIL e SoilFlex (O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007).

### 2.2.1. Área de contato

Há vários métodos de estimativas e distribuição de  $\sigma$  sobre a área de contato, resultados da evolução dos modelos, os quais consideram tanto a  $\sigma$  vertical, como a  $\sigma$  horizontal (Keller et al., 2007). A Tabela 1 mostra as formas mais utilizadas para descrever área de contato e distribuição de  $\sigma$  imediatamente abaixo de um pneu agrícola. A distribuição da  $\sigma$  sobre a área de contato via função-potência (Tabela 1) foi primeiramente descrita por Söhne (1953), e desde então vem servindo como base para modelos subsequentes (Tabela 1). O parâmetro de potência do modelo, de acordo com Söhne (1953), é restrito, e assume valores de 1 a 16. A magnitude dos parâmetros, no entanto, depende da rigidez do solo, ou seja, de solos mais soltos a mais firmes (Söhne, 1953; O'Sullivan et al., 1999).

Segundo Keller (2005) e Schjønning et al. (2008), a fronteira da área de contato, em sua forma geométrica, é essencial para a precisão da aplicação e distribuição da  $\sigma$  por um pneu agrícola, influenciando de forma definitiva na performance de modelos de compactação. Keller (2005) e Schjønning et al. (2008) propuseram modelos de distribuição de  $\sigma$  sobre a área de contato baseados no trabalho de Hallonborg (1996), o qual descreve a área de contato como uma super-elipse. Além de uma moderna forma de descrição geométrica da área de contato, o modelo de Keller (2005) destaca-se por ser estimado com base em parâmetros de máquina-pneu, os quais podem ser facilmente obtidos por não-especialistas.

**Tabela 1.** Formas e funções de distribuição de tensão sobre a área de contato pneu-solo. Adaptado de Keller et al. (2007).

Referência	Forma da área	Função de distribuição
Gupta & Larson (1982)	Elíptica	Potência
Johnson & Burt (1990)	Retangular	Uniforme ou Potência
O'Sullivan et al. (1999)	Circular	Potência
van den Akker (2004)	Retangular, Elíptica	Uniforme, parabólica, trapezoidal
Keller (2005)	Super-Elipse	Potência e exponencial
Schjønning et al. (2008)	Super-Elipse	Potência e exponencial

Para construção do modelo, Keller (2005) baseou-se em 29 combinações de carga aplicada e características de pneus, mensurando a  $\sigma$  aplicada com sensores instalados no solo imediatamente abaixo do pneu. Foram mensuradas a  $\sigma$  máxima aplicada por cada combinação, alcance da área de contato e os parâmetros que descrevem, tanto forma da área de contato, quanto a distribuição da  $\sigma$  sobre a área, todos dependentes das características de máquina e pneu. Keller (2005) e Keller et al. (2007) consideram que o modelo descreve satisfatoriamente as fronteiras e a distribuição de  $\sigma$  sobre a área de contato pneu-solo, classificando o modelo como uma potencial ferramenta para evitar compactação.

O modelo proposto por Schjønning et al. (2008), denominado de FRIDA, é um dos mais recentes modelos desenvolvidos, no entanto, o modelo é essencialmente baseado no modelo de Keller (2005), portanto, embora mais recente, aqui, será feita referência apenas ao modelo proposto por Keller (2005). A área de contato e a distribuição de  $\sigma$  por Keller (2005) podem ser estimadas usando alguns parâmetros de máquina-pneu, facilmente obtidos: pressão de insuflagem (kPa), pressão de insuflagem recomendada (kPa); carga por roda (kg); diâmetro do pneu (m) e largura do pneu (m). Note que, alguns parâmetros poderiam ser obtidos para entrada no modelo de acordo com o catálogo do fabricante da máquina/pneu, enquanto outros, facilmente mensurados quando no momento da passagem da máquina.

Segundo Keller (2005), a forma da área de contato pode ser descrita por uma super-elipse, tal como:

$$\left| \frac{x}{a} \right|^n + \left| \frac{y}{b} \right|^n = 1 \quad (3)$$

onde  $a$  e  $b$  são as metades dos eixos na direção  $x$  e  $y$ , respectivamente; e  $n$  governa a forma da super-elipse. De acordo com Keller (2005), na área de contato pneu-solo, considerando a super-elipse,  $x$  é o comprimento da área na direção do tráfego;  $y$  é a largura do pneu; e  $n$ , que determina a forma, seria estimado empiricamente em função da carga e diâmetro do pneu. A Figura 3 mostra a posição geométrica dos parâmetros  $a$  e  $b$ , bem como a mudança de forma de acordo com o incremento do parâmetro  $n$ . Mais detalhes sobre a super-elipse podem ser prontamente encontrados em Hallonborg (1996), Keller (2005) e Schjønning et al. (2008).

No modelo de Keller (2005), a largura da área de contato,  $y$  (Figura 3), é dada pela largura do pneu ( $L$ ), enquanto o comprimento ( $C_A$ ),  $x$  na Figura 3, é dependente do diâmetro ( $d$ ), pressão de insuflagem ( $P_{ins}$ ) e pressão de insuflagem recomendada ( $P_{rec}$ ) do pneu, conforme a Eq. 4. A forma da área de contato, dada pelo parâmetro  $n$ , é dependente do  $d$  e da carga do pneu ( $W$ ), de acordo com a Eq. 5.

$$C_A = 0,47 + 0,11d^2 - 0,16 \ln \left( \frac{P_{ins}}{P_{rec}} \right) \quad (4)$$

$$n = 2,10 (Wd)^2 + 2 \quad (5)$$

Um vez descrita a forma da área de contato, a distribuição da  $\sigma$  sobre a referida área, nas direções  $y$  e  $x$ , pode ser dada por uma função matemática (Tabela 1), a partir da  $\sigma$  máxima aplicada,  $\sigma_{max}$ . Keller (2005) então descreve a  $\sigma_{max}$  conforme a Eq. 6:

$$\sigma_{(max)} = 34,4 + 1,13 P_{ins} + 0,73W - 33,4 \ln \left( \frac{P_{ins}}{P_{rec}} \right) \quad (6)$$

a) Distribuição da tensão ao longo da direção  $y$

A distribuição da  $\sigma$  ao longo do eixo  $y$ , ou seja, ao longo da largura do pneu, perpendicular à direção do tráfego, pode ser descrita como uma função exponencial, tal como:

$$\sigma_{(y)} = C \left( \frac{w(x)}{2} - y \right) e^{-\delta \left( \frac{w(x)}{2} - y \right)}; 0 \leq y \leq \frac{w(x)}{2} \quad (7)$$

onde  $C$  e  $\delta$  são parâmetros da equação;  $w(x)$  é a largura da área de contato na posição  $x$ . Por exemplo, para  $x=0$ ,  $w(x)$  seria a largura do pneu. O parâmetro  $C$  é estimado numericamente, enquanto  $\delta$  é dado por Keller (2005) empiricamente em função da carga do pneu,  $W$ , conforme a Eq. 8.

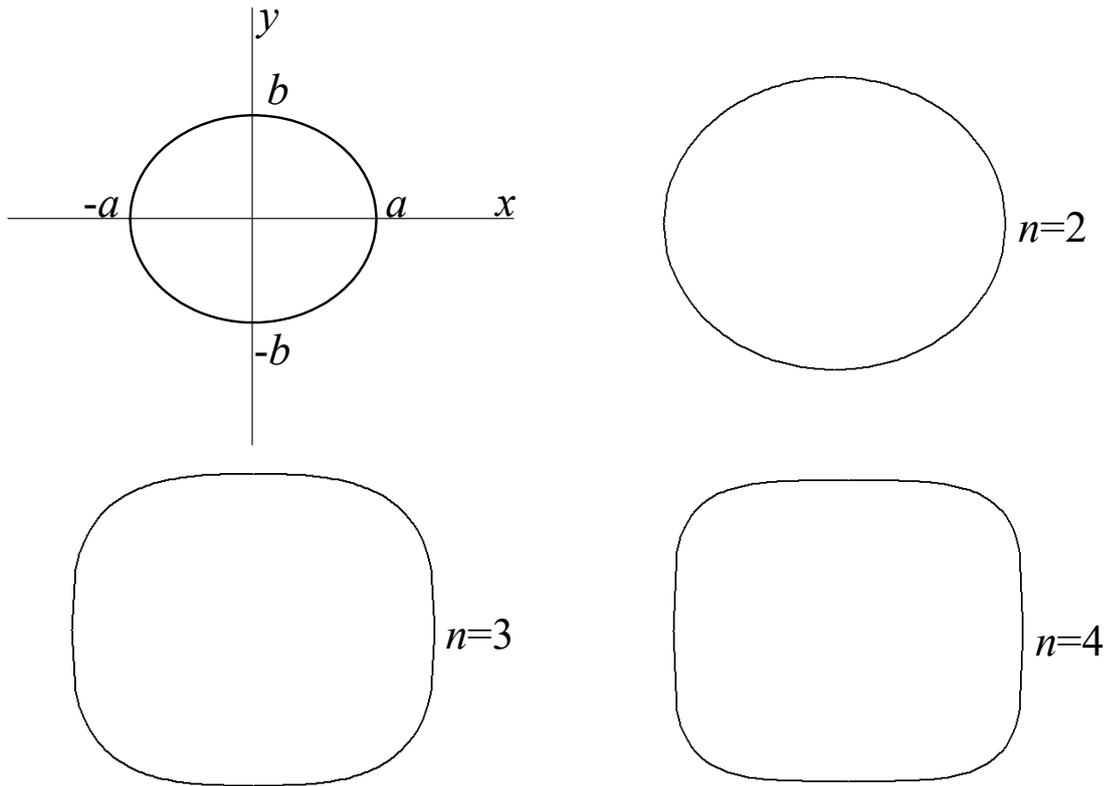
$$\delta = 9,3 - 7,3W \quad (8)$$

b) Distribuição da tensão ao longo da direção  $x$

A distribuição da  $\sigma$  ao longo do eixo  $x$ , ou seja, ao longo do comprimento da área de contato (Figura 3), paralelo a direção do tráfego, pode ser descrita como uma função potência, de acordo com a Eq. 9:

$$\sigma_{(x)} = \sigma_x = 0, y \left\{ 1 - \left( \frac{x}{\frac{l(y)}{2}} \right)^\alpha \right\}; 0 \leq x \leq \frac{l(y)}{2} \quad (9)$$

onde  $\sigma_{(x)}$  é a tensão ao longo do eixo  $x$ , e  $l(y)$  é o alcance ou comprimento da área de contato na posição  $y$ . Por exemplo, para  $y=0$ ,  $l(y)$  seria o alcance da área de contato ao longo do eixo  $x$ .  $\alpha$  é o parâmetro de potência da função, assumindo a restrição  $1 \leq \alpha \leq 16$  (Keller, 2005).



**Figura 3.** Detalhes da posição geométrica dos parâmetros  $a$  e  $b$ , em relação aos eixos  $x$  e  $y$ , da equação que descreve a super-élipse. Mudança de forma de acordo com a variação do parâmetro  $n$ .

Os procedimentos de medição de  $\sigma$ , instalação de sensores e resultados da performance do modelo podem ser consultados em detalhes em Keller (2004, 2005) e Keller et al. (2007). Procedimentos semelhantes estão disponíveis em Schjøning et al. (2008).

### 2.2.2. Propagação da tensão ( $\sigma$ ) em direção ao solo

Modelos analíticos para propagação de  $\sigma$  através do solo são baseados nos trabalhos de Boussinesq (1885), Fröhlich (1934) e Söhne (1953) (Défossez & Richard, 2002; van den Akker, 2004; Keller, 2004; Keller et al., 2007; Stettler et al., 2014). Uma analítica solução para propagação da tensão radial ( $\sigma_r$ ), sob um ponto de carga  $P$ , agindo sobre um semi-infinito, homogêneo, isotrópico e ideal elástico-médio espaço, foi dada por Boussinesq (1885):

$$\sigma_r = \frac{3P}{2\pi r^2} \cos^3 \theta \quad (10)$$

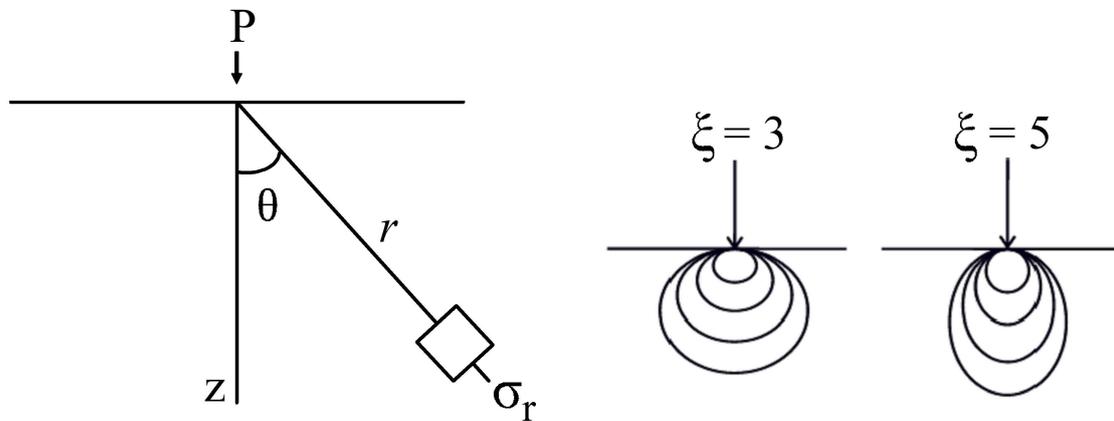
onde  $r$  é a distância radial do ponto de carga ao ponto desejado,  $\theta$  é o ângulo entre o vetor de carga normal e o ponto desejado (Figura 4).

Baseado na equação de Boussinesq (1885), Fröhlich (1934) introduziu um fator de concentração,  $\xi$ , uma vez que ele notou que a  $\sigma$  medida no solo não correspondia aos valores estimados pela equação de Boussinesq

(1885). De acordo com a pressuposição de Fröhlich (1934), a equação com a inclusão do tão chamado fator de concentração é dada como:

$$\sigma_r = \frac{\xi P}{2\pi r^2} \cos^\xi \theta \quad (11)$$

Söhne (1953) usou a Eq. 11, conforme Fröhlich (1934), para calcular a  $\sigma_r$  abaixo de um pneu agrícola. Söhne (1953) considerou que o fator de concentração assume valores de 3, 4, 5, e 6 em função da rigidez do solo, sendo, portanto, correspondente a muito duro, duro, firme e solto, respectivamente. Note que, para o fator de concentração 3, a equação de Fröhlich (1934) torna-se a mesma dada por Boussinesq (1885) (Keller, 2004).



**Figura 4.** Distribuição dos parâmetros da equação Boussinesq (1885) para o cálculo da propagação da tensão radial ( $\sigma_r$ ) pela aplicação de uma carga pontual,  $P$  (lado esquerdo). Influência do fator de concentração ( $\xi$ ) proposto por Fröhlich (1934) na propagação da tensão. Adaptado de Keller (2004).

Uma vez que a distribuição de  $\sigma$  sobre área de contato não é uniforme (Söhne, 1953), para calcular a  $\sigma_r$ , Söhne (1953) dividiu a área de contato,  $A$ , em pequenos elementos,  $i$ , de área  $A_i$ , e carregou cada pequena área com uma carga  $P_i = A_i \sigma$ , a qual é tratada como um individual ponto de carga. A  $\sigma$  em uma dada profundidade,  $z$ , foi calculada por somar a contribuição de cada  $P_i$  (Figura 5). O procedimento de Söhne (1953) foi usado por Keller et al. (2007) no modelo SoilFlex, e pode ser definido pela Eq. 12:

$$\sigma_r = \sum_{i=0}^{i=n} (\sigma_r)_i = \sum_{i=0}^{i=n} \frac{\xi P_i}{2\pi r_i^2} \cos^{\xi-2} \theta_i \quad (12)$$

Keller et al. (2007) usaram os procedimentos definidos por Söhne (1953) e a primeira invariante,  $I_1$ , para calcular a tensão média normal ( $p$ ) abaixo do centro de um pneu agrícola, para tanto, estimando as  $\sigma$  principais nas direções  $x$ ,  $x$  e  $y$ , atuante na profundidade  $z$ , as quais correspondem as  $\sigma_z$ ,  $\sigma_x$ , e  $\sigma_y$ , respectivamente. Conforme Söhne (1953), Keller et al. (2007), então, usaram o seguinte procedimento para o cálculo de  $p$ :

$$\sigma_z = \sum_{i=0}^{i=n} (\sigma_z)_i = \sum_{i=0}^{i=n} \sigma_{r,i} \cos^2 \theta_i \quad (13)$$

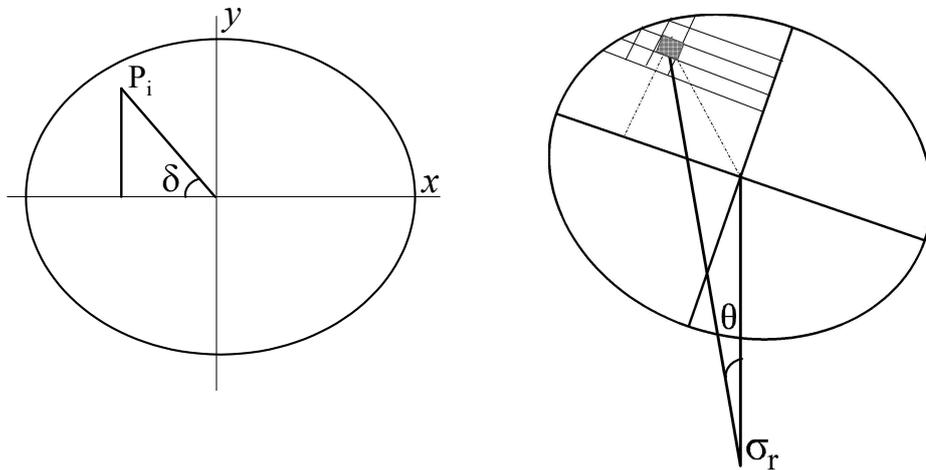
$$\sigma_x = \sum_{i=0}^{i=n} \sigma_{r,i} \text{seno}^2 \theta_i \cos^2 \delta_i \quad (14)$$

$$\sigma_y = \sum_{i=0}^{i=n} \sigma_{r,i} \text{seno}^2 \theta_i \text{seno}^2 \delta_i \quad (15)$$

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad \text{Conforme a Eq. (1)}$$

$$p = \frac{1}{3} I_1 \quad \text{Conforme a Eq. (2)}$$

onde  $\delta$  é o ângulo formado entre o vetor da tensão radial,  $r$ , e os vetores nos planos  $x$  e  $y$ , na superfície de aplicação da carga (Figura 5).



**Figura 5.** Esquema do procedimento utilizado por Söhne (1953) para calcular a propagação de tensão do centro de um pneu agrícola. O eixo  $x$  corresponde ao comprimento da área de contato, e o eixo  $y$ , a largura, dada pela largura do pneu. A tensão,  $\sigma_r$ , na profundidade,  $z$ , é encontrada por somar a contribuição de todas as cargas,  $P_i$ , agindo em suas respectivas áreas,  $A_i$ , usando a equação de Söhne (1953). Adaptado de Koolen & Kiupers (1983).

Tal separação das  $\sigma$  aplicadas se torna um procedimento importante, uma vez que, alguns modelos utilizam apenas a  $\sigma$  vertical, enquanto outros modelos consideram a tensão média normal,  $p$  (O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007; Stettler et al., 2014). No modelo SoilFlex (Keller et al., 2007), é possível estimar separadamente cada tensão principal, bem como outros componentes do completo estado de tensão, tal como a desviadora,  $q$ .

### 2.2.3. Compressão e variação de volume no solo

O comportamento compressivo do solo é normalmente medido em laboratório via ensaios uniaxiais (*ou eodométricos*) ou triaxiais. Nos testes triaxiais, a relação tensão-deformação é usualmente expressada em termos de tensão média normal (Koolen & Kiupers, 1983; Keller, 2004),  $p$ , de forma que

$$p = \left( \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} \right) \quad (\text{O'Sullivan \& Robertson, 1996}) \quad (16)$$

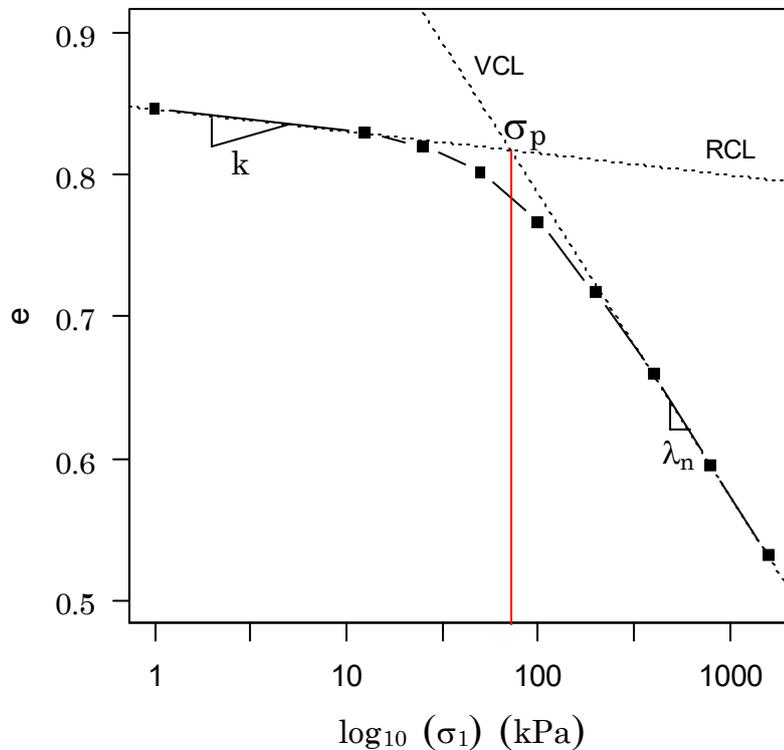
Nos testes uniaxiais, a tensão aplicada é expressa em termos da primeira tensão principal ou tensão vertical,  $\sigma_1$ . Resultados de testes uniaxiais são comumente e mais facilmente encontrados na literatura, uma vez que, o procedimento é mais simples de ser realizado do que os ensaios triaxiais (Koolen & Kiupers, 1983; O'Sullivan & Robertson, 1996; Keller, 2004). Nos testes uniaxiais, uma amostra de solo é acomodada em um cilindro de parede rígida e normalmente carregado sucessivamente em sua face superior. Ao final de cada carga, os deslocamentos são medidos para computação da variação de volume. Se após o carregamento tal amostra é descarregada, seguirá um processo de recuperação de volume, em que a magnitude dessa recuperação depende das características do material testado e da sua condição instantânea, ou seja, por exemplo, teor de argila e quantidade de água no solo (Koolen & Kiupers, 1983). Tal processo é conhecido tecnicamente como recompressão ou rebound.

Se a amostra, inicialmente carregada, segue sendo carregada em  $\sigma$  das quais nunca experimentou, tal amostra atinge o estado de compressão virgem, a qual, novamente, a magnitude da variação de volume como uma função da  $\sigma$  aplicada, depende da natureza e do estado do material que está sendo testado (O'Sullivan & Robertson, 1996; O'Sullivan et al., 1999; Défossez et al., 2003; Keller et al., 2007; Berisso et al., 2013). Na curva de compressão, o ponto que separa  $\sigma$  experimentadas pelo solo, onde há recuperação de volume (*rebound*), daquela parte virgem, em que o solo assume deformações plásticas ou permanentes (Figura 6), é denominado *tensão de preconsolidação* ( $\sigma_p$ ) (Junior & Pierce, 1995; Cavalieri et al., 2008; Keller et al., 2012).

Tais características frente a aplicação de  $\sigma$ , resultado de ensaios de compressão, são as bases para descrever os modelos de compressibilidade do solo. O comportamento compressivo do solo pode ser descrito, portanto, plotando o volume específico ( $v$ ), a densidade do solo ( $D_s$ ) ou índice de vazios ( $e$ ) em função do logaritmo ( $\ln$ , e na base 10 são comumente encontrados) das sucessivas  $\sigma$  aplicadas (Dias Junior & Pierce, 1995; Keller, 2004). Plotada a relação volume- $\sigma$ , alguns parâmetros do ajuste, que caracterizam o material, são explorados para entendimento do comportamento de elástico (recuperável) e plástico do solo (não-recuperável ou virgem) (Cavalieri et al., 2009; Junior & Pierce, 1995).

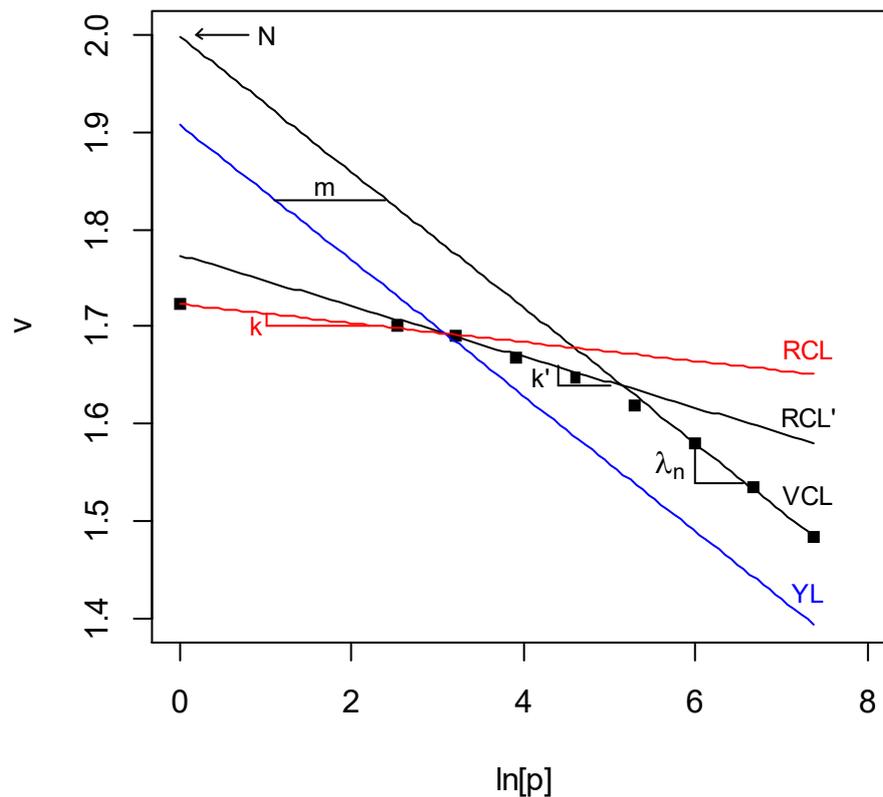
O comportamento elástico ou recuperável, plástico ou virgem e a pressão de preconsolidação ( $\sigma_p$ ) são descritos, portanto, por parâmetros do ajuste da curva de compressão. A parte elástica e plástica são descritas por duas retas com inclinações diferentes, denominadas de linha de recompressão (RCL) e linha de compressão virgem (VCL), respectivamente. As inclinações da RCL e da VCL são denominadas de índice de recompressão ( $k$ ) e índice de compressão ( $\lambda_n$ ), respectivamente (O'Sullivan & Robertson, 1996; O'Sullivan et al., 1999). A Figura 6 exemplifica a posição das linhas e dos parâmetros  $k$ ,  $\lambda_n$  e  $\sigma_p$  no espaço  $e$ - $\log_{10}(\sigma_1)$ . Para um ponto imediatamente abaixo do centro de um pneu agrícola, a  $\sigma$  aplicada em um ensaio de compressão uniaxial corresponde a tão chamada  $\sigma$  vertical,

dada pela  $\sigma_1$  (O'Sullivan et al., 1999; Défossez et al., 2003; Keller et al., 2007; Stettler et al., 2014; Silva & Lima, 2016).



**Figura 6.** Curva de compressão do solo, resultado de um ensaio de compressão uniaxial.  $e$ : índice de vazios;  $\sigma_1$ : tensão principal maior; RCL: linha de recompressão; VCL: linha de compressão virgem;  $k$ : índice de recompressão;  $\lambda_n$ : índice de compressão;  $\sigma_p$ : pressão de preconsolidação.

Segundo O'Sullivan et al. (1999), a alteração de volume do solo é também influenciada pelas  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$ , e não apenas pela  $\sigma$  vertical ( $\sigma_1$ ). A  $\sigma$  atuante abaixo de um pneu agrícola seria, portanto, mais adequadamente descrita pela tensão média normal,  $p$  (Eq. 16). Essa pressuposição, portanto, estaria de acordo com a Teoria do Estado Crítico (Atkinson & Bransby, 1978). Baseado em tal pressuposição, O'Sullivan & Robertson (1996) propuseram um modelo de compactação do solo onde a variação de volume é dada no plano  $v$ - $\ln(p)$ , tal como na Teoria do Estado Crítico. Além da já mencionada variação de volume em função  $\ln(p)$ , uma outra característica importante no modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) é a existência de uma reta, de inclinação própria ( $k'$ ), posicionada entre a linha de recompressão e a reta virgem, separada por uma linha de produção (*yield linha*), a qual assume uma pequena deformação plástica antes daquela que acontece ao longo da linha de compressão virgem. Tal técnica foi usada nos modelos de compactação COMPSOIL e SoilFlex (O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007). A distribuição dos parâmetros do modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) no espaço  $v$ - $\ln(p)$  é exemplificado da Figura 7.



**Figura 7.** Distribuição dos parâmetros mecânicos de acordo com o modelo proposto por O'Sullivan & Robertson (1996), baseado na Teoria do Estado Crítico. YL: *yield* linha; VCL: linha de compressão virgem; RCL: linha de recompressão; RCL': "steeper" da linha de recompressão;  $v$ : volume específico;  $k$ : índice de recompressão;  $k'$ : inclinação da RCL';  $\lambda_n$ : índice de compressão;  $N$ : volume específico em  $p = 1$  kPa;  $m$ : separação da YL e VCL.

A medição dos parâmetros do modelo proposto por O'Sullivan & Robertson (1996) ainda é um desafio para sua utilização, uma vez que a ação de  $p$  no solo seria resultado de ensaio triaxial. Alguns trabalhos têm estimado os parâmetros via funções pedotransferência (O'Sullivan et al., 1994; Défossez et al., 2003; O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007), o que possibilita a aplicação e utilização do modelo por usuários não-especialistas. Entretanto, tais estimativas ainda são limitadas a alguns poucos solos europeus.

Koolen & Kiupers (1983) demonstram que  $p$  pode ser aproximado por uma relação dada por  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_1 0.5$ , com a  $\sigma_1$  conhecida em resultado de um ensaio de compressão uniaxial. É claro que, tal pressuposição não substitui a medição via ensaio triaxial, mas pode servir como uma adequada estimativa de para estimativa de  $p$ , quando o teste triaxial não for possível. Keller et al. (2007), Berisso et al. (2013) e Keller et al. (2015) usam tal pressuposição na estimativa dos parâmetros do modelo de O'Sullivan & Robertson (1996).

#### 2.2.4. Resistência do solo à compactação

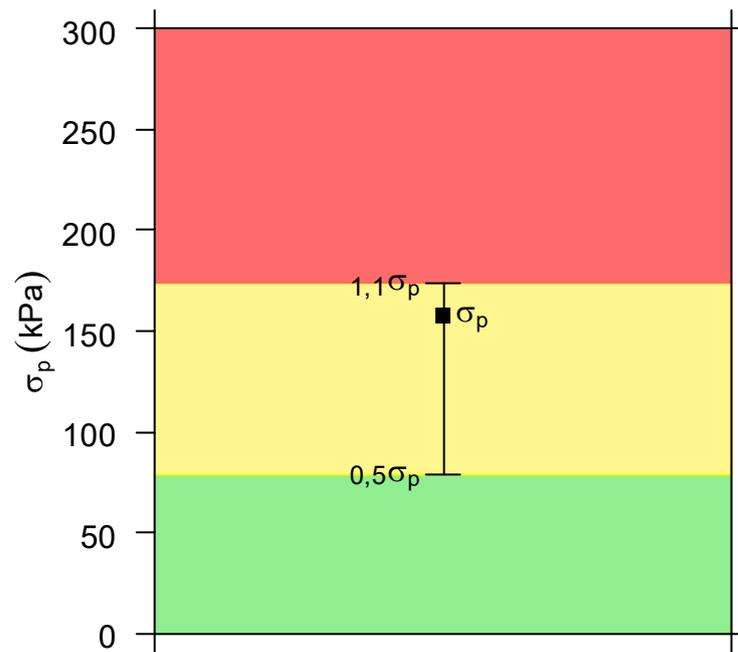
Como colocado anteriormente, na curva de compressão, o ponto que separa  $\sigma$  experimentadas pelo solo, onde pode haver recuperação de volume (*rebound*), daquela parte virgem, em que o solo assume deformações plásticas ou permanentes (Figura 6), é denominado *tensão de preconsolidação* ( $\sigma_p$ ) (Junior & Pierce, 1995; Cavalieri et al., 2008; Keller et al., 2012).

A  $\sigma_p$  tem sido utilizada como indicador de resistência do solo, de tal forma que, em função de sua posição na curva de compressão (Figura 6), a aplicação de  $\sigma$  superiores a seu valor resultariam fatalmente em deformações plásticas, causando compactação adicional (Junior & Pierce, 1995; Cavalieri et al., 2008; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). Entretanto, o fato de a  $\sigma_p$  ser um único ponto que divide as zonas elásticas e plásticas, a sua utilização tem sido bastante discutida, uma vez que invariavelmente, a  $\sigma_p$  pode ser: a) determinada por diferentes métodos (Cavalieri et al., 2008; Lima et al., 2016), b) deformações residuais tem sido encontradas experimentalmente mesmo com  $\sigma < \sigma_p$  (Keller et al., 2012; O'Sullivan et al., 1999), e c) os modelos de relação  $\sigma$ -deformação já consideram deformações residuais plásticas ocorrendo antes da reta que caracteriza a região virgem da curva de compressão (O'Sullivan & Robertson, 1996; O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007; Stettler et al., 2014).

Diferente do modelo de O'Sullivan & Robertson (1996), que computa a variação de volume no espaço  $v\text{-ln}(p)$ , em que é preciso caracterizar inteiramente a curva de compressão via parâmetros, outros modelos mais "simples" assumem um princípio básico e de fácil entendimento para prevenir compactação adicional. Tal pressuposto assume que: a) compactação adicional é esperada quando a  $\sigma$  aplicada é maior que a  $\sigma_p$  ( $\sigma > \sigma_p$ ); assim como b) compactação adicional não ocorrerá caso a  $\sigma_p$  seja maior que a  $\sigma$  aplicada ( $\sigma < \sigma_p$ ) (Junior & Pierce, 1995; Cavalieri et al., 2008; Keller et al., 2012; Stettler et al., 2014).

Como colocado anteriormente, em face das observações (O'Sullivan & Robertson, 1996; O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007; Stettler et al., 2014) de que deformações residuais poderiam ocorrer antes mesmo da  $\sigma_p$  (zona assumida como totalmente elástica), Stettler et al. (2014) adequaram o conceito de resistência do solo e assumem o risco de compactação ocorrendo em zonas, delimitadas pela relação  $\sigma/\sigma_p$ . Tal conceito foi inserido no modelo Terranimo (Terra Mechanics Model -Web, Stettler et al., 2014) para descrever o risco de compactação. No modelo Terranimo, assume-se que: a) não há risco de compactação quando  $\sigma < \sigma_p 0,5$  ( $\sigma < 50\%$  da  $\sigma_p$ ), assumindo que estas condições delimitam a transição da passagem do estado elástico do solo para o estado plástico; b) há considerável risco de compactação quando  $\sigma > \sigma_p 0,5$  e  $\sigma < \sigma_p 1,1$  (ou 50-110% da  $\sigma_p$ ), assumindo que nestas condições o solo estaria em estado elástico-plástico; c) para  $\sigma > \sigma_p 1,1$  (ou  $\sigma > 110\%$  da  $\sigma_p$ ), compactação adicional seria inevitavelmente esperada, uma vez que as  $\sigma$  atuam sobre a zona plástica. A Figura 8 ilustra o conceito do risco de compactação conforme o modelo Terranimo.

Note que, seja tomando-se um único ponto, ou até mesmo zonas, para avaliar o risco de compactação, a  $\sigma_p$  tem sido inevitavelmente a variável dentro da curva de compressão a ser considerada como divisor do comportamento elástico e plástico do solo. A  $\sigma_p$  é tomada como variando em função de algumas propriedades do solo, tal como teor de argila, teor de água, sucção matricial, densidade inicial e matéria orgânica (Imhoff et al., 2004; Pereira et al., 2007; Cavalieri et al., 2008; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). Imhoff et al. (2004) estima a  $\sigma_p$  em função do teor de argila, conteúdo de água e densidade inicial para solos brasileiros. As avaliações de Saffih-Hdadi et al. (2009) resultaram em um conjunto de equações para solos variando em teor de argila, em que a  $\sigma_p$  pode ser estimada em função da densidade inicial e conteúdo de água. Severiano et al. (2013) avaliou a resistência do solo à cargas externas por computar a variação da  $\sigma_p$  em função da sucção matricial ( $h$ ) para Latossolos do Cerrado brasileiro, variando de aproximadamente 15 a 70% de argila. O trabalho de Severiano et al. (2013) em prática descreveu como a  $\sigma_p$  varia em Latossolos em função do teor de água, mas dada em função de  $h$ . Toda variação foi descrita em um conjunto de equações simples. As equações ajustadas por Severiano et al. (2013) são dadas na Tabela 2.



**Figura 8.** Sistema de decisão para descrição do risco de compactação conforme o modelo Terranimo. *Zona verde:*  $\sigma < \sigma_{p0,5}$  ( $\sigma < 50\%$  da  $\sigma_p$ ), não há risco de compactação; *Zona amarela:*  $\sigma > \sigma_{p0,5}$  e  $< \sigma_{p1,1}$  (ou 50-110% da  $\sigma_p$ ), considerável risco de compactação; *Zona vermelha:*  $\sigma > \sigma_{p1,1}$  (ou  $\sigma > 110\%$  da  $\sigma_p$ ), compactação poderia ser certamente esperada.

**Tabela 2.** Conjunto de equações ajustadas por Severiano et al. (2013) para descrever a variação da  $\sigma_p$  em Latossolos em função da sucção ( $h$ ) (com alcance de 1-10.000, kPa), para teores de argila de aproximadamente 150 a 700\* g kg<sup>-1</sup>.

Teor de argila (g kg <sup>-1</sup> )	Ajuste
152	$\sigma_p = 129h^{0.15}$
209-263	$\sigma_p = 123h^{0.13}$
311	$\sigma_p = 85h^{0.17}$
365-390	$\sigma_p = 70h^{0.16}$
521	$\sigma_p = 63h^{0.15}$

\* após análise estatística, a equação que descreveu argila 521 foi igual aquela que descreveu argila 700

No modelo Terranimo, a área de contato pneu-solo é calculada e as  $\sigma$  distribuídas sobre a área, e em seguida a propagação é computada em direção ao solo (para detalhes os métodos, consultar Stettler et al. 2014), quando finalmente o risco de compactação é avaliado usando as zonas críticas, conforme a Figura 8. A  $\sigma_p$  para avaliação do sistema de risco (Figura 8) no modelo Terranimo é estimada via funções de pedotransferência, tal como aquelas funções dadas por Severiano et al. (2013). O modelo Terranimo, em sua maioria, disponibiliza previsões de risco de compactação para alguns países europeus, mas também há uma versão Global. A avaliação total do risco de compactação pode ser feita informando parâmetros de máquina-pneu e elementos de solo, como teor de argila e sucção matricial.

### 2.3. Compactação sob Sistema de Plantio Direto (SPD)

O sistema de plantio direto (SPD) é uma das mais recentes, eficientes e utilizadas práticas agrícolas nos últimos 50 anos no Brasil (Giarola et al., 2013; Silva et al., 2014). A prática, basicamente, é norteadada pela manutenção de resíduos em superfície, mínima perturbação do solo e rotação de culturas (Giarola et al., 2013). Em face de tais características, resultados de pesquisas apontam significativa elevação no teor de matéria orgânica, agregação, disponibilidade de água, aeração e redução da erosão do solo (Blanco-Canqui et al., 2009; Cavalieri et al., 2009; Giarola et al., 2013; Guedes Filho et al., 2013; Silva et al., 2014).

Uma das principais preocupações com relação ao SPD reside no impacto negativo sobre indicadores de compactação, uma vez que a mobilização do solo é limitada a linha de plantio (Guedes Filho et al., 2013; Betioli Junior et al., 2014; Silva et al., 2014; Guedes Filho et al., 2015; Ferreira et al., 2016; Moreira et al., 2016). Consequentemente, há a formação de uma camada de impedimento mecânico nas entrelinhas, a qual é apontada como responsável pela relativa diminuição em indicadores de aeração do solo e disponibilidade de água (Betioli Junior et al., 2014; Silva et al., 2014; Ferreira et al., 2016), impedimento mecânico e efeitos sobre a relação massa-volume (Ferreira et al., 2016), bem como variações negativas em indicadores globais de qualidade física do solo, tal como o Intervalo Hídrico Ótimo (IHO) (da Silva & Kay, 1997; Guedes Filho et al., 2014).

A camada de impedimento em SPD é frequentemente relatada por variar entre 0,07 e 0,20 m (Reichert et al., 2009; Nunes et al., 2015; Guedes Filho et al., 2015), consequentemente, a camada de 0 a 0,07 m assume um papel importante no estabelecimento do sistema radicular, aeração e disponibilidade de água (Reichert et al., 2009; Nunes et al., 2015). Reichert et al. (2009) destaca que a camada superficial (0-0,07 m) em SPD apresenta significativa redução do impedimento mecânico quando comparada com a camada imediatamente abaixo, associando tal característica a ocorrência do rearranjo das partículas do solo por agregação e intensa atividade de processos biológicos, fruto do revolvimento mecânico na semeadura e manutenção resíduos culturais em superfície.

Em síntese, é possível destacar que no SPT existe uma camada de impedimento mecânicos que ocorre normalmente entre 0,07 e 0,20 m, e que as condições físicas do solo acima de 0,07 m são melhores na linha de plantio do que na entrelinha. Especificamente, a formação dessa camada compactada (0,07 e 0,20 m) e a degradação da entrelinha têm sido frequentemente associadas a combinação da ausência de revolvimento e intensidade do tráfego agrícola (Reichert et al., 2009; Giarola et al., 2013; Silva et al., 2014; Guedes Filho et al., 2015; Nunes et al., 2015; Ferreira et al., 2016; Reichert et al., 2016).

Reichert et al. (2016) avaliaram o efeito do SPT a longo prazo com e sem tráfego, constatando que houve melhora em indicadores físicos do solo na camada superficial, no último estágio de avaliação, apesar do tráfego. No entanto, as avaliações demonstraram que o tráfego incrementou o grau de compactação em camadas mais profundas. Nunes et al. (2015) observaram melhorias em indicadores físicos do solo e no desenvolvimento vegetativo do milho após escarificação, recomendando a técnica para mitigar a compactação em SPD. O fato é que, em sua maioria, muitos estudos (Betioli Junior et al., 2014; Reichert et al., 2009; Giarola et al., 2013; Silva et al., 2014; Nunes et al., 2015; Ferreira et al., 2016; Reichert et al., 2016) em SPD são oriundos de hipóteses relativas aos efeitos do tráfego e a consequente degradação física do solo, o que nos leva a concluir que o tráfego agrícola em SPD tem ação degradatória e impacto negativo em indicadores de solo e planta.

Embora relevantes e necessárias, as pesquisas, principalmente no Brasil, têm se limitado, em sua maioria, a investigação pós-tráfego, os efeitos a longo prazo, e em alguns poucos registros, a capacidade de porte de carga do solo via indicadores mecânicos (Lima et al., 2013; Reichert et al., 2009; Severiano et al., 2013; Reichert et al., 2016).

Segundo Keller et al. (2007), é possível adotar modelos facilmente utilizáveis para prevenir a compactação adicional do solo. Tais modelos seriam importantes para estimar conjuntamente a tensão aplicadas por máquinas agrícolas e a capacidade de suporte de carga do solo, tornando-se uma potencial ferramenta dentro do campo de simulação e prevenção de compactação.



### 3. MATERIAL E MÉTODOS

#### 3.1. Experimento de campo

##### 3.1.1. Localização e caracterização da área experimental

Dois experimentos foram conduzidos na Fazenda Experimental Capão da Onça, pertencente a Universidade Estadual de Ponta Grossa (UEPG), localizada no município de Ponta Grossa, estado do Paraná, sob as coordenadas 25° 05' 52" S e 50° 02' 43" O, com precipitação média anual de 1545 mm e temperaturas mínima, média e máxima anuais de 13,3, 18,7 e 24,1 °C, respectivamente (IAPAR, 2000). O solo das áreas experimentais foram classificados como Latossolo Vermelho distroférico (EMBRAPA, 2006).

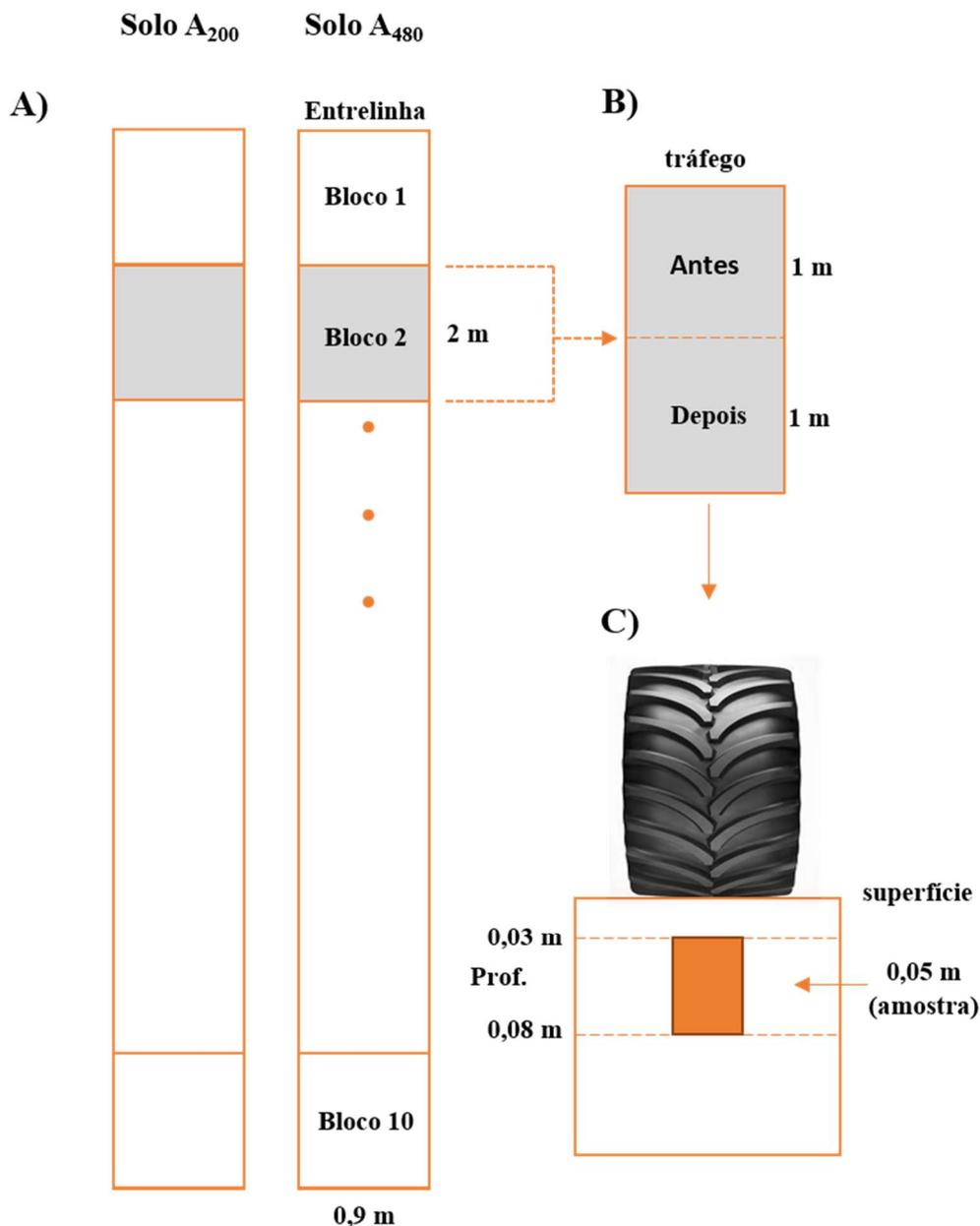
As áreas experimentais vêm sendo manejada sob Sistema de Plantio Direto (SPD), por aproximadamente 20 anos, submetida ao longo dos anos a rotação de culturas com milho (*Zea mays* L.) e soja no período primavera/verão, e com trigo (*Triticum aestivum* L.) e consórcio de aveia preta (*Avena strigosa* L.) + ervilha (*Vicia sativa* L.) na época de outono/inverno. No momento da instalação dos experimentos, abril de 2016, as áreas encontravam-se em pós-colheita do milho, com forte presença de resíduos culturais sobre o solo.

##### 3.1.2. Descrição dos experimentos

Ao longo de uma seção transversal, de aproximadamente 600 m, foram selecionadas duas áreas, as quais foram separadas de acordo com o teor de argila (Tabela 3). As áreas foram tomadas com o cuidado de evitar qualquer declividade. Uma entrelinha de 20,0 m de comprimento e 0,90 m de largura (espaçamento de plantio do milho) foi dividida em 10 blocos de 2,0 m de comprimento, onde cada bloco constituiu uma repetição. Cada bloco foi dividido em duas subseções de 1,0 m, os quais foram utilizados para alocar os tratamentos, caracterizados pela passagem do pneu de uma colhedora John Deere - Hydro 1175 acoplada a uma plataforma de milho e avaliado antes e depois da passada. Detalhes são dados na Figura 9.

**Tabela 3.** Propriedades físicas do solo nas áreas experimentais, identificadas como Solo A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>, em referência a seus respectivos teores de argila.

Propriedade	Solo A <sub>200</sub>	Solo A <sub>480</sub>
Argila (g kg <sup>-1</sup> )	200 ± 10	480 ± 10
Silte (g kg <sup>-1</sup> )	50 ± 10	120 ± 10
Areia (g kg <sup>-1</sup> )	750 ± 10	400 ± 0
Densidade de Partículas (Mg m <sup>-3</sup> )	2,67 ± 0,00	2,65 ± 0,00



**Figura 9.** Detalhes das áreas experimentais, separadas conforme seus respectivos teores de argila. Blocos (10) alocados (A) ao longo de uma entrelinha, usada para tráfegar com uma John Deere - Hydro 1175, configurando a combinação conteúdo e argila e passagem da colhedora, em tratamentos antes e depois do tráfego (B). Posição de amostragem (C) em profundidade, onde foram coletadas amostras indeformadas, logo abaixo do centro do pneu da colhedora. Áreas experimentais identificadas como Solo A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>, em referência a seus respectivos teores de argila.

### 3.1.3. Amostragem

Amostras indeformadas foram coletadas imediatamente antes e depois da passagem da máquina. Com auxílio de um trado, foram coletadas amostras em anéis cilíndricos, de aproximadamente 5 cm de altura e 5 cm de diâmetro, no centro da entrelinha, assumido aqui como sendo imediatamente abaixo do centro do pneu (Figura 9C). No total, foram coletadas 40 amostras (2 Solos  $\times$  2 Passada (antes e depois)  $\times$  10 Blocos), na profundidade de 0,03 a 0,08 m (Figura 9C). Logo após a coleta, as amostras foram embaladas e conduzidas ao laboratório para análise.

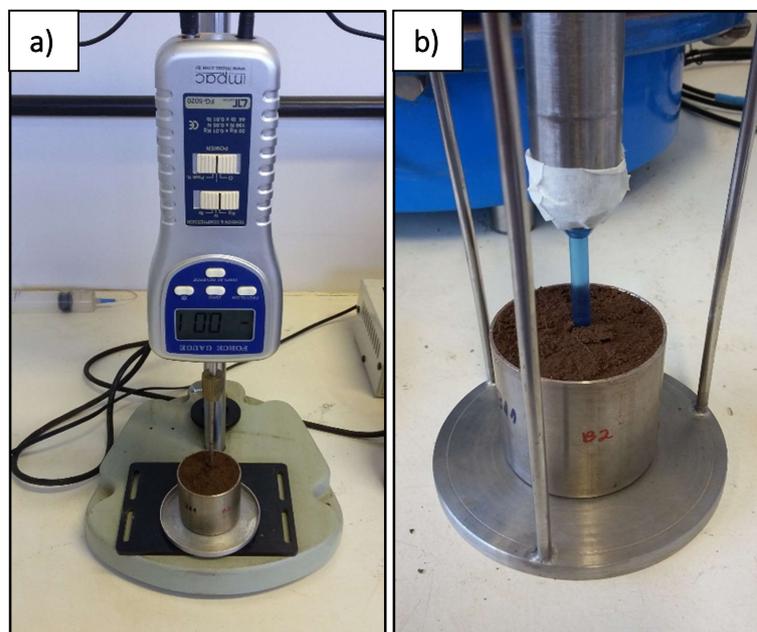
### 3.1.4. Propriedades e atributos físicos do solo

#### 3.1.4.1. Resistência à penetração (RP)

Ensaio de RP foram realizados nas amostras indeformadas nas condições de umidade de campo, considerando, o conteúdo de água do solo no momento da passagem da máquina. Para tanto, foi utilizado penetrômetro de bancada (Figura 10) descrito por Figueiredo et al. (2011). Para cada amostra, foram realizadas duas penetrações, das quais foi considerada a média para computação dos dados. O ensaio foi realizado ao longo do anel volumétrico, evitando as bordas e considerando as leituras em 0,01, 0,02, 0,03 e 0,04 m de profundidade.

#### 3.1.4.2. Sucção matricial (h)

A sucção matricial  $h$  correspondente a umidade de campo foi medida no centro da amostra, na profundidade de 0,03 m. Para tanto, um mini-tensiômetro HYPROP foi utilizado. O tensiômetro foi primeiramente inserido na amostra, na profundidade correspondente, e a leitura foi considerada após a estabilização do valor da  $h$  no data-logger de leitura, acoplado via cabo ao tensiômetro. O tempo de estabilização variou de aproximadamente 5 a 50 minutos, dependendo do teor de argila e dos tratamentos antes e depois da passagem da máquina. O procedimento e equipamentos descritos podem ser visualizados na Figura 10.



**Figura 10.** Procedimento adotado para os ensaios de resistência à penetração (a) (Figueiredo et al., 2011) e medição do potencial mátrico (b) via mini-tensiômetro em amostras indeformadas.

### 3.1.4.3. Densidade ( $D_s$ ), umidade do solo ( $U_g$ , $\theta$ ) e densidade de partículas ( $D_p$ )

Antes dos ensaios de RP e da determinação da  $h$ , as amostras foram pesadas para determinação da massa úmida ( $M_u$ ). Ao final dos ensaios de RP e  $h$ , as amostras foram então secas em estufa por 24h a 105 °C. A  $D_s$  foi determinada pela razão da massa seca ( $M_s$ ) de solo pelo volume ( $V$ ) ocupado pela amostra (anel), conforme a Eq. 17. A umidade gravimétrica ( $U_g$ ) foi determinada conforme a Eq. 18, e a umidade volumétrica ( $\theta$ ) de acordo com a Eq. 18 (EMBRAPA, 1997):

$$D_s = \left( \frac{M_s}{V} \right) \quad (17)$$

$$U_g = \left( \frac{M_u - M_s}{M_s} \right) \quad (18)$$

$$\theta = (D_s \times U_g) \quad (19)$$

Amostras deformadas foram coletadas em cada um dos solos ( $A_{200}$  e  $A_{480}$ ) para determinação da  $D_p$ . A  $D_p$  foi determinada utilizando um picnômetro de gás Hélio, modelo ACCUPYC 1330 (Micromeritics Instrument Corporation). Foram realizadas três repetições para cada tratamento. A média das repetições foi considerada para representar a  $D_p$  de cada área.

### 3.1.4.4. Densidade máxima ( $D_{sMax}$ ) e umidade crítica ( $U_{gCri}$ )

Amostras deformadas foram utilizadas para determinar a densidade máxima do solo via ensaio de Proctor. Foram realizados dois testes, um para cada solo dos solos,  $A_{200}$  e  $A_{480}$ . O procedimento consistiu em tomar uma massa de solo seco de 2,2 kg, peneirada em peneira de malha de 2,0 mm, adicionar crescentes teores de água, e compactar a massa de solo úmido em um cilindro de volume conhecido, via golpes com energia total de 560 kPa (Marcolin & Klein, 2011).

Para cada teor de água fixado, o ensaio foi realizado compactando três camadas de solo úmido, com um auxílio de um soquete e 25 golpe em um cilindro de 1.000 cm<sup>3</sup>. A massa úmida correspondente a cada teor de água fixado foi computada por retirar uma amostra de solo úmido e secar em estufa a 105 °C. As amostras foram reutilizadas ao longo do teste. Mais detalhes do ensaio podem ser encontrados em Marcolin & Klein (2011).

A  $D_{sMax}$  e a  $U_{gCri}$  foram determinadas ajustando uma equação quadrática da  $D_s$  em função da  $U_g$  resultantes do ensaio, para cada tratamento Argila. O ponto de máxima curvatura de tal equação corresponde a  $U_{gCri}$ . A  $D_{sMax}$  é a densidade associada a  $U_{gCri}$ , calculada analiticamente após o ajuste. Tal procedimento foi realizado via função `criticalmoisture`, disponível no R Package *soilphysics* (R Core Team, 2016; Silva & Lima, 2016).

### 3.2. Ensaio de compressão

Também na Fazenda Experimental Capão da Onça, amostras indeformadas foram coletadas em dois solos para teste de compressão uniaxial, conforme a caracterização física da Tabela 4. Foram coletadas 64 e 32 amostras, para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub> (Tabela 4), as quais foram divididas em grupos de 8 e 4 amostras, respectivamente, e equilibradas nas sucções matriciais de 10, 30, 60, 100 em mesa de tensão, e 330, 1.000, 1.500 e 3.000 hPa em Câmara de Richards (8 e 4 amostras por sucção, respectivamente). Após o equilíbrio, as amostras foram pesadas para determinação do conteúdo de água e posteriormente submetidas ao teste de compressão uniaxial por 5 minutos, em um consolidômetro descrito por Figueiredo et al. (2011). Foram aplicadas sucessivas pressões de 12,5, 25, 50, 100, 200, 400 e 800 kPa, das quais o deslocamento do solo foi medido. Ao final do teste, as amostras foram secas em estufa a 105 °C para determinação da densidade do solo.

**Tabela 4.** Propriedades físicas dos solos utilizados para os testes de compressão uniaxial, identificados como Solo A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub>, em referência a seus respectivos teores de argila.

Propriedade	Solo A <sub>200</sub>	Solo A <sub>320</sub>
Argila (g kg <sup>-1</sup> )	223 ± 11	320 ± 17
Silte (g kg <sup>-1</sup> )	50 ± 10	130 ± 10
Areia (g kg <sup>-1</sup> )	727 ± 10	550 ± 10
Densidade de Partículas (Mg m <sup>-3</sup> )	2,67 ± 0,00	2,65 ± 0,00

Curvas de compressão foram plotadas no espaço  $v$ - $\ln(p)$ , com  $p$  e  $v$  calculados conforme as Eqs. 20 e 21. Para cada uma das curvas de compressão, foram extraídos os parâmetros mecânicos  $k$ ,  $k'$ ,  $\lambda_n$ ,  $N$  e  $m$  de acordo com O'Sullivan et al. (1999), conforme as seguintes equações:

$$p = \left( \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right); \sigma_3 = \sigma_2 = \sigma_1 0,5 \text{ (Koolen \& Kuipers, 1983)} \quad (20)$$

$$v = \left( \frac{D_p}{D_s} \right) \quad (21)$$

$$\text{VCL: } v = N - \lambda_n \ln(p) \quad (22)$$

$$\text{RCL: } v = v_i - k \ln(p) \quad (23)$$

$$\text{RCL}^2: v = v_{YL} - k' \ln(p) \quad (24)$$

onde  $v$  é o volume específico,  $p$  é a tensão média normal,  $N$  é o volume específico em  $p=1$  kPa,  $\lambda_n$  é o índice de compressão,  $v_i$  é o volume inicial,  $k$  é o índice de recompressão,  $k'$  é a inclinação da RCL<sup>2</sup>,  $v_{YL}$  é o volume na intersecção da *yield linha* (YL) com a linha de recompressão. Aqui,  $k'$  foi calculado como  $k' = (\lambda_n \times k)^{0,5}$ , e o parâmetro  $m$  foi tomado como 1,3 ( $\ln(p)$ ), de acordo com O'Sullivan & Robertson (1996) (ver Keller et al., 2007; Keller et al., 2015).

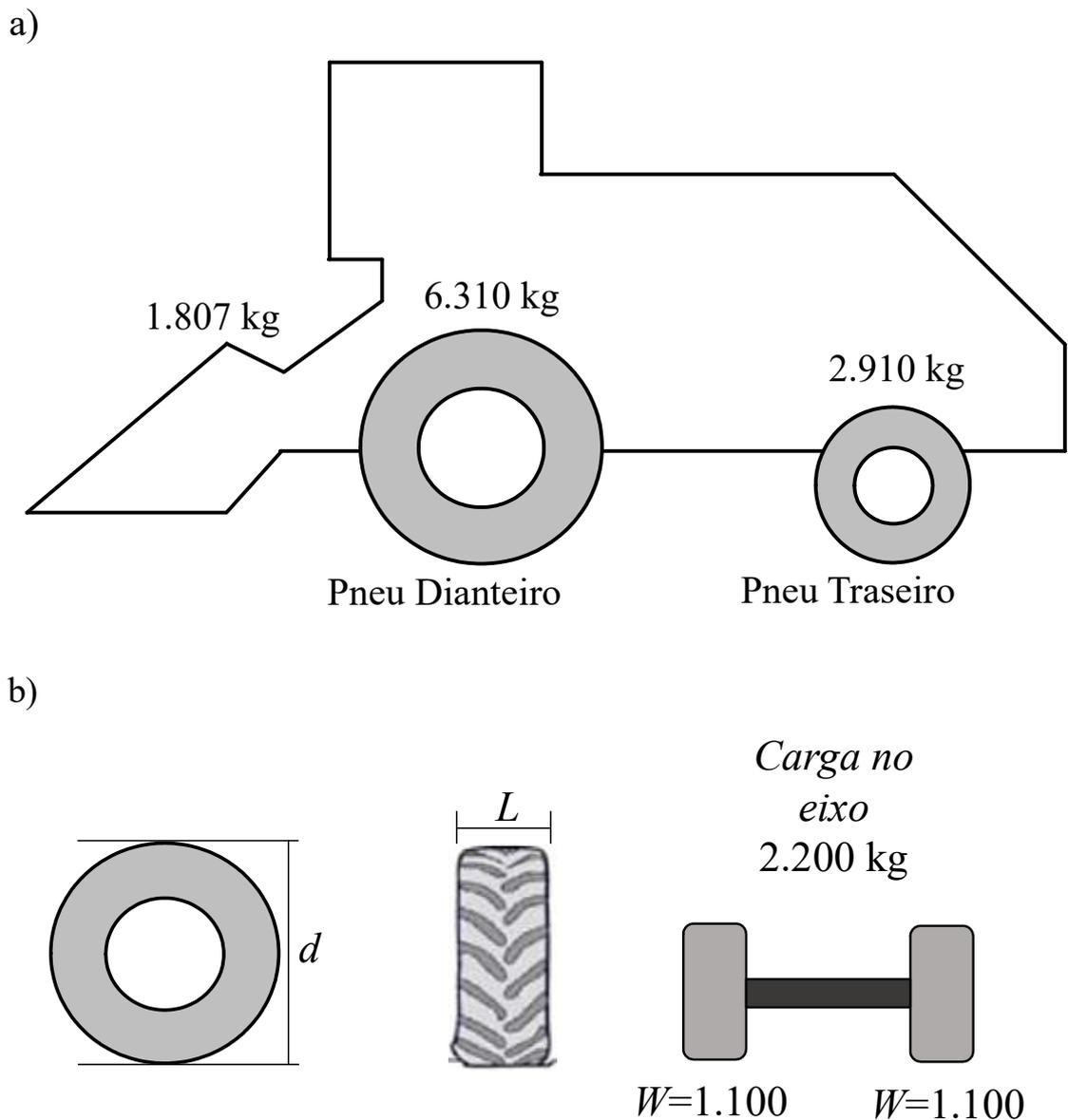
Note que, o ajuste é dado em termos do  $\ln(p)$ , tensão média normal, a qual para teste uniaxial,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$  podem ser aproximados de acordo com Koolen & Kuipers (1983) (para mais, ver Keller et al., 2007; Berisso et al.,

2013; Keller et al., 2015). A aproximação de Koolen & Kuipers (1983) foi usada aqui para estimativa de  $p$ , conforme a Eq. 20.

### **3.3. Características da máquina**

O efeito do tráfego, caracterizado por amostragens antes e depois da passagem da máquina, foi induzido via uma colhedora John Deer - Hydro 1175, com massa de 9.220 kg, não carregada, acoplada a uma plataforma de milho, com massa 1.807 kg, portanto, massa total aproximada de 11.027 kg e massa aproximada por eixo conforme a Figura 11a. Apenas a passagem dos pneus dianteiro e traseiro esquerdo foram consideradas na entrelinha do tratamento.

Aqui, assumiu-se que, após o acoplamento da plataforma, a distribuição do peso total da máquina é de 80% no eixo dianteiro e 20% no eixo traseiro (para mais sobre distribuição de carga de diferentes modelos de máquinas, consultar Terranimo Web (Terranimo, 2014; Steller et al., 2014). A distribuição dos parâmetros extraídos da colhedora John Deer - Hydro 1175 para caracterização dos tratamentos com e sem tráfego é dada na Figura 11.



**Figura 11.** a) Distribuição do peso por eixo e da plataforma para colheita de milho da colhedora John Deere - Hydro 1175, utilizada no experimento. b) Especificação do diâmetro do pneu,  $d$ , largura do pneu,  $L$ , e distribuição da carga por roda,  $W$ , para uma carga por eixo traseiro de 2.220 kg, após o acoplamento da plataforma de milho. Imagem meramente ilustrativa.

### 3.4. Modelagem e simulações de compactação

Foram simulados cenários de compactação do solo, considerando os parâmetros da máquina, e as condições físicas iniciais do solo, como o intuito de comparar os resultados medidos e estimados. As simulações de compactação do solo foram realizadas via modelos SoilFlex e SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2007; Keller et al., 2015). No primeiro momento, a área de contato e distribuição das tensões na área de contato foram calculadas de acordo com Keller (2005), conforme com os parâmetros da máquina utilizada no experimento (Figura 11). Posteriormente, a propagação de tensões em direção do perfil do solo foi calculada analiticamente de acordo com Söhne (1953), para a profundidade de amostragem ( $\sim 0,05$  m), utilizando as Eqs. 12 a 15. A deformação do solo foi simulada de acordo

com O'Sullivan & Robertson (1996), considerando os parâmetros do ensaio de compressão. O IHO foi estimado de acordo com Silva et al. (2008), considerando as densidades iniciais e finais medidas em campo, bem como aquelas simuladas pelo modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) após a passagem da máquina. Tais procedimento estão opcionalmente disponíveis nos modelos SoilFlex e SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2007; Keller et al., 2015).

A resistência do solo a compactação (*soil strength*) foi calculada via pressão de preconsolidação ( $\sigma_p$ ) para Latossolos, estimada em função do teor de argila e  $h$ , de acordo com as equações dadas por Severiano et al. (2013), adotando-se as estimativas de área de contato e propagação de tensões no solo calculadas pelo SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2015), conforme os modelos opcionalmente considerados na descrição acima (Keller, 2005; Söhne, 1953).

### 3.5. Análises estatísticas

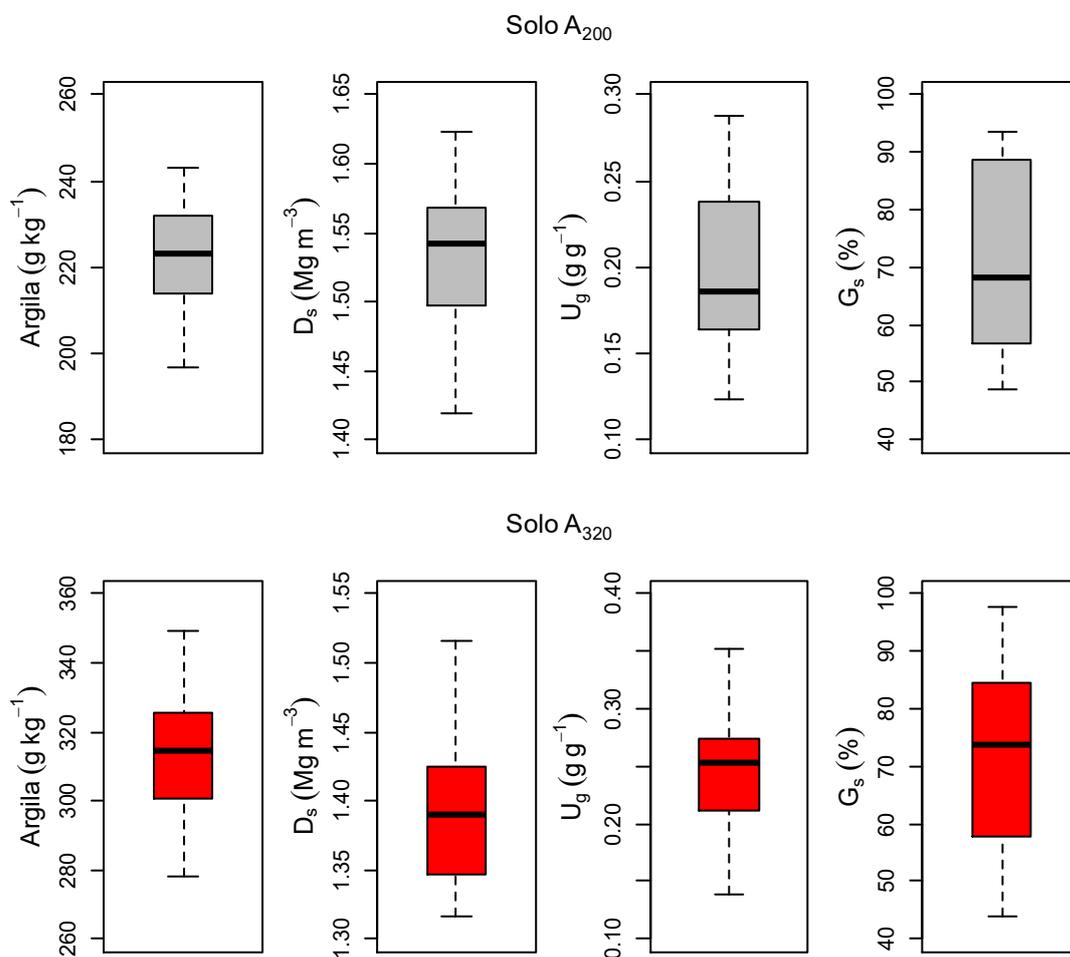
O experimento foi avaliado estatisticamente como delineamento em blocos casualizados, como dois tratamentos (antes e depois da passagem da máquina) e 10 blocos. Foram realizadas duas análises de variância, uma para cada um dos experimento, considerando as variáveis em estudo. As médias foram comparadas via intervalo de confiança da média, a 95% de probabilidade. Os tratamentos foram considerados iguais quando os intervalos das médias se sobrepuseram e foram construídos no pacote *agricolae* (R Core Team, 2016).

Regressões foram testadas em análise de variância para estimativa dos parâmetros mecânicos do solo. Parâmetros mecânicos do solo extraídos da curva de compressão foram usados como variáveis dependentes e alguns atributos físicos do solo foram testados como variáveis explicativas. As regressões foram ajustadas no software R (R Core Team, 2016).

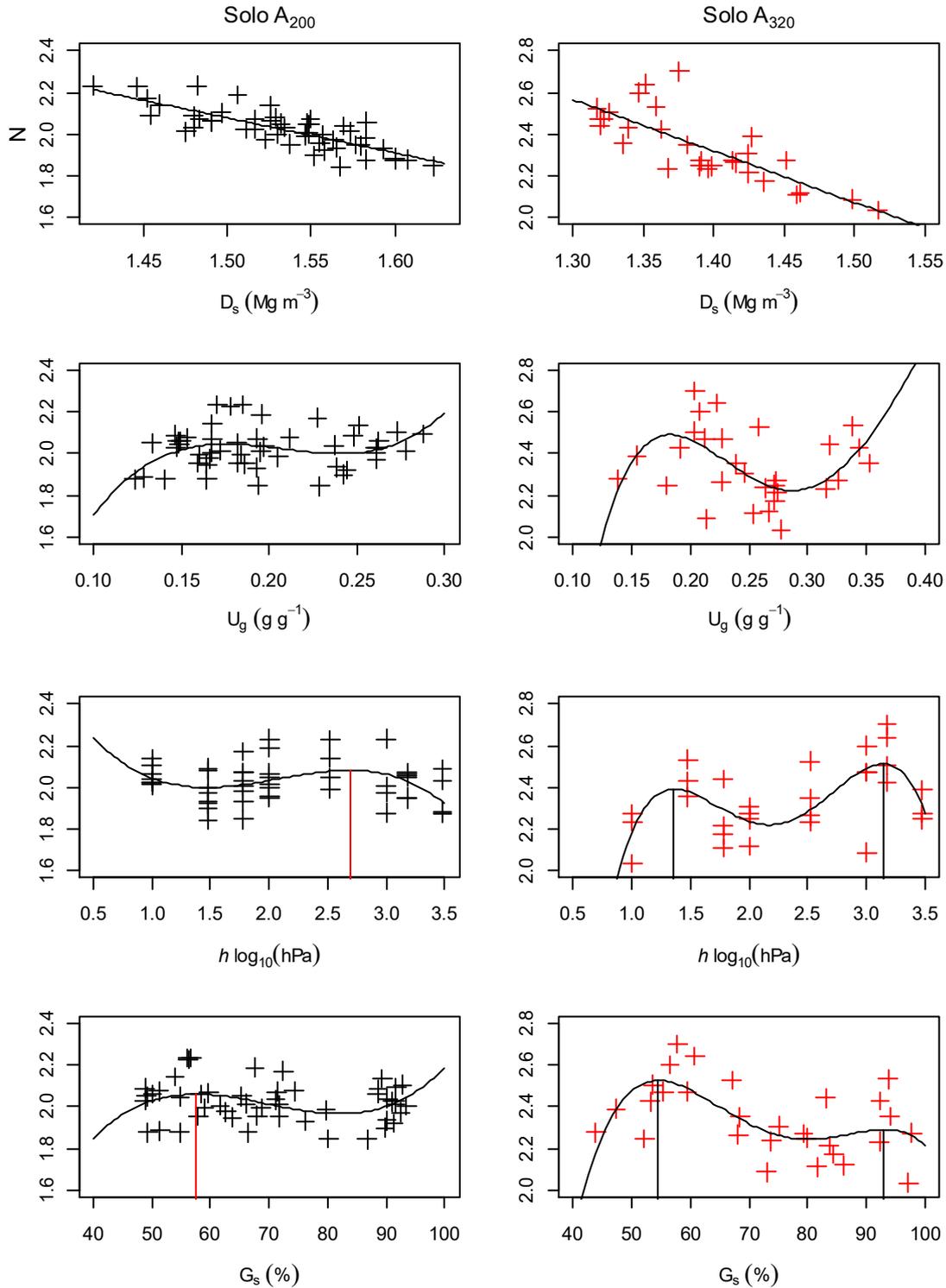
## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1. Parâmetros mecânicos do solo

Os ensaios de compressão uniaxial sob diferentes condições de sucção matricial ( $h$ ) (10-3,000 hPa), e consequentemente, em função do conteúdo de água, para os solos aqui denominados de  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , foram realizados sob a variabilidade física da Figura 12. Cada umas das curvas de compressão ( $n = 50$  e  $n = 29$ , respectivamente) foram então ajustadas e os parâmetros mecânicos  $N$ ,  $\lambda_n$  e  $k$  extraídos conforme as Eqs. 22-24, seguindo as relações de tensão-deformação do modelo proposto por O'Sullivan & Robertson (1996) (Figura 7).



**Figura 12.** Variabilidade do teor de argila, densidade inicial do solo ( $D_s$ ), umidade gravimétrica ( $U_g$ ) e grau de saturação ( $G_s$ ) sob as sucções matriciais ( $h$ ) 10, 30, 60, 100, 330, 1,000, 1,500 e 3,000 hPa dos solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  ( $n = 50$  e  $n = 29$ , respectivamente), tomados para testes de compressão uniaxial.



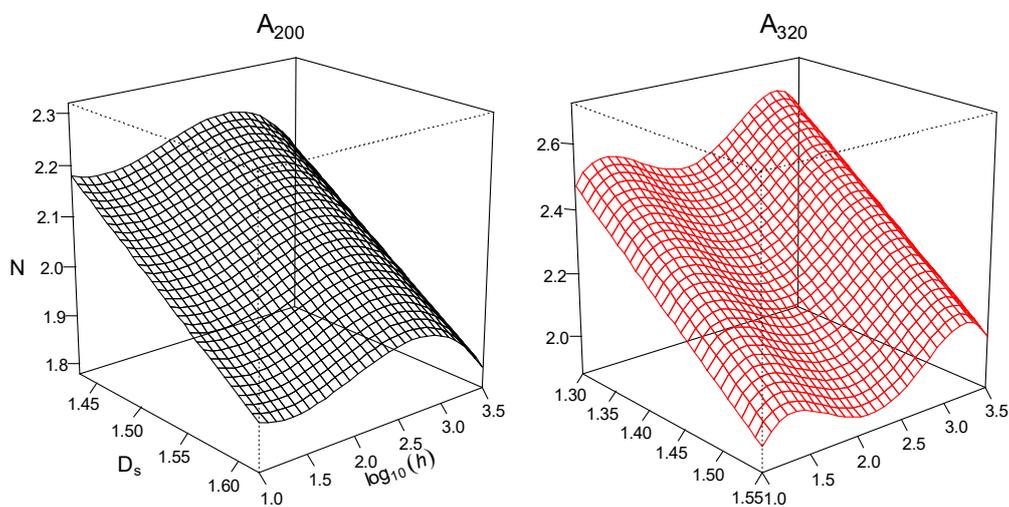
**Figura 13.** Variação e tendências do parâmetro N em relação a D<sub>s</sub>, U<sub>g</sub>, h e G<sub>s</sub> para os solos A200 e A320.

As relações de dependência entre os parâmetros mecânicos e as variáveis explicativas foram testadas em sua modelagem seguindo os prévios resultados encontrados por Leeson & Campbell (1983), Hettiaratchi & Callaghan (1985), Hettiaratchi (1987), Petersen (1993), O'Sullivan et al. (1994) e Défossez et al. (2003). Nestes

trabalhos, buscou-se estabelecer relações entre os parâmetros mecânicos  $N$ ,  $\lambda_w$  e  $k$  e as variações nos teores de argila, volume específico, umidade gravimétrica e grau de saturação.

A Figura 13 mostra a relação do parâmetro  $N$  com a  $D_s$ ,  $U_g$ ,  $G_s$  e  $h$ , para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ . Nota-se que a relação entre a  $D_s$  e  $N$  tendeu a linearidade, tanto para o solo  $A_{22}$ , quanto para o  $A_{32}$ . Um padrão ou tendência na relação entre  $N$  e  $U_g$  não é claro, para ambos os solos, embora haja variações claras ao longo da curva. A variação de  $N$  com relação a  $h$  e o  $G_s$  parecem seguir a mesma tendência, e picos nos valores de  $N$  podem ser mais facilmente identificados (Figura 13). Para o solo  $A_{200}$ , as curvas tendem a um máximo de  $N$  em aproximadamente  $h = 2,7$  (~500 hPa) e  $G_s=57\%$ . Para o solo  $A_{320}$ , dois pontos, onde  $N$  é máximo, são observados, no que consta,  $N$  expressa um máximo na parte mais seca da curva, tal como para o solo  $A_{200}$  ( $G_s=54\%$ ), e um outro pico na parte mais úmida, para  $G_s>90\%$ .

Resultados semelhantes aos da Figura 13 foram encontrados por Hettiaratchi (1987), Petersen (1993), O'Sullivan et al. (1994) e Défossez et al. (2003). Hettiaratchi (1987) e Petersen (1993) observaram variações nos padrões das curvas plotadas para  $N$  e  $\lambda_n$  em função do conteúdo de água, e a presença de um a dois picos na curva foram dependentes do teor de argila, tal como na Figura 13. Os resultados observados por O'Sullivan et al. (1994) e Défossez et al. (2003) também mostram ondulações ao longo das curvas, e em alguns casos apenas um pico foi constatado. Em síntese, os resultados da literatura apontam para existência de picos na relação entre  $N$  e  $\lambda_n$  e o conteúdo de água, e que esses picos parecem depender, em magnitude e número (um ou dois), do conteúdo de argila e do grau de saturação atingindo nos testes. Como há ondulações em  $N$  e  $\lambda_n$  ao longo do conteúdo de água, a variação foi melhor representada por polinômios de quarto grau (Défossez et al., 2003).



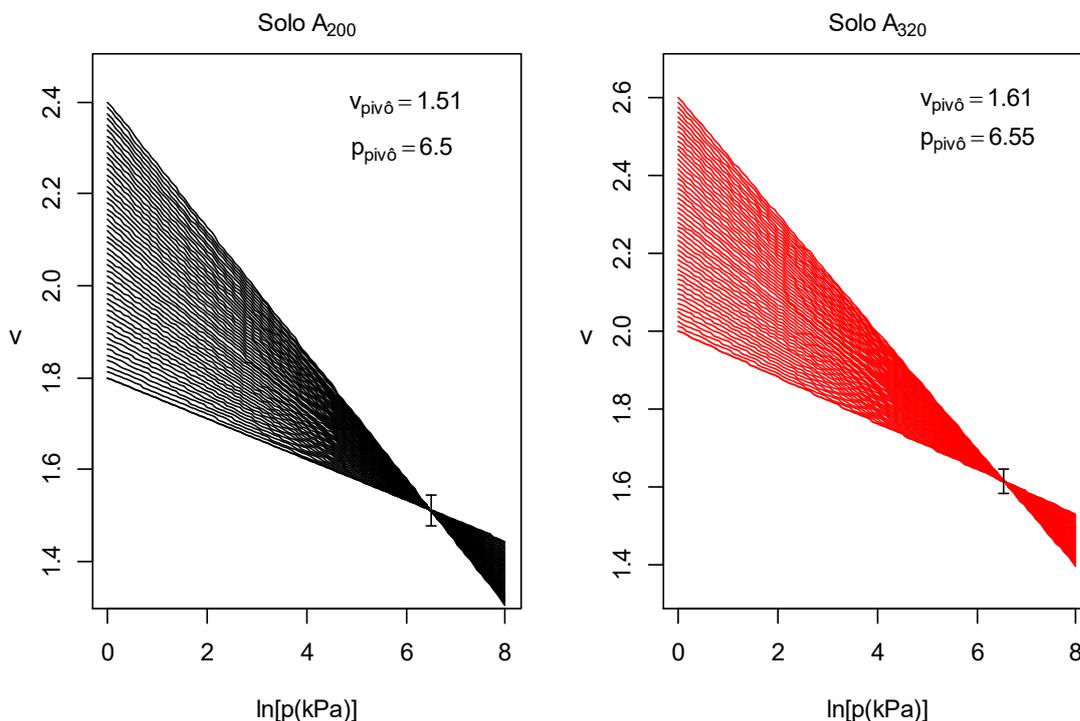
**Figura 14.** Superfícies de respostas dos modelos ajustados como  $N(D_s, \log_{10}(h))$  para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ .

Seguindo os resultados encontrados por Hettiaratchi (1987), Petersen (1993), O'Sullivan et al. (1994) e Défossez et al. (2003), tentativas de ajustes para  $N$  foram tomadas em relação a  $G_s$  e  $h$ . Os resultados mostraram que o melhor ajuste foi obtido para a relação  $N$  e  $\log_{10}(h)$ . Tomando-se em conta a forte relação linear de  $N$  com a  $D_s$  (Figura 13), tal como observado por Saffih-Hdadi et al. (2009), o efeito dessa variável também foi considerado no

modelo resposta. Os modelos ajustados como  $N(D_s, \log_{10}(h))$ - $A_{200}$  e  $N(D_s, \log_{10}(h))$ - $A_{320}$ , respondem a 72 e 75% da variação de  $N$ , respectivamente. Os modelos ajustados para a relação  $N(D_s, G_s)$  mostraram respostas semelhantes aos ajustes para  $h$ , mas foram observados coeficientes muito pequenos na equação. Em face da praticidade na obtenção de  $h$  em campo, assim como pela percentagem de explicação da variação contida na relação, o modelo  $N(D_s, \log_{10}(h))$  foi considerado aquele que apresentou os melhores resultados. As superfícies de resposta para  $N(D_s, \log_{10}(h))$ - $A_{200}$  e  $N(D_s, \log_{10}(h))$ - $A_{320}$  são dadas na Figura 14.

Hettiaratchi (1987) discute a existência de um ponto pivô (ou “pivot point”) no espaço  $v$ - $\ln(p)$  onde as retas virgens (VCL) da curva de compressão convergem e variam em função do teor de água. Petersen (1993) argumenta que esse pressuposto seria efetivamente de grande importância, uma vez que se poderia estabelecer uma relação direta entre  $N$  e  $\lambda_n$ , com  $\lambda_n$  dependente de  $N$ , o que diminuiria o número de parâmetros a serem estimados. No entanto, uma relação linear entre  $N$  e  $\lambda_n$  teria que ser necessariamente observada (Petersen, 1993), em consequência da convergência entre as VCLs sobre um único ponto.

O coeficiente de correlação,  $r$ , entre  $N$  e  $\lambda_n$ , foi encontrado como sendo  $r = 0,94$  e  $r = 0,96$ , para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , respectivamente. Um teste de mínimas distâncias para o volume específico,  $v$ , no espaço  $v$ - $\ln(p)$ , foi aplicado no intuito de encontrar as coordenadas do ponto pivô (isto é,  $\ln(p)$  onde  $v$  converge). A Figura 15 ilustra o conceito do ponto pivô sob simulação de 50 VCLs, assim como também mostra as coordenadas encontradas para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ .



**Figura 15.** Coordenadas do ponto pivô ( $v_{\text{pivô}}$  e  $p_{\text{pivô}}$ ) para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  ilustradas sob simulação de 50 VCLs (curvas de compressão virgem).  $v_p$ : volume específico no ponto pivô;  $p_p$ : a tensão média normal no ponto pivô.

O conceito do ponto pivô também foi abordado por O’Sullivan et al. (1994) e aplicado por O’Sullivan et al. (1999) para modelar o parâmetro  $\lambda_n$  em função de  $N$  no modelo de compactação COMPSOIL. Assumindo a existência de um ponto pivô para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  e encontradas as suas coordenadas,  $\lambda_n$  pode ser estimado conforme O’Sullivan et al. (1999):

$$\lambda_n = \left( \frac{N - v_p}{p_p} \right) \quad (25)$$

onde  $p_{\text{pivô}}$  é o volume específico no ponto pivô e  $p_{\text{pivô}}$  é a tensão média normal no ponto pivô (Figura 15).

Embora faça parte do espaço  $\nu$ - $\ln(p)$  na composição do modelo, assim como  $N$  e  $\lambda$ , o parâmetro  $k$  não foi discutido nas investigações de Hettiaratchi (1987) e Petersen (1993). Quando citado por O'Sullivan et al. (1994), O'Sullivan & Robertson (1996) e Défossez et al. (2003), há um consenso de que a variação do parâmetro  $k$  é muito pequena com relação ao teor de água e apontada como insignificante. O'Sullivan & Robertson (1996) e Défossez et al. (2003) não encontraram variações significativas para  $k$  com o teor de água para solos com diferentes teores de argila, enquanto O'Sullivan et al. (1999) sugere a estimativa de  $k$  em função da umidade gravimétrica. Já O'Sullivan & Robertson (1996) apontaram uma leve tendência da variação de  $k$  com relação ao  $\nu$  inicial, ou  $D_s$ , mas seus dados foram insuficientes para propor uma equação. A variação de  $k$  com relação a  $D_s$  foi constatada experimentalmente por Leeson & Campbell (1983), ao passo que,  $k$  diminui com o aumento da  $D_s$ , tendendo a zero em densidades mais elevadas; uma equação foi proposta.

A variação do parâmetro  $k$  para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  com relação a  $D_s$  e  $b$  é dada na Figura 16. Apenas para  $D_s$  e  $b$ ,  $k$  apresentou padrão de variação. No entanto, a tentativa de ajuste de um modelo não respondeu mais que 45% da variação de  $k$ . Esses resultados vão de encontro aqueles encontrados por O'Sullivan et al. (1994), O'Sullivan & Robertson (1996) e Défossez et al. (2003), que não conseguiram um ajuste matemático para  $k$ . Como dado por O'Sullivan et al. (1999), a variação  $k$  poderia envolver relações com  $\lambda_n$ ,  $U_g$  e o limite de plasticidade determinado por penetrômetro (Campbell, 1976). Aqui, tentativas de ajustes foram feitas com  $\lambda_n$  e  $U_g$ , mas limite de plasticidade não foi medido nesse estudo.

Como as variáveis usadas para explicar a variação de  $N$  não foram suficientes para explicar a variação de  $k$ , foram assumidos valores médios de  $k$  para cada um dos solos. Os modelos para estimativas de  $N$  e  $\lambda_n$ , assim como os valores médio de  $k$  são resumidos na Tabela 5.

**Tabela 5.** Estimativas para os parâmetros mecânicos  $N$ ,  $\lambda_n$  e  $k$  para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ .

Solo	Parâmetro	Estimativa	R <sup>2</sup>
A <sub>200</sub>	$N$	$4,775 - 1,613D_s - 0,551b + 0,3147b^2 - 0,052b^3$	0,72
	$\lambda_n$	$(N-1,510)/6,50$	-
	$k$	0,0155	-
A <sub>320</sub>	$N$	$2,578 - 2,060D_s + 5,730b - 4,410b^2 + 1,408b^3 - 0,1583b^4$	0,75
	$\lambda_n$	$(N-1,615)/6,55$	-
	$k$	0,0170	-

Nota: com  $b$  tomado como  $\log_{10}(h)$

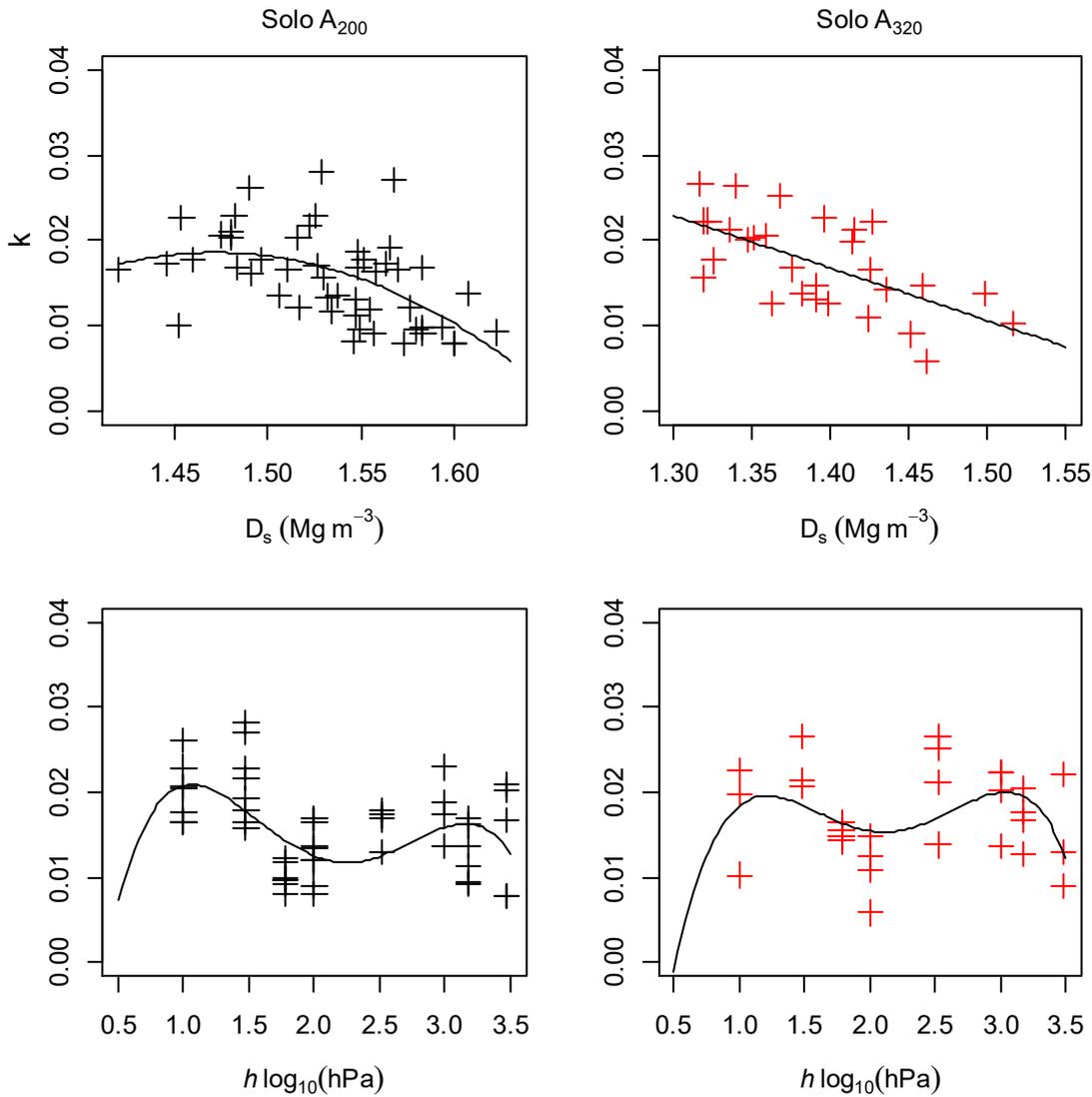


Figura 16. Variação e tendências do parâmetro  $k$  em relação a  $D_s$  e  $h$  para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub>.

## 4.2. Simulações com o modelo SoilFlex-LLWR

### 4.2.1. Área de contato e propagação das tensões

Foram realizadas simulações para estimativa da área de contato e da distribuição das tensões sobre a área de contato, conforme Keller (2005), de acordo com os parâmetros de máquina-pneu especificados na Tabela 6. A área de contato ( $A$ ) e a tensão máxima ( $\sigma_{\max}$ ) sobre a área de contato, resultados das simulações para os pneus dianteiro e traseiro, são dados em detalhes na Tabela 7.

As simulações apontam para diferentes tamanhos e formas de área de contato, quando se observa um formato geometricamente retangular para o pneu dianteiro, e outro circular ou elipsoidal para o pneu traseiro (Figura 17). Naturalmente, a distinção entre os formatos e tamanhos é esperada para pneus com especificações diferentes, uma vez que no modelo de Keller (2005), a forma é governada pela carga por roda ( $W$ ) e diâmetro do pneu ( $d$ ), enquanto que a área total é função do  $d$ , largura do pneu ( $L$ ), e a pressão de insuflagem ( $P$ ) e pressão de insuflagem

recomendada ( $P_{rec}$ ). É importante frisar que as fronteiras e o tamanho da área de contato são um dos componentes determinantes para propagação da tensão em modelos de compactação, conforme apontado por Keller et al. (2007) e Schjønning et al. (2008). A carga da roda é aplicada sobre a área para transmitir a tensão em direção ao solo, motivo pelo qual os detalhes da área de contato (Tabela 7) são constantemente estudados (Keller 2005; Keller et al., 2007; Schjønning et al., 2008) e aqui colocados.

**Tabela 6.** Parâmetros de máquina-pneu usados para estimativa da tensão aplicada por um colhedora John Deer – Hydro 1175 via modelo SoilFlex.

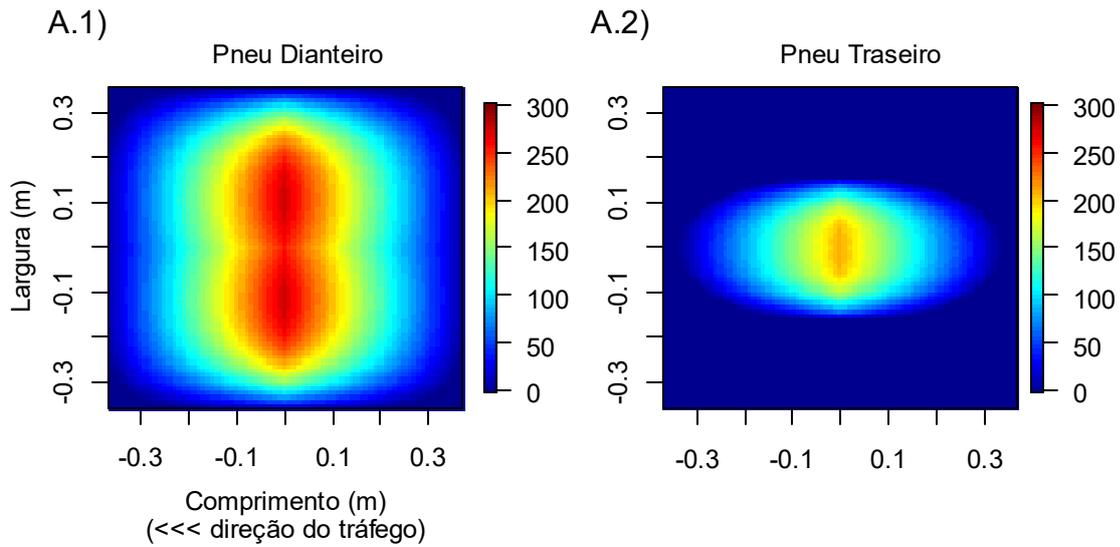
Parâmetros de máquina	Pneu	
	Dianteiro	Traseiro
Pressão de insuflagem (kPa) <sup>a</sup>	190	140
Pressão de insuflagem recomendada (kPa) <sup>b</sup>	180	183
Diâmetro do pneu (m) <sup>a, b</sup>	1,64	1,16
Largura do pneu (m) <sup>a, b</sup>	0,72	0,32
Carga por roda (kN) <sup>b</sup>	43,3 (4.410 kg)	10,8 (1.100 kg)

<sup>a</sup>medido; <sup>b</sup>de acordo com o catálogo do fabricante

**Tabela 7.** A área de contato ( $\mathcal{A}$ ) e tensão máxima ( $\sigma_{max}$ ) aplicada sobre a área de contato, resultados da simulação, conforme Keller (2005), de acordo com as especificações dos pneus dianteiro e traseiro.

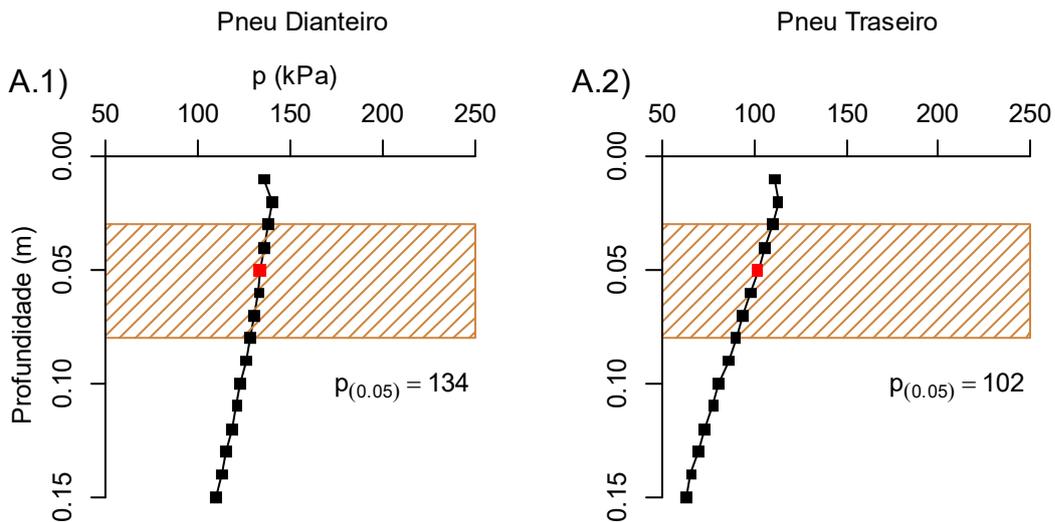
Parâmetro	Pneu	
	Dianteiro	Traseiro
Área de contato ( $\mathcal{A}$ ), m <sup>2</sup>	0,52	0,18
Tensão máxima ( $\sigma_{max}$ ), kPa	278	211

Em outro detalhe importante, a  $\sigma_{max}$  no pneu dianteiro é maior que no pneu traseiro (Tabela 7), também resultado das especificações da máquina-pneu. A distribuição das tensões sobre a área de contato podem ser observadas na Figura 17. Note que, no pneu dianteiro, a  $\sigma_{max}$  ocorre, imediatamente ao lado do centro do pneu, em direção a largura, enquanto que do pneu traseiro, a  $\sigma_{max}$  ocorre no centro do pneu. Na prática, isso demonstra que, de acordo com os modelos de Keller (2005), a distribuição na área de contato não ocorre de forma uniforme, e varia conforme as especificações do pneu. Em comparação, a  $\sigma_{max}$  no pneu dianteiro superou em aproximadamente 70 kPa a  $\sigma_{max}$  do pneu traseiro (Tabela 7).



**Figura 17.** Distribuição das tensões (kPa) na área de contato dos pneus dianteiros e traseiro, conforme o modelo de Keller (2005).

A tensão em direção do solo foi propagada abaixo do centro do pneu, tomando-se as distribuições na área de contato, de acordo com Söhne (1953), em termos de  $p$ , onde o fator de concentração ( $\xi$ ) foi adotado como 5, para solo firme (O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007). A  $\sigma$  atuante na camada analisada foi considerada como sendo aquela calculada em 0,05 m de profundidade (Figura 18), a qual estaria próxima ao respectivo centro da amostra (0,02 m). As simulações mostraram que o pneu dianteiro aplicou  $p = 134$  kPa na respectiva profundidade, enquanto o pneu traseiro aplicou  $p = 102$  kPa (Figura 17).



**Figura 18.** Propagação da tensão em direção ao solo para os pneus dianteiro (A.1) e traseiro (A.2), conforme Söhne (1953), dados em termos de tensão média normal,  $p$ ,  $p$  em 0,05 m, considerada como a tensão atuante na camada.

#### 4.2.2. Variações de $D_s$ (medições e simulações)

Estimados os valores de  $p$  que agem sobre a profundidade analisada, conforme a Figura 18, alterações na  $D_s$  foram medidas em campo antes e após a passagem da colhedora para o solo  $A_{200}$ . O modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) foi usado para estabelecer as relações de tensão-deformação por efeito da passagem da máquina. Os modelos ajustados para o solo  $A_{200}$ , resultado dos testes de compressão, foram usados para estimar os parâmetros  $N$ ,  $\lambda_n$  e  $k$ , conforme a Tabela 5. Os valores de  $k'$  e  $m$  foram calculados conforme O'Sullivan & Robertson (1996) (detalhes na metodologia). A  $D_s$  medida antes do tráfego nos 10 blocos, assim como  $h$ , foram usados para alimentar o modelo e computar os valores dos parâmetros. Um resumo dos valores usados na simulação é dado na Tabela 8.

Note que, a Tabela 8 traz valores para estimativas dos parâmetros mecânicos para as passagens dos pneus dianteiro e traseiro. Os valores estimados para computar os efeitos da passagem do pneu dianteiro foram tomados em campo, antes da passagem da máquina. Conforme verificado nas equações ajudadas para os parâmetros mecânicos do solo (Tabela 5), tais parâmetros variam em função da  $D_s$  e  $h$ . Conforme os resultados da simulação, a passagem do pneu dianteiro alterou a densidade do solo, e este resultado foi portanto usado para calcular os parâmetros de entrada para simular o efeito do pneu traseiro. Veja que, o modelo de estimativa dos parâmetros mecânicos (Tabela 5) requer tanto a  $D_s$  como  $h$ , no entanto, estimativas ou medições de  $h$  após a passagem do pneu dianteiro não foram possíveis dentro desse estudo. A Tabela 8 resume os parâmetros estimados conforme as equações da Tabela 5 para o pneu dianteiro, e para o pneu traseiro, trazendo os parâmetros e densidade ( $D_s$ ) obtidas antes da passagem da máquina, para o pneu dianteiro, assim como aqueles, resultado da simulação para do pneu dianteiro, para o pneu traseiro.

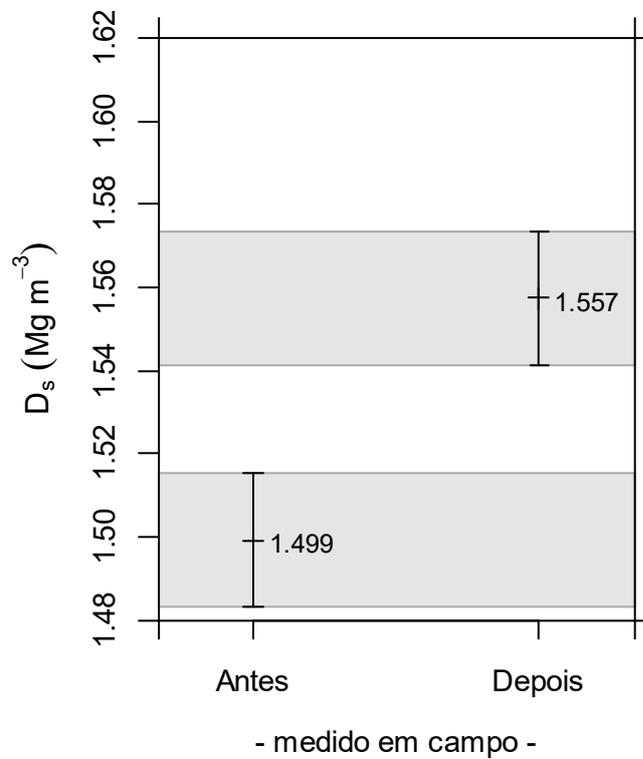
**Tabela 8.** Parâmetros mecânicos do solo usados para simulação das variações de densidade do solo por efeito da passagem dos pneus dianteiro e traseiros da colhedora no campo experimental.

Parâmetros do solo	Pneu Dianteiro	Pneu Traseiro
$N$ (-)	2,098 (0,065)	2,022 (0,036)
$\lambda_n$ [ln (kPa <sup>-1</sup> )]	0,090 (0,010)	0,078 (0,005)
$k$ [ln (kPa <sup>-1</sup> )]	0,0155	0,0155
$k'$ [ln (kPa <sup>-1</sup> )]	0,037 (0,002)	0,034 (0,001)
$m$ [ln (kPa <sup>-1</sup> )]	1,3	1,3
$D_p$ (Mg m <sup>-3</sup> )	2,67	2,67
$D_s$ (Mg m <sup>-3</sup> )	1,50 (0,04)	1,55 (0,02)
$h$ (hPa)	126 (21)	126 (21)

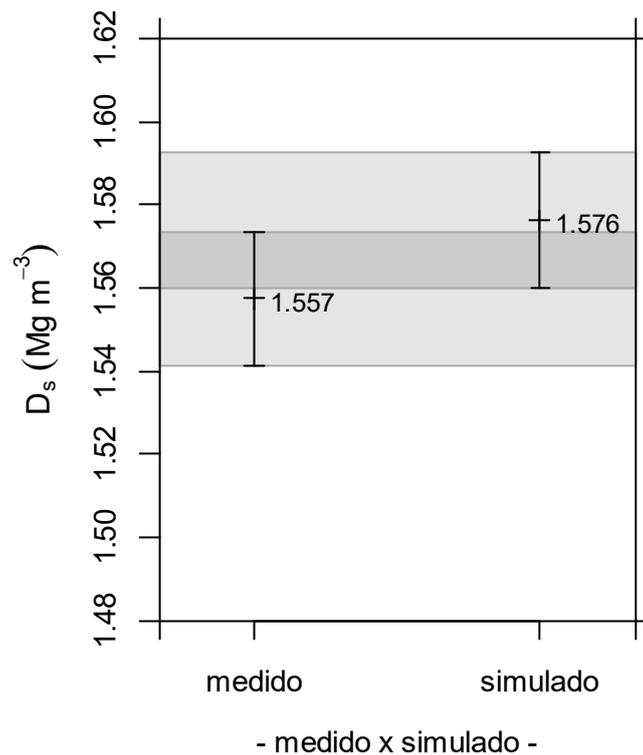
$N$ : volume específico em  $p=1$  kPa;  $\lambda_n$ : índice de compressão;  $k$ : índice de recompressão;  $k'$ : inclinação da RCL;  $m$ : separação da YL e VCL;  $D_p$ : densidade de partículas;  $D_s$ : densidade do solo;  $h$ : sucção matricial. Para mais detalhes, consultar a Figura 7.

Comparações entre as medições de antes e depois da passagem da colhedora mostraram que houve incremento na  $D_s$  média ( $n = 10$ ). A média de  $D_s$  antes da passagem da colhedora foi de aproximadamente  $1,50 \text{ Mg m}^{-3}$ , e depois da passagem da máquina aumentou para  $1,56 \text{ Mg m}^{-3}$ . Essa diferença foi estatisticamente diferente, testada via intervalo de confiança, conforme a Figura 19. A média da  $D_s$  depois da passagem da máquina apresentada na Figura 19 considera a passagem dos pneus dianteiro e traseiro, computando o efeito total.

A Figura 20 mostra as comparações entre as médias de  $D_s$  avaliadas e simuladas para depois do tráfego. As médias consideram os efeitos dos pneus dianteiro e traseiro para computar a média final, tanto para as medições quanto para as simulações. Note que, há uma pequena diferença entre as médias, com as simulações sobrestimando as medições em aproximadamente  $0,03 \text{ Mg m}^{-3}$ . No entanto, as médias não são consideradas diferentes, estatisticamente, conforme sobreposição dos intervalos de confiança para as médias.

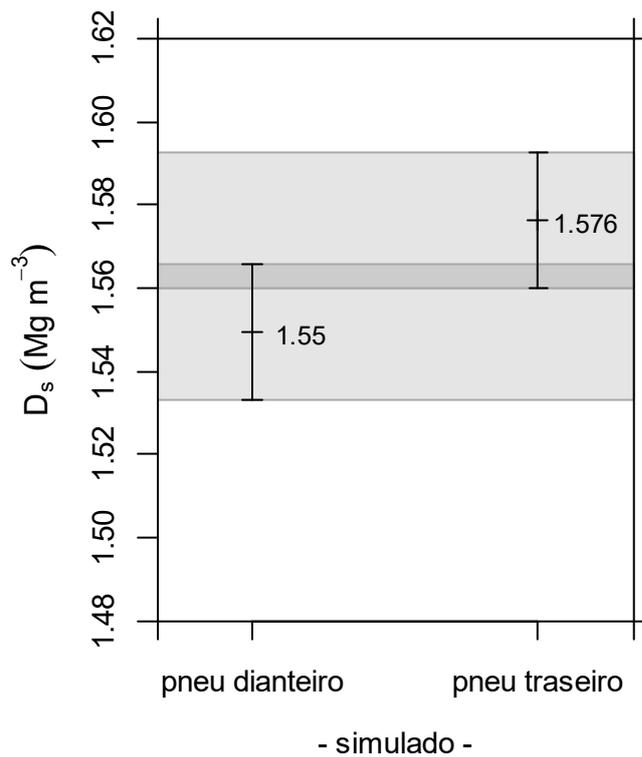


**Figura 19.** Médias ( $n = 10$ ) de densidade do solo ( $D_s$ ) medidas antes e depois da passagem da máquina para o solo  $A_{200}$ . As médias são consideradas iguais quando há sobreposição dos intervalos de confiança.



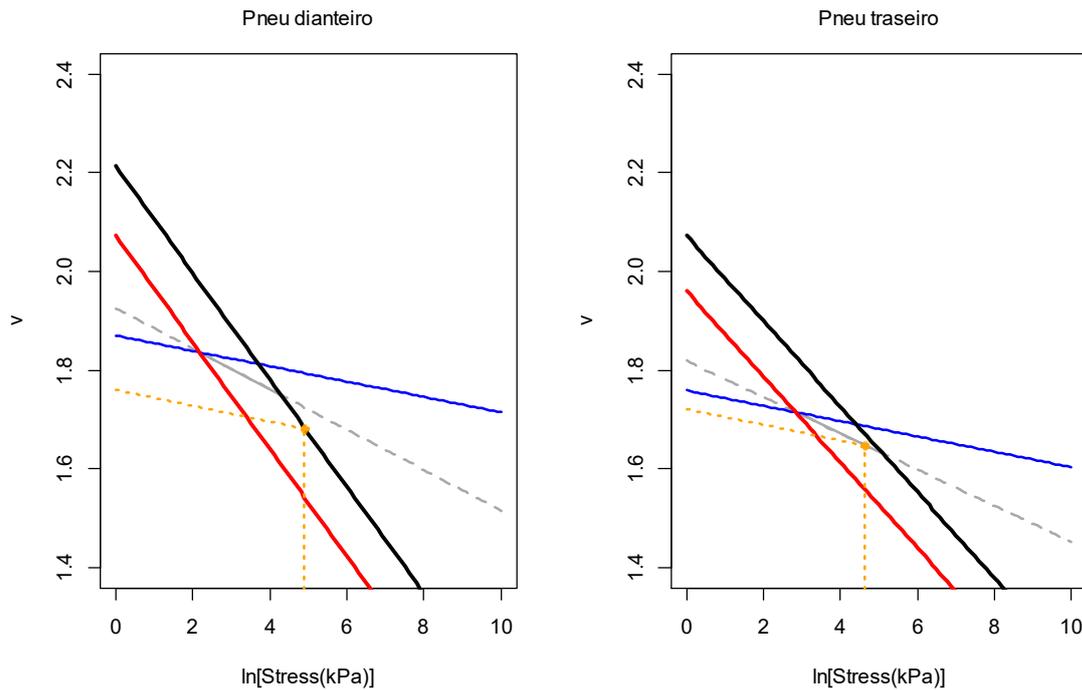
**Figura 20.** Médias ( $n = 10$ ) de densidade do solo ( $D_s$ ) medidas e simuladas para depois da passagem da máquina para o solo  $A_{200}$ . As médias são consideradas iguais quando há sobreposição dos intervalos de confiança.

As simulações para  $D_s$  média que computam os efeitos separados dos pneus dianteiro e traseiro são apresentadas da Figura 21. Note que, mais importante que verificar diferenças estatísticas entre os pneus dianteiro e traseiro, é observar que houve incremento de  $D_s$  da passagem do pneu dianteiro par o pneu traseiro. A Figura 18, discutida anteriormente, mostra que a tensão aplicada pelo pneu dianteiro foi de 134 kPa, enquanto pelo pneu traseiro foi de 102 kPa. Tal resultado é importante no que tange múltiplas passadas. Dependendo do modelo utilizado para caracterizar as relações de tensão-deformação, o efeito do pneu dianteiro (134 kPa) seria absoluto, e qualquer tensão menor que esta levaria a carga a agir sobre a linha de recompressão (zona elástica), e nenhum efeito de incremento de  $D_s$  seria esperado, uma vez que estas seriam completamente recuperáveis. O incremento observado na Figura 21 deve-se, portanto, as deformações residuais (Keller et al., 2012) que podem ocorrer antes da  $\sigma_p$ , dadas pela linha de inclinação  $k'$ , no espaço  $\nu$ - $\ln(p)$  do modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) (Figura 7). Estes resultados mostram que múltiplas passadas, causadas pelos pneus da mesma máquina, poderiam causar incrementos de  $D_s$ , mesmo com tensões menores que aquelas aplicadas em passagens anteriores (Figura 21).



**Figura 21.** Médias ( $n = 10$ ) de densidade do solo ( $D_s$ ) simuladas para os pneus dianteiro e traseiro para o solo  $A_{200}$ . As médias são consideradas iguais quando há sobreposição dos intervalos de confiança.

A variação média de volume dentro do espaço  $\nu$ - $\ln(p)$ , ocorrida após a aplicação das tensões via pneu dianteiro e traseiro são dadas na Figura 22. Note que, para o pneu dianteiro, a  $\sigma$  de 134 kPa ( $\ln(p)$ ) (linha laranja) age sobre a VCL (linha preta) e se recupera segundo a inclinação da linha de recompressão (linha azul). Para o pneu traseiro, a tensão aplicada pelo pneu dianteiro muda o arranjo das retas (uma vez que  $D_s$  foi alterada) no espaço  $\nu$ - $\ln(p)$ ; a  $D_s$  inicial para esse espaço é portanto a final obtida após passagem do pneu dianteiro. Os parâmetros mecânicos rearranjam as retas, e  $\sigma$  de 102 kPa aplicada pelo pneu traseiro age sobre a linha de inclinação  $k'$  (linha cinza), com leve recuperação dada pela inclinação da linha de recompressão. Tal movimento é o princípio do modelo de O'Sullivan & Robertson (1996) e explica a variação de  $D_s$  apresentada na Figura 21.



**Figura 22.** A variação média de volume dentro do espaço  $v\text{-ln}(p)$  ocorrida após a aplicação das tensões via pneu dianteiro e traseiro. Detalhes sobre cada uma das linhas na Figura 7.

As comparações entre medições antes e depois ( $D_s$ ) da passagem da máquina (Figura 19) mostraram que a tensão aplicada pela colhedora (Figura 18) foi suficiente para incrementar a  $D_s$  sob as condições iniciais da Tabela 8. Na prática, os resultados demonstram que tal solo estaria susceptível a compactação sob operações de tráfego dentro dos níveis de tensão aqui analisados. No entanto, os limites de carga e características do solo, que são usados como indicadores de tráfego, não são fáceis de serem determinados. Variações de solo e máquina poderiam ser fatorialmente estudados e as conclusões trariam certamente condições que em o solo foi e não foi adicionalmente compactado. Em outras palavras, a aproximação da predição da compactação torna-se muito difícil sem que haja análise da interação tensão-deformação, que no campo traduz-se na relação solo-máquina.

O resultado da Figura 19 torna-se útil quando um mecanismo de aproximação ou predição é utilizado. Isto é, medições antes e depois da passagem precisam ser localizadas em modelos que descrevem o comportamento do solo, para que outros cenários possam ser analisados. Na prática, sem associar a tensão aplicada pela máquina, qualquer pequena mudança na pressão de insuflagem do pneu poderia levar a interpretações de que o solo seria pouco susceptível a compactação, por não apresentar variações entre antes e depois da passagem da máquina, por exemplo.

Na Figura 20, os bons resultados obtidos na comparação entre medições e simulações mostram que a predição dos efeitos (variação de  $D_s$ ) seria possível usando modelos de compactação. O'Sullivan et al. (1999), Defossez et al. (2003), Keller et al. (2007), Berisso et al. (2013) e Keller et al. (2015) usaram modelos para avaliar o efeito da passagem de máquinas sobre a  $D_s$  e outros indicadores físicos do solo e verificaram similaridades entre medições e simulações. Entretanto, a precisão dos modelos ainda é afetada principalmente por solos muito "soltos", pulverizados, onde a  $D_s$  é muito baixa, e em zonas sob ação das garras do pneu, como observado por O'Sullivan et al. (1999), assim como pela omissão de deslocamentos laterais nos cálculos envolvidos (Defossez et al., 2003; Keller

et al., 2007). Todavia, O'Sullivan et al. (1999) colocam que os modelos de compactação são em sua essência desenvolvidos para aplicar as teorias que governam os estados de tensão-deformação, e alta precisão não deve ser esperada em escala de campo.

A Figura 21 mostra que o modelo de O'Sullivan et al. (1999) é sensível para computar variação de volume para tensões aplicadas antes mesmo da  $\sigma_p$ . Em análise dos efeitos causados sobre a  $D_s$  pelo pneu dianteiro e traseiro (Figura 21), um pequeno incremento pode ser observado para uma tensão menor que aquela aplicada anteriormente (Figura 21, 22). Outros modelos de tensão-deformação, como aqueles desenvolvidos por Larsson et al. (1980) e Bailey & Johnson (1989), disponíveis opcionalmente no modelo SoilFlex, negligenciariam tal efeito e computariam a ação da tensão aplicada pelo pneu traseiro como atuando na zona elástica ou de recompressão. Essa variação de  $D_s$  antes da  $\sigma_p$  foi observada experimentalmente por O'Sullivan et al. (1994) e Keller et al. (2012).

#### 4.2.3. Ampliando os cenários de variações de $D_s$ e IHO (simulações)

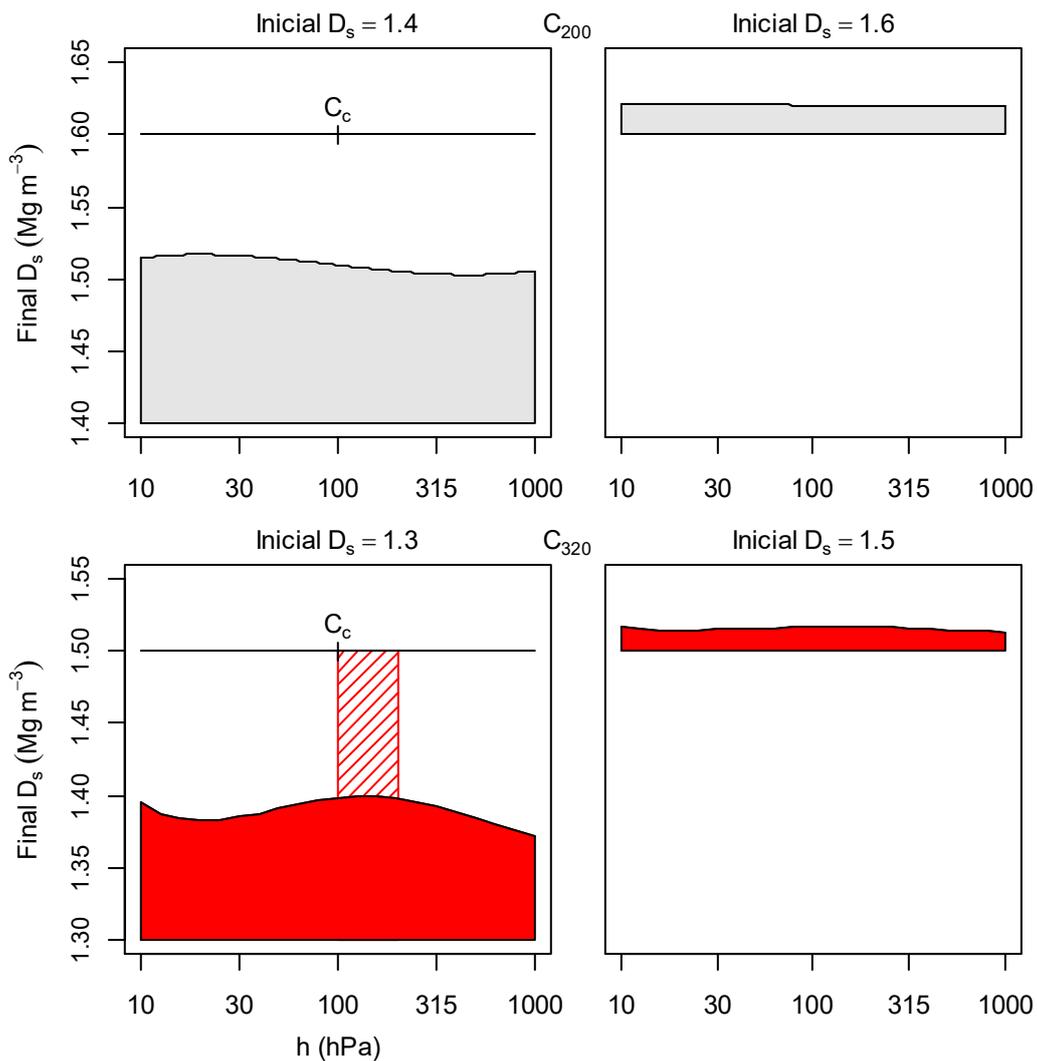
As comparações entre as medições e simulações (Figura 20) mostraram que a aproximação da variação de  $D_s$  pode ser feita usando estimativas via modelo SoilFlex, e não apenas pelos resultados aqui observados, mas também por aqueles apresentados por O'Sullivan et al. (1999), Defossez et al. (2003), Keller et al. (2007), Berisso et al. (2013) e Keller et al. (2015). Em face dessa aproximação e similaridade entre medições e simulações, os cenários de variação de  $D_s$  foram ampliados, assim como a estimativa dos efeitos dessa variação na qualidade física do solo. O intervalo hídrico ótimo (IHO) foi, portanto, usado para avaliar o efeito da passagem da máquina na disponibilidade de água, estimado usando as variações de densidade, via modelo SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2015). Os cenários foram ampliados de tal forma que, o efeito da passagem da máquina foi avaliado sobre a variação de  $D_s$  e IHO ao longo das sucções matriciais de 10-1.000 hPa (1-3, em escala  $\log_{10}$ ), partindo de três diferentes densidades iniciais, para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , usando as equações da Tabela 5. O resumo dos cenários, para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , é dado na Tabela 9.

**Tabela 9.** Resumo dos cenários ampliados em simulações para avaliar os efeitos da passagem dos pneu dianteiro sobre a variação de  $D_s$  e IHO, nos solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , via modelo SoilFlex-LLWR.

Solo	Inicial $D_s$ ( $Mg\ m^{-3}$ )	$\log_{10}[h(\text{hPa})]$	$p(\text{kPa})^*$
$A_{200}$	1,40	1-3	134
	1,60		
$A_{320}$	1,30		
	1,50		

\* $p$ : tensão do pneu dianteiro (Figura 18)

Os parâmetros de para estimativa do IHO, necessários para alimentar o modelo SoilFlex-LLWR, foram tomados como:  $C_c = 100$  hPa,  $P_a = 0,1\ m^3\ m^{-3}$ ,  $RP_{lim} = 2,0$  MPa e  $P_m = 15.000$  hPa; onde  $C_c$  é capacidade de campo,  $P_a$  é porosidade de aeração,  $RP_{lim}$  é a resistência a penetração limitante e  $P_m$  é o ponto de murcha permanente (Silva et al., 1994). A densidade de partículas foi tomada para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  conforme a Tabela 4. A opção escolhida para estimativa do IHO, de acordo com os parâmetros destacados, foi o modelo para solos brasileiros, conforme Silva et al. (2008), disponível opcionalmente no modelo SoilFlex-LLWR.

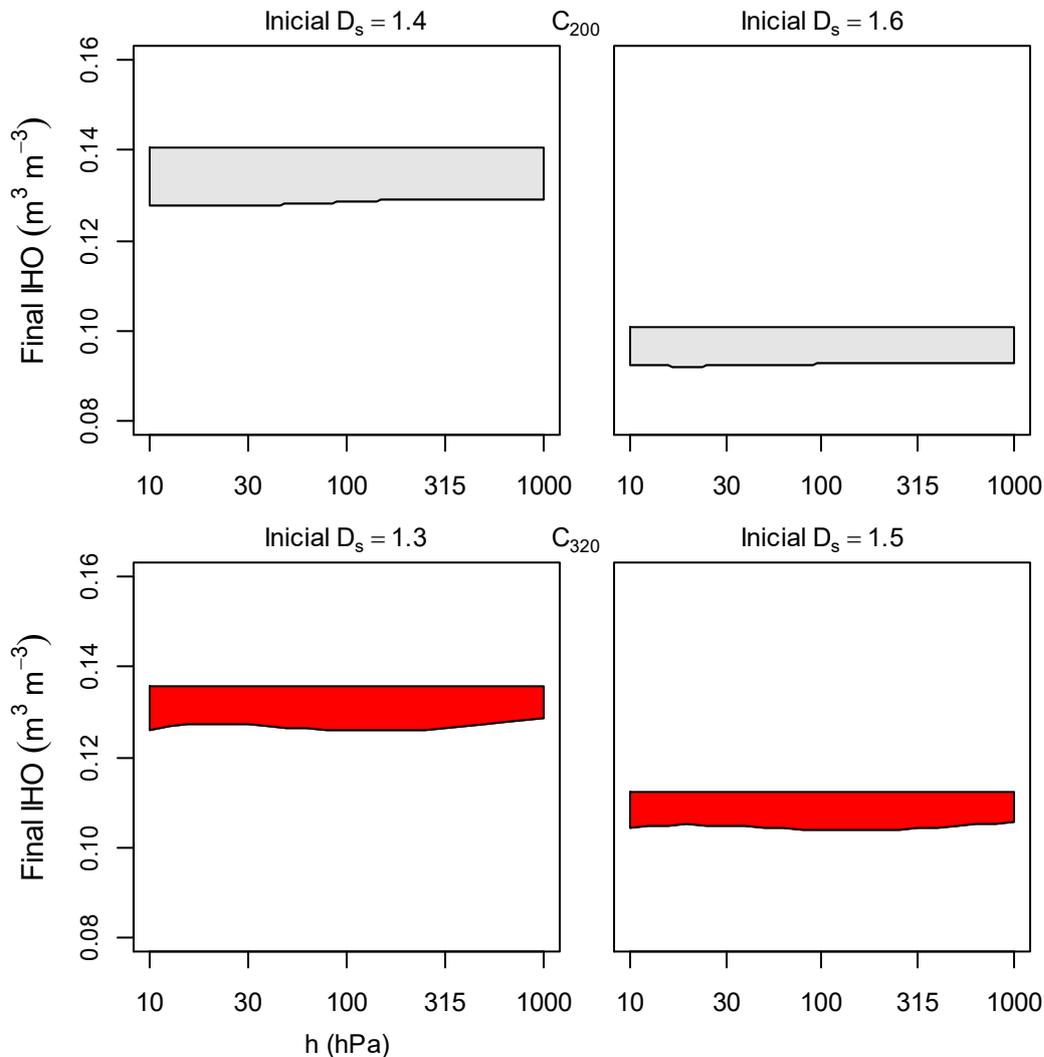


**Figura 23.** Distribuição da densidade final ( $D_s$ ) ao longo das suções matriciais ( $h$ ) por efeito da aplicação da tensão do pneu dianteiro da colhedora, em função de diferentes densidades iniciais para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ . A área sombreada mostra a magnitude do incremento em relação a  $D_s$  inicial.

A Figura 23 mostra a variação de  $D_s$  final ao longo das suções de 1-3 ( $\log_{10}$ ) pela aplicação da tensão  $p$ , para diferentes  $D_s$  iniciais nos solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$  (Tabela 9). A fim de facilitar a interpretação, os valores de  $h$  foram plotados em hPa, ao invés de  $\log_{10}(h)$ , que é a unidade de entrada requerida nas funções que estimam os parâmetros mecânicos, e que foi usada para projetar os cenários. As simulações mostraram que para as menores  $D_s$  iniciais, 1,40 e 1,30  $\text{Mg m}^{-3}$ , a  $D_s$  final aumentou para aproximadamente 1,50 e 1,40  $\text{Mg m}^{-3}$ , para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , respectivamente. A área sombreada aponta a  $D_s$  partindo de seu respectivo valor inicial, conforme os cenários, até alcançar do valor final, resultado da mudança de volume dada pela aplicação da tensão. Para as maiores  $D_s$  iniciais, 1,60 e 1,50  $\text{Mg m}^{-3}$ , houve um pequeno incremento de aproximadamente 0,02  $\text{Mg m}^{-3}$ , sendo similar para ambos de solos.

Para a análise dos efeitos ao longo de  $h$ , a curva foi dividida e duas partes: antes e depois da capacidade de campo ( $C_c$ ). O efeito de  $h$  é melhor visualizado sobre as  $D_s$  iniciais mais baixas (1,40 e 1,30  $\text{Mg m}^{-3}$ , Figura 23). Note

que, para o solo  $A_{200}$ , o efeito de  $b$  é baixo, mas ainda assim, é possível verificar maiores valores de  $D_s$  final antes da  $C_c$ , bem próximo a saturação. Para o solo  $A_{320}$ , há uma zona onde ocorrem os maiores valores de  $D_s$  final, e esta zona estaria por volta da  $C_c$ , como destacado na Figura 23. Esta seria uma zona ou intervalo crítico de  $b$  para o tráfego, onde o risco de compactação seria máximo.



**Figura 24.** Distribuição do IHO ao longo de  $\log_{10}(b)$  por efeito da aplicação da tensão do pneu dianteiro da colhedora em função de diferentes densidades iniciais ( $iD_s$ ) para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ .

A Figura 24 mostra a variação do IHO partindo das correspondentes  $D_s$  iniciais, conforme os cenários da Tabela 9. A área sombreada identifica o IHO partindo de seu respectivo valor inicial, até alcançar o valor final, resultado da variação de  $D_s$  em função da aplicação da carga. Note que, as variações são bastante semelhantes sob todos os cenários (Figura 24), mas esta variação não corresponde aquela observada para  $D_s$  (Figura 23), sob os mesmos cenários. Estes resultados indicam que, as pequenas variações de  $D_s$ , foram tão degradantes para o solo quanto as maiores variações, e esse processo foi governado pela  $D_s$  inicial.

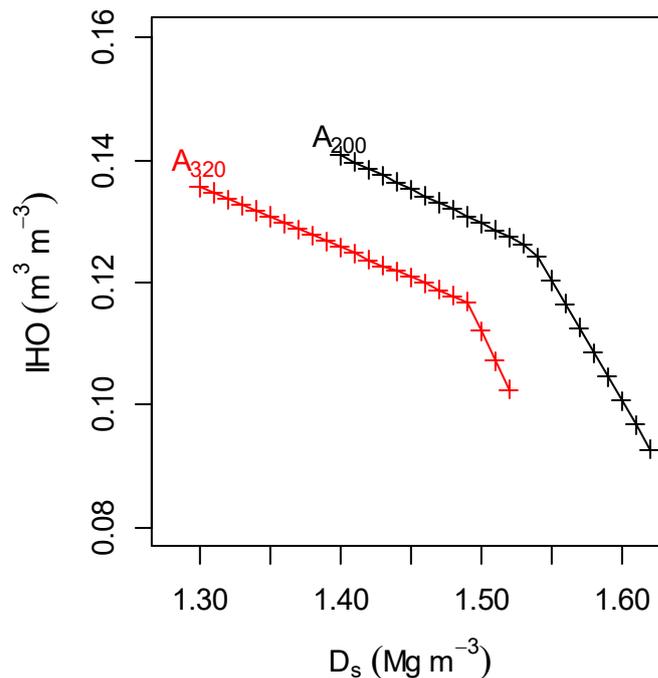
A relação que acontece entre a variação da  $D_s$  final em função da  $D_s$  inicial e  $b$  (Figura 23) foram resultados da atuação da tensão aplicada sobre um dado ponto no espaço  $\nu\text{-}\ln(p)$ , como exemplificado na Figura 22.

Sob densidades mais baixas, combinada com um dado valor de  $h$ , os parâmetros mecânicos são arranjados de tal forma que a tensão aplicada (134 kPa) atua na VCL; os parâmetros sofrem então mudanças com o aumento da densidade ( $D_s$  iniciais mais altas) e a tensão passa a atuar no espaço de inclinação  $k'$ , resultando em menor variação de  $D_s$ . Entretanto, é importante levantar que, tais padrões podem variar dependendo da carga aplicada, levando tensões mais baixas a atuarem até mesmo sob a zona elástica, onde nenhuma mudança de  $D_s$  seria observada (O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007).

Para cada valor de  $D_s$  inicial, uma dada variação de  $D_s$  final é observada ao longo de  $h$  (Figura 23). Tal variação aponta para um ponto ou zona que seria mais susceptível a compactação por efeito do tráfego. Em comparação, note que, tais zonas seriam diferentes para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ , em uma relação que depende, portanto, da textura. Não é difícil encontrar resultados na literatura que relacionam o risco de compactação ao conteúdo de água, seja medindo a capacidade de suporte de carga do solo (Imhoff et al., 2004; Pereira et al., 2007; Cavalieri et al., 2008; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014), ou até mesmo descrevendo toda curva de compressão. Hettiaratchi (1987), Petersen (1993) e Defosse et al. (2003) encontraram tais relações medindo parâmetros mecânicos do solo, e Leeson & Campbell (1993) relatam que a detecção de picos de susceptibilidade em função do teor de água dentro desse campo de observação seria de fundamental importância para prevenção da compactação do solo. Segundo de O'Sullivan et al. (1994), a ocorrência desse ponto envolveria os estados de consistência do solo, como o limite de plasticidade e liquidez. Os limites de consistência não foram medidos nesse estudo, mas em teoria, O'Sullivan et al. (1994) constata que mudanças no comportamento mecânico do solo foram observadas exatamente quando o solo atingiu seu estado plástico.

Como a tensão aplicada alterou os padrões de  $D_s$ , essas mudanças causaram consequentes variações sobre o IHO. Embora a relação entre IHO e densidade seja bastante conhecida (Silva et al., 1994; Guedes Filho et al., 2013; Keller et al., 2015; Lima et al., 2016), no que se refere ao efeito do tráfego e sobre pequenas variações de  $D_s$ , alterações desproporcionais de IHO podem acontecer (Figura 23, 24). Na prática, tal efeito evidencia que trafegar sobre altas densidades iniciais poderia trazer pequenos incrementos de  $D_s$ , mas pode alterar fortemente a disponibilidade de água, estimada pelo IHO.

A Figura 25 mostra a variação do IHO em relação aos alcances de densidades simuladas. É possível localizar o ponto onde a relação muda de inclinação e o IHO passa a ter uma taxa de decaimento maior, ao longo da  $D_s$ , para ambos os solos. Em tal relação, incrementos sob altas  $D_s$  resultariam em maiores variações no IHO, como observado na Figura 24. Em síntese, a relação sugere que a  $D_s$  e o IHO sejam estimados conjuntamente, quando a intenção for avaliar o efeito do tráfego sobre alterações físicas no solo. Em todo caso, tal observação pode não ser absoluta e generalizada, uma vez que o IHO depende do manejo do solo (Silva et al., 1994; Silva et al., 2008; Guedes Filho et al., 2014) e a relação com a  $D_s$  poderia simplesmente variar. Para tanto, as projeções feitas aqui estão de acordo com Silva et al. (2008), e podem ser tomadas como observações gerais. Esses resultados serão encontrados em simulações com o modelo SoilFlex-LLWR (Keller et al., 2015).

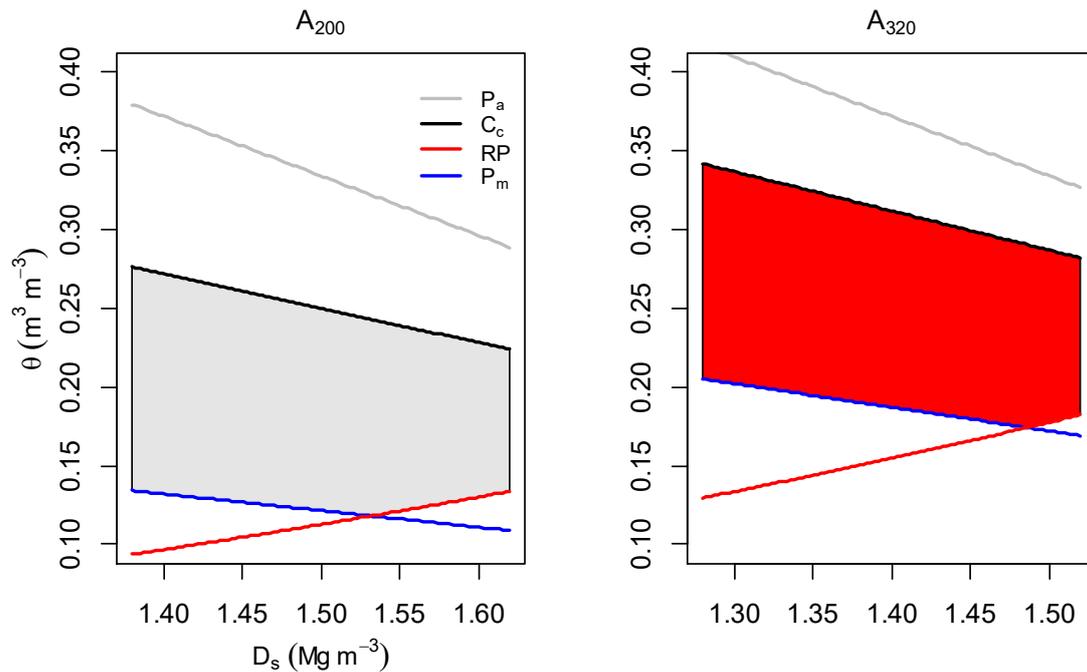


**Figura 25.** Variação do IHO em função da densidade ( $D_s$ ) para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub>. A relação mostra que os ambos são negativamente correlacionados, mas o IHO varia com relação a sua taxa de decaimento ao longo de um dados alcance de  $D_s$ .

A Figura 26 detalha o que fisicamente acontece com a disponibilidade de água sobre maiores valores de  $D_s$ , para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub>, segundo as equações dadas por Silva et al. (2008). Restrições impostas pela resistência à penetração (RP) seria o principal fator limitante e evidenciam que as pequenas variações observadas para a  $D_s$  (Figura 23) resultaram em imediato aumento na RP, e conseqüentemente em redução do IHO (Figura 24, 26).

A RP é uma medida direta da resistência que o solo oferece ao crescimento e alongamento radicular. Resultados experimentais mostram que a RP varia principalmente com a  $D_s$  e conteúdo de água (Silva et al., 2008; Vaz et al., 2011; Vaz et al., 2013). De acordo com o modelo de Silva et al. (2008), o IHO para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>320</sub> seria bastante sensível a RP para a partir das  $D_s$  de 1,53 e 1,48  $\text{Mg m}^{-3}$ , respectivamente (Figura 26). Segundo Tormena et al. (1998), a resistência crítica, ou aquela que começa a restringir o desenvolvimento das raízes não é consensual, mas  $RP = 2,0$  MPa tem sido frequentemente aceita como limitante ao crescimento das raízes (Silva et al., 1994; Tormena et al., 1998; Silva et al., 2008; Lima et al., 2016). Na prática, e de acordo Silva et al. (1994), em caso de incremento de  $D_s$ , como dado na Figura 23, o balanço de água deveria ser então reestabelecido para dentro dos limites do IHO, a fim de evitar limitações impostas pela resistência do solo à penetração das raízes.

Em teoria, de acordo com modelo SoilFlex-LLWR, incrementos na densidade do solo impactariam a manutenção do balanço de água no solo, estimada pelo IHO, a fim de se evitar limitações físicas para as plantas, com os decréscimos do IHO sendo esperados de acordo com a taxa de decaimento correspondente a uma certa faixa ou alcance de densidade. As maiores taxas de decréscimos no IHO acontecem sob altas densidades, com a RP sendo o principal fator limitante da disponibilidade de água para os solos estudados. Embora haja o conceito de densidade crítica para o IHO (Silva et al. 1994), o ponto onde a taxa de decaimento se torna maior (Figuras 25,26), seria um interessante ponto a ser estudado, uma vez que a partir de então, o IHO seria bastante sensível a pequenos incrementos de  $D_s$ .



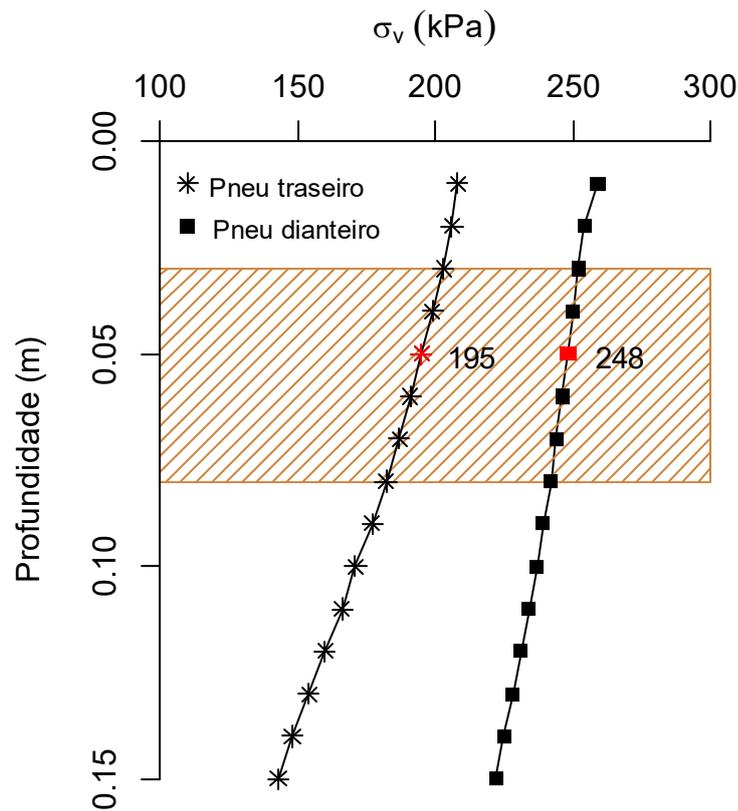
**Figura 26.** Limitações impostas pela  $C_c$  (capacidade de campo),  $P_a$  (porosidade de aeração),  $RP_{lim}$  (resistência a penetração limitante) e  $P_m$  (ponto de murcha permanente) na disponibilidade de água dada pelo IHO em função da densidade para os solos  $A_{200}$  e  $A_{320}$ .

### 4.3. Predição do risco de compactação

#### 4.3.1. Avaliação de zonas de risco usando o $\sigma_p$

Diferente da predição da alteração de volume, como dado pelos modelos de Larsson et al. (1980), Bailey & Johnson (1989) e O'Sullivan & Robertson (1996), em que o resultado final é uma variável que explore a relação massa-volume após aplicação de uma dada tensão, o risco de compactação tem sido estudado considerando apenas a capacidade de suporte de carga do solo, em um sistema que denote apenas o risco ou não de compactação por efeito do tráfego (Cavalieri et al., 2008; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). O risco de compactação tem como variável principal o  $\sigma_p$ , onde a compactação é esperada quando a tensão aplicada torna-se maior que o  $\sigma_p$  (Imhoff et al., 2004; Cavalieri et al., 2008; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014).

A tensão vertical ( $\sigma_v$ ) é aquela utilizada nos testes de compressão uniaxial e frequentemente tomada para construir a relação tensão-deformação via curva de compressão, de onde é extraída o  $\sigma_p$  (ver Figura 6). Estimativas da  $\sigma_v$  aplicada pela passagem da colhedora foram determinadas usando a área de contato calculada de acordo com Keller (2005) (Figura 17) e a propagação em direção ao solo conforme Söhne (1953) (Eq. 13). As simulações para estimativa da  $\sigma_v$  foram realizadas de acordo com os parâmetros da Tabela 6, com o fator de concentração,  $\xi$ , tomado como  $\xi = 5$ , conforme critérios de O'Sullivan et al. (1999).



**Figura 27.** Tensão vertical ( $\sigma_v$ ) estimada no perfil por efeito da passagem dos pneus dianteiro e traseiro da colhedora.

Os resultados das simulações mostraram que a  $\sigma_v$  para o pneu dianteiro (248 kPa) foi maior que aquela estimada para o pneu traseiro (195 kPa), na camada de 0,05 m, conforme a Figura 27. Tais variações são função das especificações do pneu, assim como da carga da roda (Tabela 6), variando conforme o princípio de estimativa do modelo de Keller (2005).

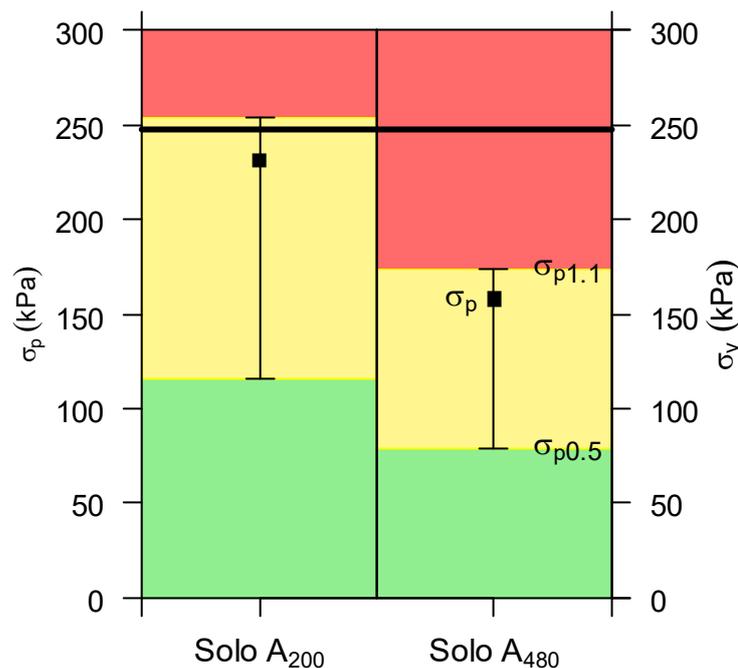
Sob o esquema experimental dado na Figura 9, valores de  $b$  ( $n = 10$ ) antes da passagem da máquina foram tomados para os solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ , a fim de estimar a  $\sigma_p$  de acordo com as equações dadas por Severiano et al. (2013) (Tabela 2). A variabilidade do teor de argila,  $D_s$  e  $b$  antes da passagem da máquina para as áreas  $A_{200}$  e  $A_{480}$  é dada na Tabela 10.

A  $\sigma_p$  foi assumida como sendo a resistência do solo a deformações plásticas (Imhoff et al., 2004; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014), e o risco de compactação foi analisado conforme critério adotado pelo modelo Terranimo (Terranimo, 2016; Stettler et al., 2014), onde para nível de tensão  $< \sigma_p 0,5$  (tensão  $< 50\%$  da  $\sigma_p$ ), não há risco de compactação; nível de tensão  $> \sigma_p 0,5$  e  $< \sigma_p 1,1$  (ou 50-110% da  $\sigma_p$ ), há considerável risco de compactação; e para tensões  $> \sigma_p 1,1$  (ou tensões  $> 110\%$  da  $\sigma_p$ ), a compactação certamente pode ser esperada. A Figura 28 traz as zonas de risco calculadas conforme o modelo Terranimo, usando a  $\sigma_p$  estimada por Severiano et al. (2013).

**Tabela 10.** Variabilidade do teor de argila,  $D_s$  e  $b$  antes da passagem da máquina para as áreas  $A_{200}$  e  $A_{480}$ .

Estatística	Solo $A_{200}$			Solo $A_{480}$		
	Argila g kg <sup>-1</sup>	$h$ hPa	$D_s$ Mg m <sup>-3</sup>	Argila g kg <sup>-1</sup>	$h$ hPa	$D_s$ Mg m <sup>-3</sup>
Média	200	126	1,49	480	162	1,18
Desvio Padrão	10	21	0,04	10	26	0,06

Como a tensão aplicada pelo pneu dianteiro foi superior (248 kPa) aquela aplicada pelo pneu traseiro (195 kPa), as comparações entre a  $\sigma_p$  e a  $\sigma_v$  foram baseadas sobre tal valor (248 kPa). Na Figura 28, naturalmente o solo  $A_{200}$  é mais resistente que o solo  $A_{480}$  (Imhoff et al., 2004; Saffih-Hdadi et al., 2009; Severiano et al., 2013), embora haja diferenças nos valores de  $b$  antes da passagem da máquina (Tabela 10). Para nossas condições experimentais, a  $\sigma_p$  do solo  $A_{200}$  é superior aquela observada para o solo  $A_{480}$ , o que resultou na elevação da zona de risco máxima, destacada pela área vermelha. Nestes cenários, compactação adicional é esperada para ambos os solos, uma vez que a linha que representa a  $\sigma_v$  cruza ambos os solos sob as áreas amarela e vermelha, dos solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ , respectivamente.

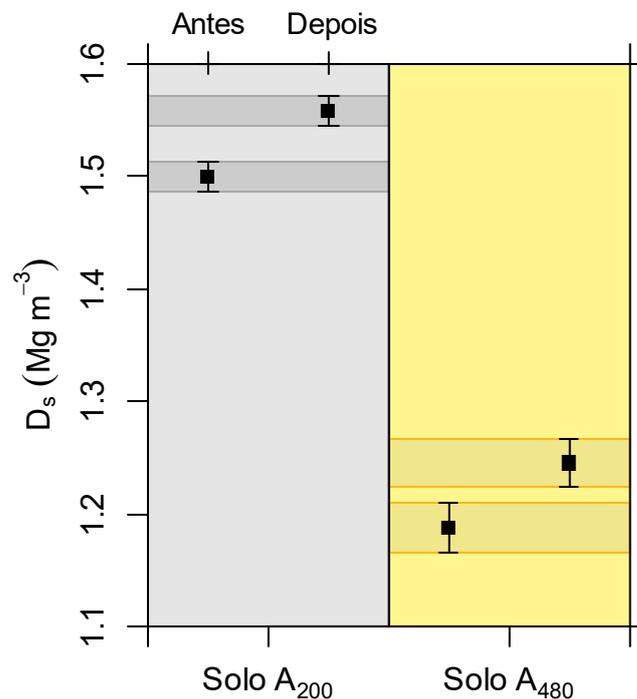


**Figura 28.** Zonas de risco compactação calculadas conforme o modelo Terranimo, usando a  $\sigma_p$  média ( $n = 10$ ) estimada por Severiano et al. (2013) em uma relação que envolve a  $\sigma_p$  e a  $\sigma_v$ . A linha horizontal (linha preta) representa a  $\sigma$  vertical aplicada pelo pneu dianteiro (248 kPa) da colhedora. *Zona verde:*  $\sigma < \sigma_p0,5$  (tensão < 50% da  $\sigma_p$ ), não há risco de compactação; *Zona amarela:*  $\sigma > \sigma_p0,5$  e  $< \sigma_p1,1$  (ou 50-110% da  $\sigma_p$ ), há considerável risco de compactação; *Zona vermelha:* e para  $\sigma > \sigma_p1,1$  (ou tensões > 110% da  $\sigma_p$ ), a compactação certamente pode ser esperada.

A sensibilidade das estimativas das zonas de risco foram testadas por comparar a  $D_s$  antes e depois do tráfego. A Figura 29 mostra as médias de  $D_s$  ( $n = 10$ ) obtidas para antes e depois da passagem da máquina para os solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ . É possível observar que houve diferença estatística (intervalos não se sobrepõem) para média de  $D_s$

por efeito da passagem da máquina em ambos os solos, comparadas via intervalo de confiança. Os resultados estariam, portanto, em concordância com o incremento de  $D_s$  esperado, sob avaliação que constata o risco de compactação conforme análise do diagrama de risco da Figura 28.

A simplicidade do modelo, baseada em um sistema que denota apenas o risco ou não de compactação, conduz também a uma simples avaliação da sua sensibilidade, sem mais detalhes sobre a magnitude das variações ou taxa de incremento de densidade, por exemplo. Sendo a  $\sigma_p$  o ponto que divide a curva de compressão em zonas elástica e plástica, o incremento de  $D_s$  após o tráfego, observado na Figura 29, certamente nos conduz a constatar que a tensão aplicada (248 kPa) pelo pneu agiu sobre a zona plástica ou virgem (VCL), e este cenário foi apontado pelo diagrama de decisão, conforme a Figura 28.



**Figura 29.** Intervalo de confiança para as médias de densidade do solo ( $D_s$ ) antes e depois da passagem da máquina para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>. As médias são consideradas iguais quando há sobreposição dos intervalos de confiança.

A avaliação da sensibilidade do sistema de decisão foi realizada sob texturas contrastantes (A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>, Figura 29), o que aponta que a avaliação do risco de compactação usando este princípio pode funcionar para um amplo teor de argila. A concordância aqui observada entre a predição e a variação esperada das medições em campo pode ser listada sob alguns principais motivos: a) predição realista da área de contato e consequente propagação das tensões em direção ao solo; b) aproximação da  $\sigma_p$  via funções de pedotransferências para a mesma classe de solo; c) e avaliação do risco de compactação por zona.

Assumindo-se que a distribuição das tensões sobre a área de contato não é uniforme, e a forma área de contato é melhor estimada pela super-elipse (Hallonborg 1996; Keller et al., 2005; Schjønning et al., 2008; Stettler et al., 2014), o modelo de Keller (2005) traz uma aproximação mais realista do contato pneu-solo. Segundo Hallonborg (1996), Keller (2005) e Schjønning et al. (2008), a precisão da estimativa da área de contato é de fundamental importância para o resultado da propagação da tensão em direção ao solo. Resultados da comparação entre

estimativas e medições de tensões sobre a área de contato modelada pela super-elipse podem ser encontradas em Keller (2005), Keller et al. (2007) e Schjønning et al. (2008).

A medição de parâmetros mecânicos em campo não é fácil e nem sempre é possível. Para tanto, a estimativa via funções pedotranferência tem se tornado uma alternativa para uma rápida predição. No entanto, a precisão da estimativa recai sobre o erro da função, que em caso de parâmetros mecânicos, pode ter origem no próprio solo. Especificamente para  $\sigma_p$ , as variáveis explicativas são frequentemente tomadas como teor de argila, teor de água, sucção matricial, densidade inicial, carbono orgânico, entre outros (Imhoff et al., 2004; Pereira et al., 2007; Cavalieri et al., 2008; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). Entretanto, o comportamento mecânico do solo pode variar conforme a mineralogia (Ajayi et al., 2009; Severiano et al., 2013; Keller et al., 2015), e seria mais adequado aplicar funções de pedotranferência assumindo determinada classe, origem e mineralogia do solo, a fim de evitar erros nas estimativas.

Neste estudo, foram usadas as funções de pedotranferência dadas por Severiano et al. (2013), construídas especificamente para Latossolos, sobre amplo teor de argila (aproximadamente 15 a 70%) e variação de  $b$ , que cobriram, portanto, a classe de solo e os intervalos de argila e  $b$  dos solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ . Embora seja reportado frequentemente o efeito de outros atributos físicos do solo sobre a resistência do solo, tal como a densidade inicial (Imhoff et al., 2004; Saffih-Hdadi et al., 2009) e carbono orgânico (Pereira et al., 2007), o sistema torna-se simples e objetivo quando são consideradas variáveis importantes e significativas como o teor de argila e  $b$ . Resultados experimentais mostram que o teor de argila e  $b$  podem explicar boa parte da variação da  $\sigma_p$  (Imhoff et al., 2004; Saffih-Hdadi et al., 2009; Keller et al., 2012; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014), assim como pode facilitar a obtenção rápida da estimativa da resistência do solo em escala de campo.

O fato do sistema não acusar risco de compactação apenas para níveis de tensão  $< \sigma_p 0,5$  (isto é, 50% abaixo da  $\sigma_p$ ), e alertar para a existência de risco para níveis de tensão  $> \sigma_p 0,5$  e  $< \sigma_p 1,1$ , pode diminuir as chances de erros na predição, advindos, por exemplo, de diferentes métodos de determinação da  $\sigma_p$  (Gregory et al., 2006; Cavalieri et al., 2008; Silva & Lima, 2016), deformações residuais (Keller et al., 2012), funções de pedotranferências (Severiano et al., 2013), assim como erros dos modelos de estimativa de aplicação e propagação de tensões (Söhne, 1953; Defossez et al., 2003; Keller, 2005). Em outras palavras, a criação dos intervalos de risco pode minimizar o erro de todo modelo, quando comparado a decisão de trafegar ou não trafegar baseada em apenas um ponto ( $\sigma_p$ ).

A relação e abordagem aqui estabelecida computa apenas a variação de volume que acontece por consequência da  $\sigma_v$ , e portanto, o sistema não decide sobre tensões cisalhantes, que podem ocorrer sem que haja variação de volume (Atkinson & Bransby, 1978; Horn et al., 2003; Berisso et al., 2013). Segundo Horn et al. (2003), problemas como deterioração da estrutura e homogeneização do sistema poroso podem acontecer por consequência das tensões de cisalhamento e distorções. No entanto, os parâmetros requeridos como inputs em equações que computem tensões cisalhantes não são facilmente encontrados na literatura (Keller et al., 2007), e tornam o modelo, de certa forma, mais complexo.

### 4.3.2. Implementação de um sistema de predição para solos brasileiros

O modelo Terranimo (Terranimo, 2016; Stettler et al., 2014) dispõe de um banco de funções de pedotranferência para estimativa da resistência do solo à compactação, onde o teor de argila e  $b$  são requeridos no

modelo. A área de contato é calculada usando parâmetros de máquina-pneu, a propagação em direção ao solo é computada e a resistência do solo é comparada com a  $\sigma_v$  aplicada; o resultado é o diagrama de risco de compactação.

Segundo Keller et al. (2015), o ideal é que parâmetros mecânicos do solo sejam estimados para uma dada classe de solo e origem, a fim de se evitar erros nas estimativas devido a variações na mineralogia (Ajayi et al., 2009), em especial ao tipo de argila (1:1, 2:1), como colocado por Severiano et al. (2013), assim como na classe textural e proporção das frações granulométricas, como nas diferenças observadas em solos estudados por Severiano et al. (2013) e Stettler et al. (2014). O objetivo portanto, é ampliar as previsões para atender as variações no comportamento compressivo do solo importas pela mineralogia, em diferenças experimentais que foram observadas por Imhoff et al. (2004), Ajayi et al. (2009), Saffih-Hdadi et al. (2009), Severiano et al. (2013) e Stettler et al. (2014).

**Tabela 11.** Parâmetros de máquina-pneu e solo usados para estimativa da tensão aplicada e resistência do solo usando as funções *stressTraffic* e *soilStrength* do pacote *soilphysics*, software R.

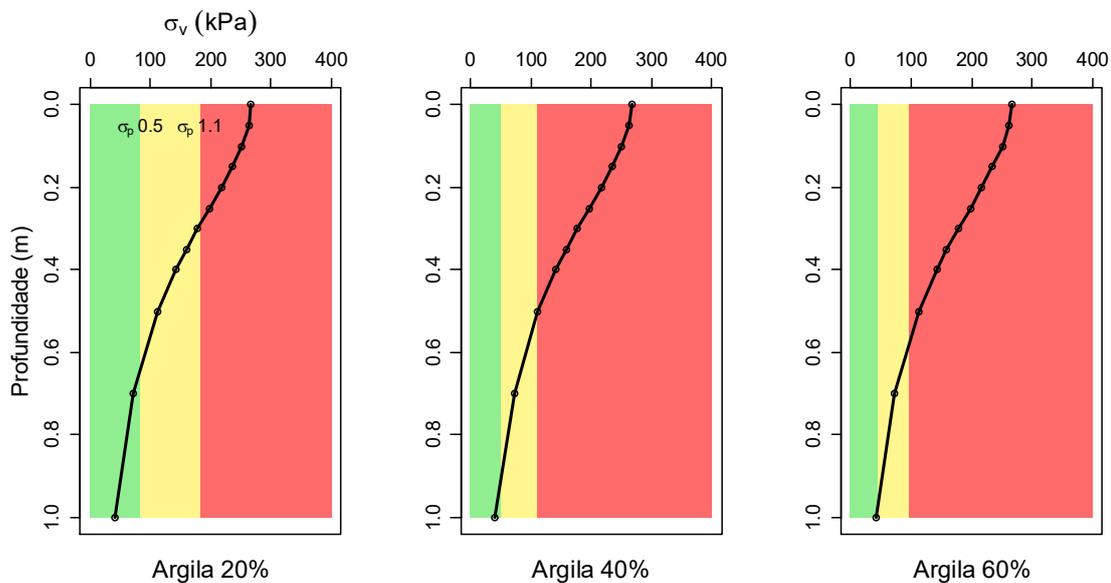
Parâmetros	Característica de pneu/solo	Função no R ( <i>soilphysics</i> )
Pressão de insuflagem (kPa)	200	
Pressão de insuflagem recomendada (kPa)	200	
Diâmetro do pneu (m)	1,60	
Largura do pneu (m)	0,70	<i>stressTraffic</i>
Carga por roda (kg)	5.000	
Fator de concentração ( $\xi$ )	5	
Profundidade (m)	0,05-1	
Teor de argila (%)	20, 40 e 60	<i>soilStrength</i>
<i>b</i> (hPa)	100	

O conjunto de equações dadas por Severiano et al. (2013) (Tabela 2) para estimativa da  $\sigma_p$  em Latossolos foi então posto em conexão com o modelo de estimativa de área de contato e propagação de tensões de Keller (2005) (Eq. 3-9) e Söhne (1953) (Eq. 13-15), respectivamente, a fim de, facilmente: a) calcular a área de contato e distribuir a tensões proveniente do contato pneu-solo usando parâmetros de máquina-pneu; b) propagar a tensão em direção ao solo analiticamente; c) estimar a  $\sigma_p$  para Latossolos e conseqüentemente a resistência do solo à compactação em função do teor de argila e sucção matricial (*b*).

O modelo foi implementado no Software R (R Core Team, 2016) e está disponível no pacote *soilphysics* (Silva & Lima, 2015; Lima et al., 2015) sobre as funções *stressTraffic* (Keller, 2005; Söhne, 1953), onde a área de contato, distribuição e propagação das tensões são calculadas abaixo do centro do pneu, para diferentes profundidades; e *soilStrength* (Severiano et al., 2013), onde a  $\sigma_p$  para Latossolos é estimada conforme os intervalos de argila dados na Tabela 2. O potencial do modelo para realizar simulações foi explorado usando os parâmetros da Tabela 11. Considerou-se aqui que os resultados para variação da área de contato, sob diferentes cenários, tem sido frequentemente estudado, e podem ser encontrados em Keller (2005), Keller et al. (2007), Lozano et al. (2013) e Keller et al. (2014), e portanto, o foco estabeleceu-se apenas sobre o comportamento e potencial das funções para as estimativas da  $\sigma_p$  para diferentes teores de argila. Os parâmetros estimados para o contato pneu-solo resultado das simulações usando os dados da Tabela 11, conforme outputs da função *stressTraffic*, são dados na Tabela 12.

**Tabela 12.** Parâmetros estimados para o contato pneu-solo resultado das simulações usando os dados da Tabela 11, conforme outputs da função *stressTraffic*, do pacote *soilphysics*.

Parâmetros/Unidades	Estimativa
Área de contato, $A$ (m <sup>2</sup> )	0,50
Tensão máxima, ( $\sigma_{\max}$ ) kPa	296
Largura, $L$ (m)	0,70
Comprimento, $C_A$ (m)	0,75



**Figura 30.** Propagação da  $\sigma_v$  em direção ao perfil do solo sob  $h = 100$  hPa, para 20, 40 e 60 % de argila. Zona verde:  $< \sigma_p0,5$  (50% da  $\sigma_p$ ); Zona amarela:  $\sigma_p0,5 - \sigma_p1,1$  (ou 50-110% da  $\sigma_p$ ); Zona vermelha:  $> \sigma_p1,1$  ( $> 110\%$  da  $\sigma_p$ ).

A Figura 30 mostra a  $\sigma_v$  propagada da superfície até 1 m de profundidade sob  $h = 100$  hPa, para 20, 40 e 60 % de argila. Sob estes cenários, as zonas de risco, calculadas conforme a pressuposição do modelo Terranimo, são localizadas em  $\sigma_p0,5$  e  $\sigma_p1,1$ . Note que, a  $\sigma_v$  aplicada, segundo o modelo, não apresentaria risco de compactação em aproximadamente 0,65, 0,95 e apenas a partir de 1 m de profundidade para os solos com 20, 40 e 60 % de argila. O modelo aponta, portanto, que sob estas condições, o solo com 60 % de argila estaria totalmente susceptível a alterações de volume ao longo de todo perfil, com compactação certamente esperada até 0,6 m. Para o solo com 20 % de argila, a compactação seria certamente esperada até 0,3 m de profundidade, em que a  $\sigma_v$  atua sobre a zona vermelha.

Outros exemplos de aplicação e detalhes sobre a utilização da função, argumentos e outputs, podem ser encontrados sobre a página de ajuda do pacote *soilphysics*, usando `help(soilphysics)`. O código em R das funções *stressTraffic* e *soilStrength* são detalhados sobre o Anexo deste documento, entretanto, devido as frequentes atualizações, é recomendado usar a página de ajuda para mais detalhes. O pacote *soilphysics* pode ser obtido gratuitamente pelo CRAN website (R Core Team, 2016): <http://cran.r-project.org/web/packages/soilphysics/index.html>. Web site do modelo Terranimo em Terranimo (2016).

#### 4.4. Dinâmica de atributos físicos do solo pós-tráfego

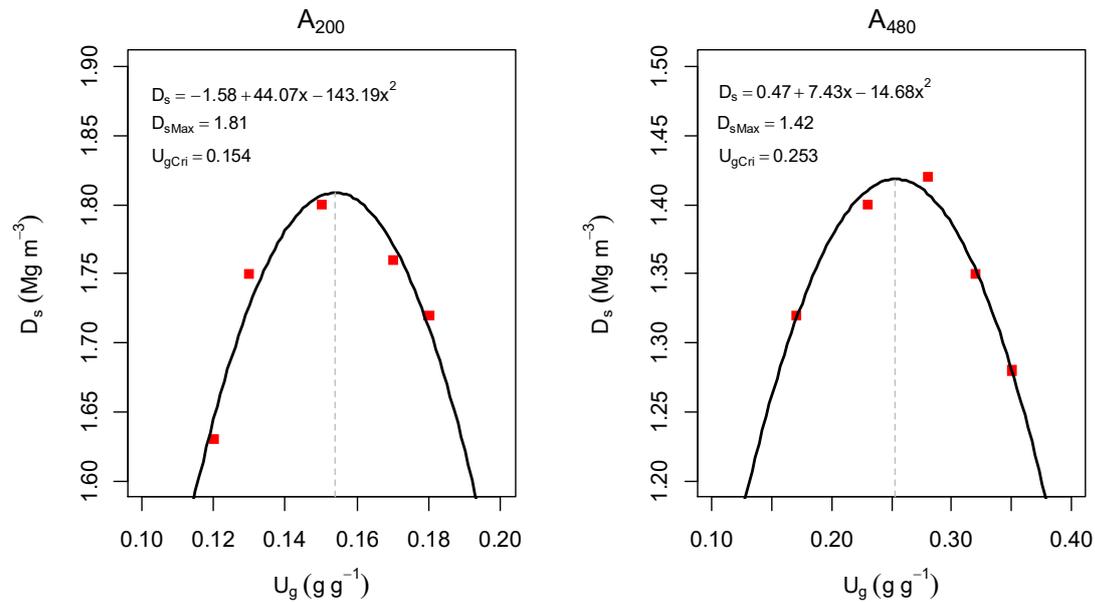
A compactação é puramente a mudança de volume do solo (Horn et al., 2003; Keller et al., 2007), e a densidade, portanto, é uma medida física simples que efetivamente quantifica a compactação por efeito de cargas externas provenientes do tráfego (O'Sullivan et al., 1999). Entretanto, acompanhada da variação de volume, outros efeitos negativos resultados da compactação podem ser observados, tais como alterações na estrutura (Larson & Gupta, 1980), sucção matricial ( $h$ ) (Larson & Gupta, 1980; Cui et al., 2010), resistência à penetração (RP) (O'Sullivan et al., 1987; Silva et al., 1994; Keller et al., 2013) e dinâmica do fluxo de oxigênio na matriz do solo (Ball et al., 1988; Silva et al., 1994; Berisso et al., 2013).

Para solos insaturados, imediatamente pós-tráfego, mudanças de  $D_s$ , RP e  $h$  seriam pouco expressivas quanto a interpretação dos impactos causados pela perda total de volume, alteração na resistência oferecida pelo solo ao crescimento das raízes e na diminuição do tamanho de poros (que teria consequência no fluxo de oxigênio e retenção de água). Segundo Håkansson & Lipiec (2000), a  $D_s$ , por si só, representa a variação de volume e o diagnóstico de compactação, entretanto, tomando-se em conta o efeito da textura, essa medida não relativiza o quanto impactante foi a compactação, sendo tal impacto melhor representado pelo grau de compactação (GC). Uma vez que a PR (Vaz et al., 2011; Vaz et al., 2013) e  $h$  (Genuchten, 1980) são dependentes do teor de água no solo, caso haja variação de umidade, valores antes assumidos como limitantes também poderiam não mais restringir o desenvolvimento das plantas (Letey, 1995; Silva et al., 1994; Silva & Kay, 1997).

Como colocado, mudanças de RP e  $h$  pós-tráfego trariam problemas de interpretação quanto aos danos causados para as plantas, mas são úteis como indicadores de compactação e resistência do solo (Larson & Gupta, 1980; O'Sullivan et al., 1987; Cui et al., 2010; Severiano et al., 2013; Keller et al., 2013; Stettler et al., 2014). A RP é frequentemente usada como indicador de compactação (O'Sullivan et al., 1987; Keller et al., 2013), e  $h$  é usado nos modelos de resistência do solo (Cui et al., 2010; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). Entretanto, como a RP e  $h$  não dependem apenas da alteração de volume, alterações imediatamente pós-tráfego podem não ser observadas, mesmo com o incremento de densidade (Larson & Gupta, 1980; O'Sullivan et al., 1987; Cui et al., 2010).

Neste contexto, são objetivos desta seção: a) quantificar os efeitos imediatos do tráfego sobre o grau de compactação, resistência à penetração e sucção matricial, e b) avaliar a sensibilidade destas variáveis como indicadores de compactação, assim como para limitações impostas ao crescimento das plantas, em solos com diferentes classes texturais.

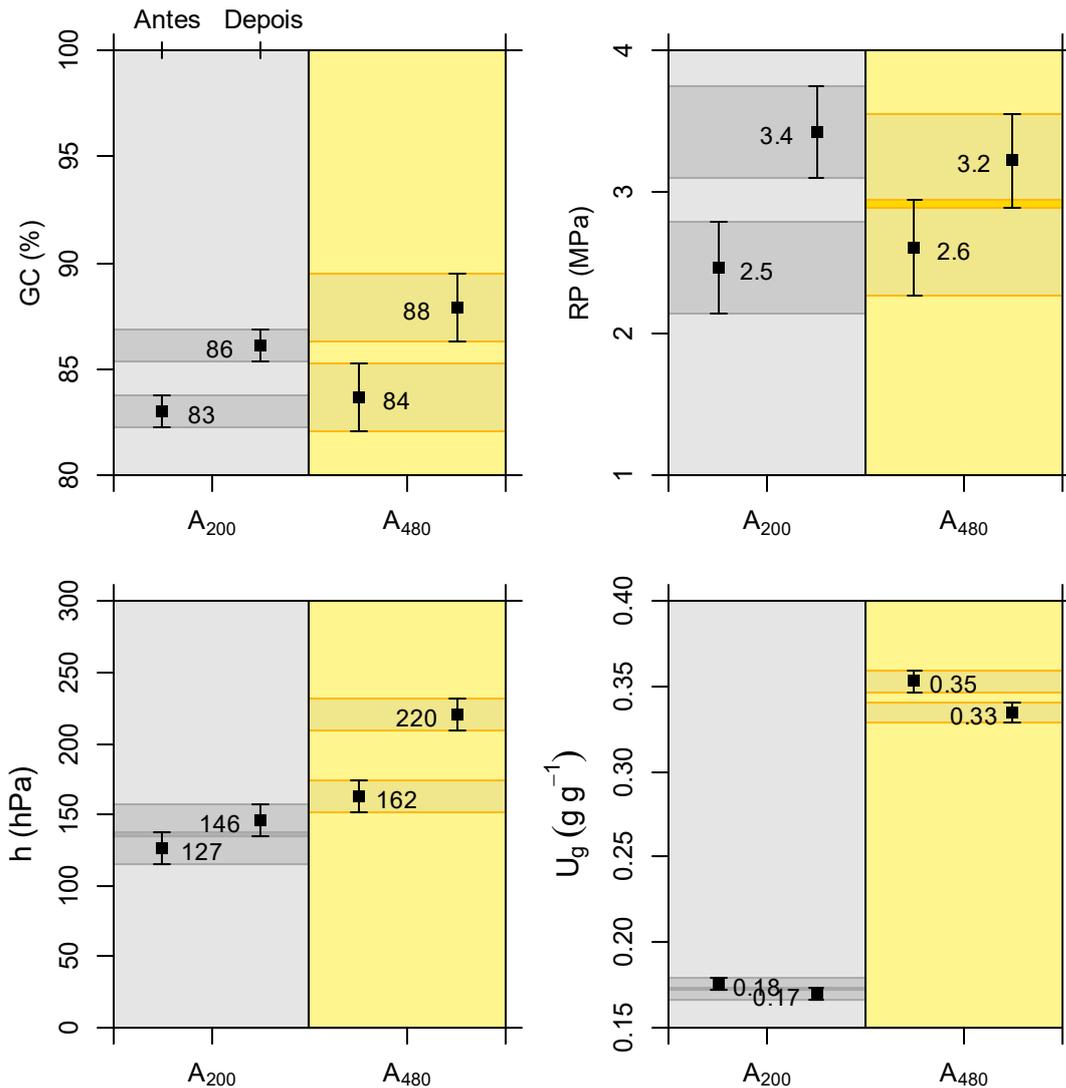
Sob o esquema experimental dado na Figura 9, para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub> e os tratamentos antes e depois do tráfego, foram tomadas medidas do grau de compactação (GC), RP, e  $h$ , e adicionalmente, de umidade gravimétrica ( $U_g$ ). O CG foi calculado como a percentagem da  $D_s$  em relação a sua respectiva densidade máxima ( $D_{sMax}$ ) ( $GC = 100[D_s/D_{sMax}]$ ) (Keller & Håkansson, 2010; Marcolin & Klein, 2011), onde a  $D_s$  foi tomada como aquela dada na Figura 29, resultado do mesmo experimento, e com a  $D_{sMax}$  sendo aquela extraída como o ponto de máxima curvatura da função que ajusta as observações do resultado do ensaio de Proctor (Figura 31). A Figura 31 traz as curvas de Proctor, e suas respectivas  $D_{sMax}$ , umidade crítica ( $U_{gCr}$ ) e as equações ajustadas para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>.



**Figura 31.** Resultado dos Ensaio de Proctor realizados para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>, a fim de se obter a densidade máxima do solo ( $D_{s\text{Max}}$ ) para o cálculo do grau de compactação.  $U_g$ : umidade gravimétrica;  $U_{g\text{Cri}}$ : umidade crítica.

Os respectivos GC, RP,  $b$  e  $U_g$  são dados na Figura 32. Note que, houve compactação de ambos os solos pela passagem da máquina, verificada pelas diferenças nos intervalos de confiança para as médias do GC e por consequente verificação da variação de volume, a qual remete a constatação da compactação do solo (Horn et al., 2003; O'Sullivan et al., 1996; O'Sullivan et al., 1999; Keller et al., 2007). Como o GC relativiza os efeitos de variação de volume, nota-se que a compactação induzida pela passagem da máquina resultou em menor espaço poroso total (100-CG) para o solo A<sub>480</sub> em relação ao solo A<sub>200</sub>.

Houve incremento nas médias de RP após a passagem da máquina para ambos os solos, mas as diferenças foram apenas significativas para o solo A<sub>200</sub>, onde as médias partiram de 2,5 e atingiram 3,4 MPa. Já no solo A<sub>480</sub>, as médias partiram de 2,6 e atingiram 3,2 MPa, mas com intervalos de confiança para as média estatisticamente iguais (Figura 32).



**Figura 32.** Grau de compactação (GC), resistência à penetração (RP), sucção matricial ( $h$ ) e umidade gravimétrica ( $U_g$ ) antes e depois da passagem da colhedora para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>.

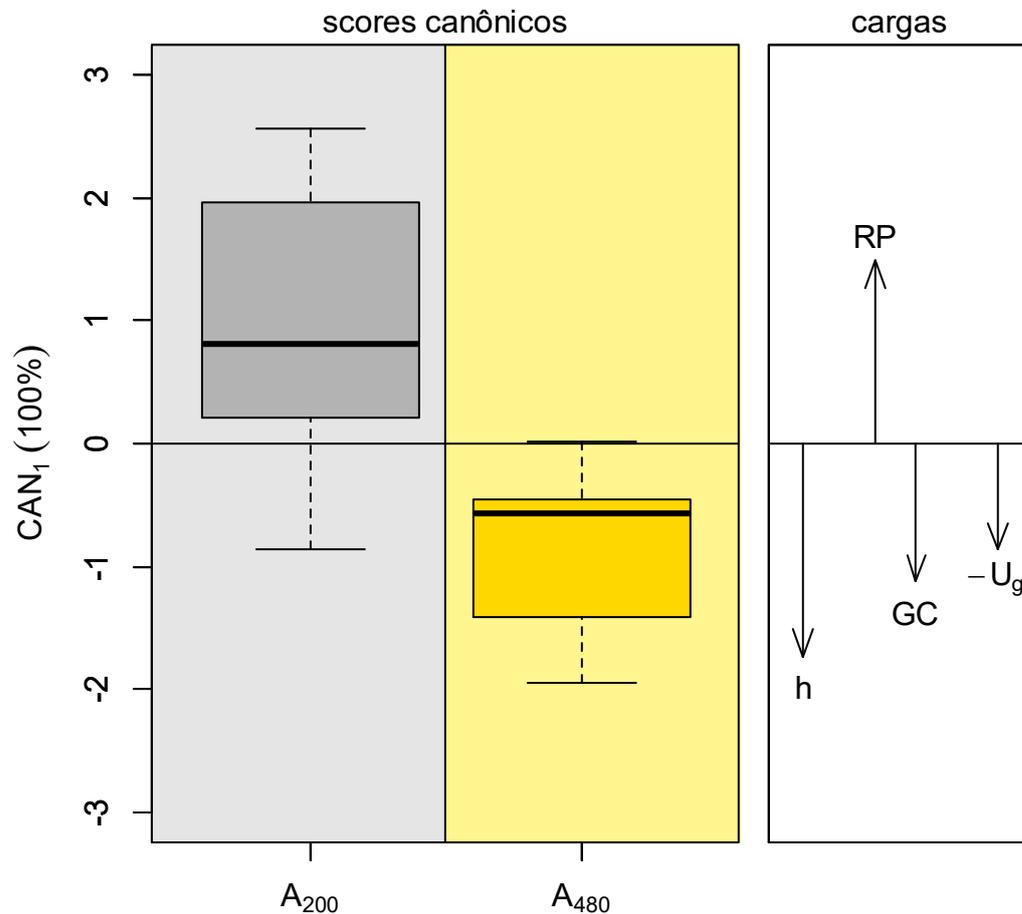
Também foram observados incrementos nas médias de  $h$ , para ambos os solos. Mas, como o inverso do resultado observado para RP (Figura 32), houve diferença significativa apenas para as médias do solo A<sub>480</sub>. As médias para o solo A<sub>200</sub> partiram de 127 hPa, e atingiram 146 hPa, após a passagem da máquina, mas sem diferença estatística para os respectivos intervalos de confiança. Para o solo A<sub>480</sub>, as médias partiram de 162 hPa e atingiram 220 hPa, com diferenças significativas entre os intervalos de confiança construídos para as médias. Note que, o mesmo comportamento observado para  $h$ , foi verificado para as médias de  $U_g$ , onde diferenças estatísticas foram apenas observadas para o solo A<sub>480</sub>. Os resultados mostram que houve perda de água no sistema após a passagem da máquina, e essa perda foi estatisticamente significativa para o solo A<sub>480</sub> (Figura 32).

Os resultados da Figura 32 mostram a comparação das variáveis dentro de cada solo. Como os resultados são provenientes de experimentos diferentes e a textura diferencia do estado inicial das variáveis, a comparação entre solos sobre o impacto do tráfego é limitada. Para comparar o impacto do tráfego em cada uma das medidas físicas, a variação foi relativizada percentualmente, de tal modo que, a variação final ( $V_{\text{final}}$ ) foi computada em relação à média da variável antes da passagem da máquina, como na Eq. (25):

$$V_{final}(X) = \left[ \left( \frac{X_{depois}}{X_{antes}} \right) - 1 \right] 100 \quad (25)$$

onde  $X$  é a variável correspondente, computada em relação à média de  $X$  ( $\bar{X}$ ).

A percentual variação final,  $V_{final}$ , foi avaliada via análise discriminante canônica. A Figura 33 mostra os scores retidos pela variável canônica 1 ( $CAN_1$ ) e distribuídos para os solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ , considerando o incremento de RP, CG e  $h$ , e o decréscimo de  $U_g$ , tratado na projeção gráfica como  $-U_g$ . Note que, 100% da variação das variáveis consideradas foram retidas na  $CAN_1$  (Figura 33). A distribuição dos escores indicam que o solo  $A_{200}$  sofreu forte incremento de RP, e o solo  $A_{480}$ , de  $h$ , seguido pelo GC, e por fim, decréscimo de  $U_g$ . Fisicamente, a Figura 33 mostra que o tráfego imediatamente resultou em forte incremento da resistência à penetração, para o solo  $A_{200}$ , e maior perda de espaço poroso (GC), de água ( $U_g$ ) e incremento na energia de retenção da água no solo, para o solo  $A_{480}$ .



**Figura 33.** Scores retidos pela variável canônica 1 ( $CAN_1$ ) e distribuídos para os solos  $A_{200}$  e  $A_{480}$ , considerando o incremento percentual de RP, CG e  $h$ , e o decréscimo de  $U_g$ , tratado como  $-U_g$ .

A passagem da colhedora efetivamente resultou em compactação, constatada pela variação significativa de volume em ambos os solos (Figura 32). O GC atingiu, em média, 86 e 88 %, para os solos A<sub>200</sub> e A<sub>480</sub>, respectivamente. Como indicador de compactação, tanto a D<sub>s</sub>, como o GC, são medidas físicas que computam variação de volume, sendo ambas inteiramente sensíveis ao diagnóstico da compactação (Horn et al., 2003; Keller & Håkansson, 2010; Håkansson & Lipiec, 2000). Entretanto, a D<sub>s</sub> é bastante sensível a textura, e o estado inicial, naturalmente diferente, não fornece referência do impacto causado pela compactação. Note que, seguramente, o solo A<sub>480</sub> sofreu maior redução de volume, e conseqüentemente, o CG, foi em média, 2% maior que aquele observado para o solo A<sub>200</sub> (Figura 31). Essa maior redução de volume, ou efetivamente, compactação, é melhor quantificada pelos resultados da Figura 32, onde apenas o incremento do GC foi medido, em referência ao estado inicial. Os resultados demonstram que o solo A<sub>480</sub> apresentou, comparativamente, orientação dos scores ligados ao maior incremento percentual do CG.

A compactação ocorre quando a tensão aplicada supera a capacidade de suporte de carga do solo, e a magnitude do incremento depende da linha de compressão virgem (VCL) (Imhoff et al., 2004; Ajayi et al., 2009; Saffih-Hdadi et al., 2009; Severiano et al., 2013; Stettler et al., 2014). Como a tensão aplicada pela máquina foi a mesma para ambos os solos (Figura 17), e houve deformação plástica (Figura 32), a VCL definiu o maior incremento para o solo A<sub>480</sub>. Como a posição da VCL dentro da curva de compressão depende do teor de água, sucção matricial, textura e densidade inicial (Imhoff et al., 2004; Pereira et al., 2007; Saffih-Hdadi et al., 2009), a combinação destas variáveis antes da passagem da máquina (Figura 32) efetivamente definiu o incremento final observado para ambos os solos.

Segundo Håkansson & Lipiec (2000), fisicamente, as limitações impostas ao desenvolvimento das plantas via GC estariam associadas a condição instantânea de *b*. Lipiec & Håkansson (2000) analisaram limitações impostas pela porosidade de aeração (P<sub>a</sub>) e RP em função do CG e *b*. Eles encontraram similaridades para os pontos críticos de P<sub>a</sub> e RP considerando solos com diferentes conteúdos de argila. Os estudos foram conduzidos segundo as abordagens de Silva et al. (1994), para o IHO, mas sob a hipótese de que o CG evitaria o efeito da textura na localização dos valores limitantes. De forma geral, Håkansson & Lipiec (2000), em análise de um diagrama de limites considerando o efeito da textura, observaram que, quando o GC assume valores abaixo de 85%, é pouco provável que limitações de P<sub>a</sub> e RP ocorram no alcance de 100-15,000 hPa, no entanto, para valores acima de 85%, as limitações seriam graduais até que o solo atinja GC = 100%.

Embora estudos apontem para valores ótimos de GC, variando de 80 a 90% (Reichert et al., 2009), onde maiores produções poderiam ser alcançadas (Håkansson & Lipiec, 2000; Reichert et al., 2009), a abordagem dada por Håkansson & Lipiec, (2000), onde assume-se que o GC não é absoluto para o suprimento de oxigênio e resistência à penetração das raízes, parece ser adequada, e constata que o impacto de CG para o desenvolvimento das plantas é dependente da umidade do solo (Silva et al., 1994; Silva & Kay, 1997), ou associadamente, de *b* (Håkansson & Lipiec, 2000; Håkansson & Lipiec, 2000).

Houve compactação do solo após a passagem da máquina, e conseqüentemente, houve incremento nas médias de RP (Figura 32), no entanto, para o solo A<sub>480</sub>, esse incremento não foi significativo, sendo essa, a principal diferença entre ambos os solos, com o incremento para o solo A<sub>200</sub> sendo significativo e percentualmente maior e diferente do solo A<sub>480</sub> (Figura 33). Esses resultados mostram que, embora haja constatação da compactação, inclusive com maior variação de volume (Figuras 32,33), para o solo A<sub>480</sub>, essa compactação não alterou significativamente a RP, enquanto que para o solo A<sub>200</sub>, a variação de volume foi menor, mas a RP foi fortemente incrementada (Figura 33).

Ekweue & Stone (1995) e Mapfum & Chanasyk (1998) comentam que, naturalmente, solos com menor teor de argila tendem a apresentar maior RP. Mapfum & Chanasyk (1998) verificaram maior RP para solos com menor teor de argila, sob o mesmo conteúdo de água. Eles destacam que, isso naturalmente acontece por efeito do atrito proveniente do contato solo-metal, proporcionado pelas partículas de areia, que não ganham lubrificação equivalente as partículas de argila. Esse mecanismo seria, portanto, o responsável pelas diferenças de RP final, entre os solos. O efeito do atrito, e conseqüente decréscimo na RP, seria, portanto, revertido ou minimizado, pelo ganho de umidade no sistema.

Como o solo pode facilmente ganhar umidade, o efeito da compactação não seria absoluto sobre RP obtida pós-trafego, e os limites estabelecidos como restritivos ao crescimento das plantas, os quais são normalmente tomados variando de 2 a 3 MPa (Silva et al., 1994; Tormena et al., 1998; Håkansson & Lipiec, 2000), seriam dependente de umidade instantânea (Silva et al., 1994; Håkansson & Lipiec, 2000). Os resultados também evidenciam (Figura 33) que, para o solo A<sub>480</sub>, com maior teor de argila, a RP não foi significativamente sensível a variação de volume, o que poderia trazer interpretações de que o solo não foi compactado.

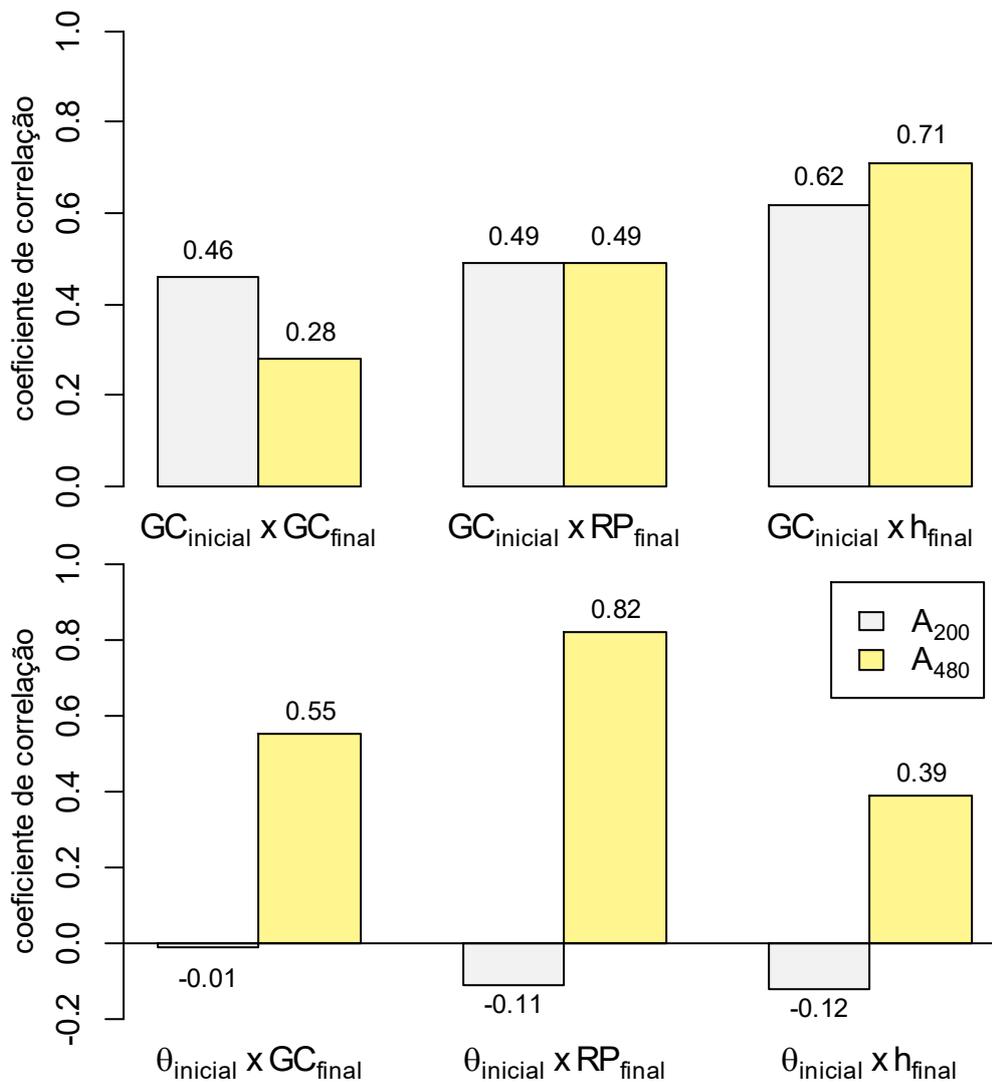
Conforme Ekweue & Stone (1995), e como constatado na Figura 33, o efeito do atrito pode promover em grandes diferenças na magnitude da RP entre solos com diferentes texturas. Sendo o atrito, o efeito; a causa da variação da RP poderia ser quantificada numa relação funcional que envolve a variação de volume e conteúdo de água no solo (Silva et al., 1994; Vaz et al., 2011; Vaz et al., 2013). Essa relação pode ser dada em um espaço tridimensional, envolvendo, por exemplo, a RP em função da  $D_s$  e  $\theta$  (Busscher, 1990; Silva et al., 1994; Vaz et al., 2011; Vaz et al., 2013; Lima et al., 2016), e foi recomendada por O'Sullivan et al. (1987), como sendo uma correta abordagem para medir RP pós-trafego.

Foram observadas variações significativas para  $U_g$  e  $b$  para o solo A<sub>480</sub>, enquanto para o solo A<sub>200</sub>, as diferenças não foram significativas. Pode-se destacar que o incremento de  $b$  pós-trafego ocorreu sob condição de variação de dois componentes físicas do solo: GC e  $U_g$ . O GC proporciona o decréscimo de volume, e conseqüentemente, o decréscimo do tamanho dos solos (Larson & Gupta, 1980; Cui et al., 2010), enquanto a perda de  $U_g$  resulta em saída de água do sistema, e por conseqüência, incremento na energia de retenção da água no solo (Genuchten, 1980; Larson & Gupta, 1980; Cui et al., 2010). No entanto, essas proporções ocorreram de forma diferentes entre os solos.

A relação de decréscimo de volume e incremento de  $b$  não é absoluta. Larson & Gupta (1980) investigaram a variação de sucção matricial para diferentes estados de compressão, considerando solos com diferentes texturas. Eles verificaram que, em um primeiro momento, a sucção matricial sofre incremento, atinge um patamar, e em seguida, decresce. O mecanismo controlador dessa variação seria o grau de saturação, uma vez que sob sucessivas tensões, o decréscimo de volume reduz o tamanho dos poros, e eleva a energia de retenção, atinge um patamar, e torna a decrescer como resultado do aumento do grau de saturação, o que diminui a energia de retenção (Cui et al., 2010). Esse mecanismo foi verificado experimentalmente por Larson & Gupta (1980) e Cui et al. (2010). No entanto, as condições experimentais de campo deste trabalho permitem que o solo seja livremente drenado, e não só o decréscimo de volume seria responsável pela variação de  $b$ , mas também, a saída de água do sistema. Apesar dos testes realizados por Cui et al. (2010) terem sido conduzidos sob condições sem drenagem, houve diferença entre a quantidade inicial e final de água no sistema, notada nas margens do cilindro do teste de compressão.

É certo que, o mecanismo de variação de  $b$ , como descrito por Larson & Gupta (1980) e Cui et al. (2010), traria problemas para modelos de compactação que calculam resistência do solo e variação de densidade, no que se refere a múltiplas passadas promovidas por pneus agrícolas. Isto é, a correção de  $b$  não seria simples com cada

passada e incremento de densidade, uma vez que, haveria, invariavelmente, mudanças no grau de saturação em função da perda de água e decréscimo de volume. Como o grau de saturação combina informações de volume do solo e água no sistema, Larson & Gupta (1980) sugerem que essa seria uma forma de estabelecer relações para variação de  $b$  no que envolve o mecanismo de tensão-deformação, entretanto, poucos estudos foram desenvolvidos sobre estas relações (Larson & Gupta, 1980; Veiga et al., 2007; Cui et al., 2010).



**Figura 34.** Coeficientes de correlação entre os estados iniciais do grau de compactação e umidade volumétrica ( $\theta$ ) e os estados finais de GC, resistência à penetração (RP) e sucção matricial ( $h$ ).

A Figura 34 mostra os coeficientes de correlação ( $r$ ) entre os estados iniciais do GC e  $\theta$  e os estados finais de GC, RP e  $h$ . Note que, os coeficientes de correlação quantificam o quão importante foram os estados de iniciais de compactação, dado pelo GC, e do teor de água, dado por  $\theta$ , para atingir a variação final do CG, RP e  $h$  dentro de cada solo. Comparando os efeitos sobre os solos, a relação indica que o GC inicial foi mais importante para variação final do GC no solo A<sub>200</sub>, enquanto que para o solo A<sub>480</sub>, foi mais importante para variação final de  $h$ . O teor de água inicial influenciou fortemente os estados finais do GC, RP e  $h$ , enquanto não demonstrou praticamente nenhum efeito sobre o solo A<sub>200</sub>.

Os estados iniciais de volume e conteúdo de água sobre o comportamento compressivo do solo foram estudados por Saffih-Hdadi et al. (2009). Eles concluíram que efetivamente a  $D_s$  inicial tem um importante papel e foi mais correlacionada com o estado final de deformação de solos arenosos, enquanto o teor de água governou a deformação dos solos argilosos. Os resultados da Figura 34 reforçam que, efetivamente, maiores deformações e variações nos estados finais de RP e  $b$  foram correlacionadas com a umidade, para o solo A<sub>480</sub>. O entendimento da magnitude das variações de volume do solo em função do teor de água e volume inicial, são discutidas nas investigações de Imhoff et al. (2004), Ajayi et al. (2009), Saffih-Hdadi et al. (2009), Severiano et al. (2013) e Stettler et al. (2014).



## 5. CONCLUSÕES

1. Os parâmetros mecânicos do solo,  $N$  e  $\lambda_n$ , variam em função da densidade inicial e sucção matricial. Um simples modelo de regressão foi usando para predição de  $N$ , e o conceito do ponto pivô foi aplicado para estimativa de  $\lambda_n$  em função de  $N$ . Não foi possível ajustar um modelo para o parâmetros  $k$ , e este foi tomado com a média para cada um dos solos estudados.
2. O teor de argila afetou a susceptibilidade a compactação do solo em função da sucção matricial. Uma zona de máxima susceptibilidade foi detectada para o solo  $A_{320}$ , que acontece próxima a capacidade de campo (100 hPa); a compactação do solo  $A_{200}$  foi pouco sensível a variação da sucção matricial.
3. Em testes de campo, incrementos na densidade do solo foram observados após a passagem máquina. Comparações entre medições e simulações usando o modelo SoilFlex-LLWR mostraram que os parâmetros mecânicos foram sensíveis a esta variação, apenas com uma pequena superestimação.
4. Extensões dos cenários de simulação mostraram que a densidade inicial afeta fortemente o estado final de compactação, com os incrementos de densidade sendo governado pelo arranjo da curva de compressão. Sob densidade mais altas, pequenos incrementos podem ser tão danosos para o IHO quanto maiores variações que acontecem sob densidades mais baixas. Como a taxa de decréscimo do IHO pode variar para um dado alcance de densidade, solos compactados podem ser bastante sensíveis a variação de fatores limitantes para as plantas, como resistência do solo a penetração e aeração. Embora haja o conceito de densidade crítica para o IHO, o ponto onde a taxa de decaimento se torna maior seria um interessante aspecto a ser estudado.
5. Sob compactação, solos arenosos e argilosos apresentam respostas diferentes quanto a variação do grau de compactação, resistência à penetração e sucção matricial. O incremento de densidade, e conseqüente grau de compactação, varia para solos arenosos e argilosos sob a mesma tensão. O resultado final do grau de compactação é conseqüência as relações de tensão-deformação, e pode ser atribuído, em síntese, ao teor de argila e ao estado instantâneo de umidade e volume inicial em que o corpo recebe a tensão.
6. A variação e magnitude da resistência à penetração é maior sobre solos arenosos. Solos argilosos podem não apresentar sensibilidade na variação de resistência à penetração sob compactação.
7. A variação e magnitude da sucção matricial é maior sobre solos argilosos. Solos arenosos podem não apresentar sensibilidade na variação de sucção matricial sob compactação. O comportamento da sucção matricial com a variação de volume por aplicação de tensão em solos insaturados não é clara, e isso é um problema para ajustes da resistência do solo em modelos de compactação quando múltiplas passadas estão para serem consideradas.
8. Na prática, medidas de resistência à penetração e sucção matricial pós-tráfego não substituem avaliações diretas de variação de volume no diagnóstico de compactação do solo.
9. Fundamentos de mecânica do solos foram usados para propor um simples modelos de estimativa de tensão e capacidade de suporte de carga para solos brasileiros. Não é esperado que o modelo concorde precisamente com avaliações de campo, mas que os princípios que governam o estado de tensão e deformação sejam aplicados considerando prévias observações estabelecidas para relação entre máquina e solo. A exploração do modelo em testes de campo e a inserção de novas variáveis de solo que aumentem a precisão das estimativas são encorajadas, e serão objetos de futuras pesquisas. O modelo foi escrito em R (Software R), e pode ser utilizado e obtido gratuitamente pelo download do pacote *soilphysics*.



## REFERÊNCIAS

- Ajayi, A.E., Dias Junior, M.S., Curi N., Araujo Junior, C.F., Souza, T.T.T., Inda Junior, A.V., 2009. Strength attributes and compaction susceptibility of Brazilian Latosols. *Soil & Tillage Research* 105, 122–127.
- Atkinson, J.H., Bransby, P.L., 1978. *The Mechanics of Soil - An Introduction to Critical State Soil Mechanics*. McGraw-Hill, London, 375 pp.
- Ball, B.C., O'Sullivan, M.F., Hunter, R., 1988. Gas diffusion, fluid flow and derived pore continuity indices in relation to vehicle traffic and tillage. *Journal of Soil Science* 39, 327-339.
- Berisso, F.E., Schjønning, P., Lamande, M., Weisskopf, P., Stettler, M., Keller, T., 2013. Effects of the stress field induced by a running tyre on the soil pore system. *Soil & Tillage Research* 131, 36–46.
- Bertioli Junior, E., Tormena, C.A., Moreira, W.H., Ball, B.C., Figueiredo, G.C., Silva, A.P., Giarola, N.F.B., 2014. Aeration condition of a clayey Oxisol under long-term no-tillage. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 38, 990-999.
- Blanco-Canqui, H., Stone, L.R., Schlegel, A.J., Lyon, D.J., Vigil, M.F., Mikha, M.M., Stahlman, P.W.; Rice, C., 2009. No-till induced increase in organic carbon reduces maximum bulk density of soils. *Soil Science Society of American Journal* 73, 1871-1879.
- Boussinesq, J., 1885. *Application des potentiels á l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques*. Gauthier-Villars, Paris, 30 pp.
- Busscher, W. J., 1990. Adjustment of flat-tipped penetrometer resistance data to common water content. *Transactions of the ASAE* 3, 519-524.
- Cavaleri, K.M.V., Arvidsson, J., Silva, A.P., Keller, T., 2008. Determination of precompression stress from uniaxial compression tests. *Soil & Tillage Research* 98, 17–26.
- Cavaleri, K.M.V., Silva, A.P., Tormena, C.A., Leão, T.P., Dexter, A.R., Håkansson, I., 2009. Long-term effects of no-tillage on dynamic soil physical properties in a Rhodic Ferrasol in Paraná, Brazil. *Soil & Tillage Research* 103, 158-164.
- Cui, K., Defossez, P., Cui, Y.J., Richard, G., 2010. Quantifying the effect of matric suction on the compressive properties of two agricultural soils using an osmotic oedometer. *Geoderma* 156, 337–345.
- Defossez, P., Richard, G., 2002. Models of soil compaction due to traffic and their evaluation. *Soil & Tillage Research* 67, 41–64.
- Defossez, P., Richard, G., Boizard, H., O'Sullivan, M.F., 2003. Modeling change in soil compaction due to agricultural traffic as function of soil water content. *Geoderma* 116, 89–105.
- Dias Júnior M.S, Pierce F.J., 1995 A simple procedure for estimating pre-consolidation pressure from soil compression curves. *Soil Technology* 8, 139-51.
- Ekwue, E.I., Stones, R.J., 1995. Organic matter effects on the strength properties of compacted agricultural soils. *American Society of Agricultural Engineers* 38, 357-365.
- EMBRAPA. Manual de análises químicas de solos, plantas e fertilizantes. Brasília: Embrapa, 1997. 370p.
- EMBRAPA. Sistema brasileiro de classificação de solos. 3. ed. Rio de Janeiro: Embrapa Solos, 2006. 306 p.
- Ferreira, C.J. B., Tormena, C.A., Moreira, W.H., Zotarelli, L., Bertioli Junior, E., Anghinoni, G., 2016. Sampling Position under No-Tillage System Affects the Results of Soil Physical Properties. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 40, 1-12.

- Figueiredo, G.C., Silva, A.P., Tormena, C.A., Giarola, N.F.B., Moraes, S.O., Almeida, B.G., 2011. Desenvolvimento de um consolidômetro pneumático: modelagem da compactação, penetrometria e resistência tênsil de agregados de solo. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 35, 389-402.
- Frohlich, O.K., 1934. *Druckverteilung im Baugrunde*. Springer Verlag, Wien, 178 pp.
- Genuchten, M. T. van., 1980. A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science Society of America Journal* 44, 892-898.
- Giarola, N.F.B., da Silva, A.P., Tormena, C.A., Guimarães, R.M.L., Ball, B.C., 2013. On the Visual Evaluation of Soil Structure: The Brazilian experience in Oxisols under no-tillage. *Soil & Tillage Research* 127, 60-64.
- Gregory, A.S, Whalley, W.R, Watts, C.W., Bird, N.R.A., Hallett, P.D., Whitmore, A.P., 2006. Calculation of the compression index and pre-compression stress from soil compression test data. *Soil & Tillage Research* 89, 45-57.
- Guedes Filho, O., da Silva, A.P., Giarola, N.F.B., Tormena, C.A.T, 2013. Structural properties of the soil seedbed submitted to mechanical and biological chiseling under no-tillage. *Geoderma* 204-205, 94-101.
- Guedes Filho, O., da Silva, A.P., Giarola, N.F.B., Tormena, C.A.T, 2014. Least Limiting Water Rangerof the soil submitted to mechanical and biological chiselling under no-till. *Soil Research* 52, 521-532.
- Guedes Filho, O., da Silva, A.P., Giarola, N.F.B., Tormena, C.A.T, 2015. Permeabilidade ao Ar da Cama de Semeadura do Solo em Sistema Semeadura Direta. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 39, 841-851.
- Gupta, S.C., Larson, W.E., 1982. Predicting soil mechanical behavior during tillage. In: *Predicting Tillage Effects on Soil Physical Properties and Processes*, American Society of Agronomy, pp. 151–178 (Special Publication 44, Chapter 10).
- Håkansson, I., Lipiec, J., 2000. A review of the usefulness of relative bulk density values in studies of soil structure and compaction. *Soil & Tillage Research* 53, 71–85.
- Hallonborg, U., 1996. Super ellipse as tyre–ground contact area. *Journal of Terramechanics* 33, 125–132.
- Hettiaratchi, D.R.P. & O’Callaghan, J.R. 1985. The mechanical behaviour of unsaturated soils. *Proceedings of the International Conference on Soil Dynamics*, Auburn, AL, 2, 348-363.
- Hettiaratchi, D.R.P., 1987. A critical state soil mechanics model for agricultural soils. *Soil Use and Management* 3, 94- 105.
- Horn, R., Way, T., Rostek, J., 2003. Effect of repeated tractor wheeling on stress/strain properties and consequences on physical properties in structured arable soils. *Soil & Tillage Research* 73, 101–106.
- IAPAR - Instituto Agrônômico do Paraná. *Cartas climáticas do Paraná: Edição ano 2000, versão 1.0*. [CD-ROM]. Londrina: 2000.
- Imhoff, S., Da Silva, A.P., Fallow, D., 2004. Susceptibility to compaction, load support capacity, and soil compressibility of Hapludox. *Science Society of America Journal* 68, 17–24.
- Johnson, C.E., Burt, E.C., 1990. A method of predicting soil stress state under tires. *Trans. ASAE* 33, 713–717.
- Keller T., 2004. *Soil compaction and soil tillage - studies in agricultural soil mechanics*, Doctoral Thesis. Agraria 489, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, Sweden.
- Keller, T. 2005. A model to predict the contact area and the distribution of vertical stress below agricultural tyres from readily available tyre parameters. *Biosystems Engineering*, 92, 85–96.
- Keller, T., Arvidsson, J., Schjønning, P., Lamande, M., Stettler, M., Weisskopf, P., 2012. In Situ Subsoil Stress-Strain Behavior in Relation to Soi Precompression Stress. *Soil Science* 117, 490–497.

- Keller, T., Berli, M., Ruiz, S., Lamande, M., Arvidsson, J., Schjønning, P., Selvadurai, A.P.S., 2014. Transmission of vertical soil stress under agricultural tyres: Comparing measurements with simulations. *Soil & Tillage Research* 140, 106-117.
- Keller, T., Carizzoni, M., Berisso, F.E., Stettler, M., Lamandé, M., 2013. Measuring the Dynamic Soil Response During Repeated Wheeling Using Seismic Methods. *Vadose Zone Journal* 12(3), 2013, 1-7.
- Keller, T., Defosse, P., Weisskopf, P., Arvidsson, J. & Richard, G. 2007. SoilFlex: a model for prediction of soil stresses and soil compaction due to agricultural field traffic including a synthesis of analytical approaches. *Soil & Tillage Research* 93, 391–411.
- Keller, T., Håkansson, I., 2010. Estimation of reference bulk density from soil particle size distribution and soil organic matter content. *Geoderma* 154, 398–406.
- Koolen, A.J., Kuipers, H., 1983. *Agricultural Soil Mechanics*. Advanced Series in Agricultural Sciences, v. 13. Springer-Verlag, Berlin, 241 pp.
- Larson, W.E. & Gupta, S.C. 1980. Estimating critical stress in unsaturated soils from changes in pore water pressure during confined compression. *Soil Science Society of America Journal* 44, 1127–1132.
- Larson, W.E., Gupta, S.C., Useche, R.A., 1980. Compression of agricultural soils from eight soil orders. *Soil Science Society of America Journal* 44, 450–457.
- Leeson, J.J. & Campbell, D.J. 1983. The variation of soil critical state parameters with water content and its relevance to the compaction of two agricultural soils. *Journal of Soil Science* 34, 33-44.
- Letey, J., 1985. Relationship between soil physical properties and crop production. *Adv. Soil Sci.* 1, 277–294.
- Lima, R.P., Silva, A.R., Silva, A.P., Leão, T.P., Mosaddeghi, M.R., 2016. *soilphysics*: An R package for calculating soil water availability to plants by different soil physical indices. *Computers and Electronics in Agriculture* 120, 63-71.
- Lozano, N., Rolim, M.M., Oliveira, V.S., Tavares, U.E., Pedrosa, E.M.R., 2013. Evaluation of soil compaction by modeling field vehicle traffic with SoilFlex during sugarcane harvest. *Soil & Tillage Research* 129, 61-68.
- Mapfumo, E., Chanasyk, D.S., 1998. Guidelines for safe trafficking and cultivation, and resistance-density-moisture relations of three disturbed soils from Alberta. *Soil & Tillage Research* 46, 193-202.
- Marcolin, C.D., Klein, V.A., 2011. Determinação da densidade relativa do solo por uma função de pedotransferência da densidade do solo máxima. *Acta Scientiarum. Agronomy* 33, 349-354.
- Moreira, W.H., Tormena, C.A., Karlen, D. L., Silva, A.P. Keller, T., Betioli Junior, E., 2016. Seasonal changes in soil physical properties under long-term no-tillage. *Soil & Tillage Research* 160, 53–64.
- Nunes, M.R., Denardin, J.E., Pualetto, E.A., Faganello, A., Pinto, F.S., 2015. Mitigation of clayey soil compaction managed under no-tillage. *Soil & Tillage Research* 148, 119–126.
- O’Sullivan, M.F., Dickson, J.W., Campbell, D.J., 1987. Interpretation and presentation of cone resistance data in tillage and traffic studies. *Journal of Soil Science* 38, 137-148.
- O’Sullivan, M.F., Henshall, J.K., Dickson, J.W., 1999. A simplified method for estimating soil compaction. *Soil & Tillage Research* 49, 325–335.
- O’Sullivan, M.F., Robertson, E.A.G., 1996. Critical state parameters from intact samples of two agricultural soils. *Soil & Tillage Research* 39, 161–173.
- O’Sullivan, M.F., Campbell, D.J., Hettiaratchi, D.R.P., 1994. Critical state parameters derived from constant cell volume triaxial tests. *Critical state parameters derived from constant cell volume triaxial tests* 45, 249-256.
- Pereira, J.O., Defosse, P., Richard, G., 2007. Soil susceptibility to compaction by wheeling as a function of some properties of a silty soil as affected by the tillage system. *European Journal of Soil Science* 58, 34–44.

- Petersen, C.T. 1993. The variation of critical-state parameters with water content for two agricultural soils. *Journal of Soil Science* 44, 397-410.
- R Core Team, 2016. Austria: R Foundation for Statistical Computing; 2016 [accessed on: 06 Nov. 2016]. Available at: <http://www.R-project.org/>.
- Reichert, J.M., Suzuki, L.E.A.S., Reinert, D.J., Horn, R., Hakansson, I., 2009. Reference bulk density and critical degree-of-compactness for no-till crop production in subtropical highly weathered soils. *Soil Tillage Research* 102, 242–254.
- Saffih-Hdadi K., Défossez P., Richard G., Cui Y.J., Tang A.M., Chaplain V.A., 2009. Method for predicting soil susceptibility to the compaction of surface layers as a function of water content and bulk density. *Soil Tillage Research* 105, 96-103.
- Schjønning, P., Lamande, M., Tøgersen, F.A., Arvidsson, J., Keller, T., 2008. Modelling effects of tyre inflation pressure on the stress distribution near the soil-tyre interface. *Biosystems Engineering* 99, 119–133
- Severiano, E.C.S., Oliveira, G.C., Dias Junior, M.S., Curi, N., Costa, K.A.P., Carducci, A.E., 2013. Preconsolidation pressure, soil water retention characteristics, and texture of Latosols in the Brazilian Cerrado. *Soil Research* 51, 193–202.
- Silva, A.P., Ball, B.C., Tormena, C.A., Giarola, N.F., Guimarães, R.M.L., 2014. Soil structure and greenhouse gas production differences between row and interrow positions under no-tillage. *Scientia Agrícola* 71, 157-162.
- Silva, A.P., Kay, B.D. & Perfect, E. 1994. Characterization of the least limiting water range. *Soil Science Society of America Journal*, 58, 1775–1781.
- Silva, A.P., Kay, B.D., 1997. Effect of soil water content variation on the Least Limiting Water Ranger. *Soil Science Society of American Journal* 61, 884-888.
- Silva, A.R., Lima, R.P., 2015. *soilphysics*: An R package to determine soil preconsolidation pressure. *Computers & Geosciences* 84, 54-60.
- Silva, A.R., Lima, R.P., 2016. Comparison of Methods for Determining Precompression Stress Based on Computational Simulation. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 40, 1-10.
- Söhne, W., 1953. Druckverteilung im Boden und Bodenverformung unter Schlepperreifen. *Grundlagen der Landtechnik* 5, 49–63.
- Stettler, M., Keller, T., Weisskopf, P., Lamandé, M., Lassen, P., Schjønning, P., 2014. Terranimo® – a web-based tool for evaluating soil compaction. *Landtechnik* 69, 132-137.
- Terranimo® – a web-based tool for evaluating soil compaction. Disponível em: <[www.terranimo.dk](http://www.terranimo.dk)>. Acesso em 02 de agosto de 2016.
- Tormena, C.A., Silva, A.P., Libardi, P.L., 1998. Caracterização do intervalo hídrico ótimo de um Latossolo roxo sob plantio direto. *Revista Brasileira de Ciência do Solo* 22, 573-581.
- van den Akker, J.J.H., 2004. SOCOMO: a soil compaction model to calculate soil stresses and the subsoil carrying capacity. *Soil Tillage Research* 79, 113–127.
- Vaz, C.M.P., Manieri, J.M., Maria, I.C., Tuller, M., 2011. Modeling and correction of soil penetration resistance for varying soil water content. *Geoderma* 166, 92-101.
- Vaz, C.M.P., Maria, I.C., Genuchten, M.T.V., 2013. Scaling the Dependency of Soil Penetration Resistance on Water Content and Bulk Density of Different Soils. *Soil Science Society of America Journal* 77, 1488-1495.
- Veiga, M., Horn, R., Reinert, D.J., Reichert, J.M., 2007. Soil compressibility and penetrability of an Oxisol from southern Brazil, as affected by long-term tillage systems. *Soil & Tillage Research* 92, 104–113.

## APÊNDICES

**APÊNDICE A.** A,B) Colhedora John Deer - Hydro 1175, utilizada no procedimento experimental de aplicação de tensões sobre as entrelinhas onde se configuraram os blocos. C,D) Procedimento de estabelecimento e demarcação dos blocos experimentais dentro das entrelinhas.

A)



B)



C)



D)



**APÊNDICE B.** Passagem da máquina sobre os blocos estabelecidos.

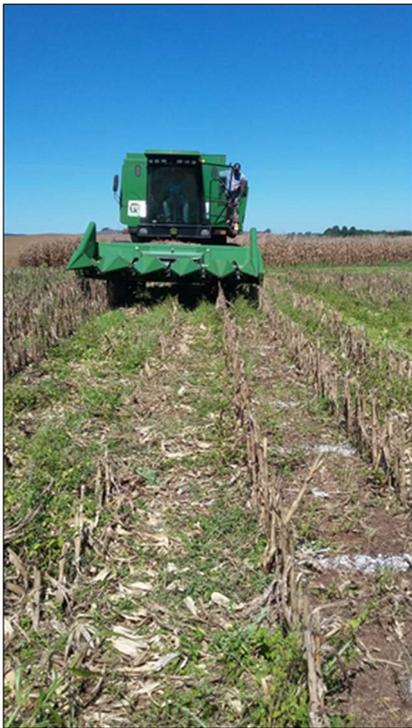
A)



B)



C)



D)



**APÊNDICE C.** Código R para estabelecimento das froteiras da área de contato pneu-solo, distribuição das tensões sobre a área de contato por Keller (2005), e propagação das tensões verticais e média normal, conforme Söhne (1953). Ver Seção 2. Função: stressTraffic

```

stressTraffic <- function (inflation.pressure, recommended.pressure,
                           tyre.diameter, tyre.width, wheel.load, conc.fator, layers,
                           plot.contact.area = FALSE, ...)
{
  # CONTACT AREA -----
  wheel.load <- (wheel.load * 9.81)/1000
  stressmax <- 34.4 + (1.13 * inflation.pressure) + (0.72 * wheel.load) -
  33.4 * log(inflation.pressure/recommended.pressure)
  area.length <- 0.47 + 0.11 * (tyre.diameter^2) - 0.16 *
  log(inflation.pressure/recommended.pressure)
  n <- 2.1 * (tyre.width * tyre.diameter)^2 + 2
  wx <- function(x) tyre.width/2 * (1 - (2 * x/area.length)^n)^(1/n)
  ly <- function(y) area.length/2 * (1 - (2 * y/tyre.width)^n)^(1/n)
  contact.area <- 4 * integrate(wx, 0, area.length/2)$value
  fstressXY <- function(x, y, alpha) {
    x <- abs(x)
    y <- abs(y)
    delta <- 9.3 - 7.3 * tyre.width
    facx <- ifelse(x <= ly(y), x/ly(y), 1)
    facy <- ifelse(y <= wx(x), wx(x), 1)
    dis.hor <- function(y) ((tyre.width/2) - y) * exp(-delta *
      ((tyre.width/2) - y))
    o <- optimize(dis.hor, interval = c(0, tyre.width/2),
      maximum = TRUE)
    C <- 1/o$objective
    stress <- stressmax * (1 - facx^alpha) * (C * ((tyre.width/2) -
      y) * exp(-delta * ((tyre.width/2) - y)))
    return(stress)
  }
  x <- seq(0, area.length/2, by = 0.01)
  x <- seq(-max(x), max(x), by = 0.01)
  y <- seq(-tyre.width/2, tyre.width/2, by = 0.01)
  alpha <- seq(1, 16, length = 100)
  dstress = NULL
  for (j in 1:100) {
    dstress[j] <- (sum(outer(X = x, Y = y, fstressXY, alpha =
alpha[j]),
                        na.rm = TRUE) * (0.01^2) - (wheel.load))^2
  }
  alpha.0 <- alpha[which.min(dstress)]
  mstress <- round(outer(x, y, fstressXY, alpha = alpha.0), 0)
  mstress[is.nan(mstress)] <- 0
  dimnames(mstress) <- list(round(x, 2), round(y, 2))
  if (plot.contact.area) {
    contour(x, y, z = mstress, method = "edge", xlab = "Tyre footprint
length (m)",
            ylab = "Tyre width (m)", ...)
    box()
  }

  # STRESS PROPAGATION -----
  Pi <- mstress * (0.01 * 0.01)
  F.max <- sum(as.vector(Pi), na.rm = T)
  kg.max <- (F.max * 1000)/9.81
  Df <- ((wheel.load - F.max) * 1000)/9.81
  Pi <- t(Pi)

  # PRINCIPAL STRESS, Z...
  ZStress <- function(Layers, conc.fator) {
    Z.stress <- c()
    for (j in 1:length(Layers)) {
      r <- outer(y, x, function(y, x) sqrt(y^2 + x^2))
    }
  }
}

```

```

R <- sqrt(as.vector(r)^2 + Layers[j]^2)
Pi <- as.vector(Pi)
coss <- (Layers[j]/R)
stress.R <- ((Pi * conc.fator[j])/(2 * (pi) * R^2)) *
  (coss^(conc.fator[j] - 2))
stress.layers <- stress.R * coss^2
Z.stress[j] <- round(sum(as.vector(stress.layers), na.rm = T),
0)
    }
  Z.stress
}

# X STRESS, X...

XStress <- function(Layers,conc.fator) {
  X.stress <- c()
  for (j in 1:length(Layers)) {
    r <- outer(y, x, function(y, x) sqrt(y^2 + x^2))
    R <- sqrt(as.vector(r)^2 + Layers[j]^2)
    Pi <- as.vector(Pi)

    coss <- (Layers[j]/R)
    seno <- sqrt(1 - (coss ^ 2))
    coss2 <-r
    for (k in 1:length(x)){
      coss2[,k] <- (abs(y)/coss2[,k])
    }

    stress.R <- ((Pi * conc.fator[j])/(2 * (pi) * R^2)) *
      (coss^(conc.fator[j] - 2))
    stress.layers <- stress.R*(seno^2)*(as.vector(coss2)^2)
    X.stress[j] <- round(sum(as.vector(stress.layers), na.rm = T),
0)
    }
  X.stress
}

# Y STRESS, Y...

YStress <- function(Layers,conc.fator) {
  Y.stress <- c()
  for (j in 1:length(Layers)) {
    r <- outer(y, x, function(y, x) sqrt(y^2 + x^2))
    R <- sqrt(as.vector(r)^2 + Layers[j]^2)
    Pi <- as.vector(Pi)

    coss <- (Layers[j]/R)
    seno <- sqrt(1 - (coss ^ 2))
    seno2 <-r
    for (i in 1:length(y)){
      seno2[i,] <- (abs(x)/seno2[i,])
    }

    stress.R <- ((Pi * conc.fator[j])/(2 * (pi) * R^2)) *
      (coss^(conc.fator[j] - 2))
    stress.layers <- stress.R*(seno^2)*(as.vector(seno2)^2)
    Y.stress[j] <- round(sum(as.vector(stress.layers), na.rm = T),
0)
    }
  Y.stress
}

# MEAN NORMAL STRESS, p

pStress <- function(Layers,conc.fator) {
  Z<-ZStress(Layers,conc.fator)
  X<-XStress(Layers,conc.fator)

```

```

        Y<-YStress(Layers,conc.fator)
        MEAN <- round((Z+X+Y)/3,0)
        return(MEAN)
    }

# OUTS -----
# Load

Indices <- c("Applied Wheel Load", "Modeled Wheel Load","Diference")
Loads <- c((wheel.load * 1000)/9.81, round(kg.max, 0), round(Df,0))
Loads <- data.frame(Indices, Loads)
colnames(Loads) <- c("Parameters","Loads (kg)")

# Area

Parameters <- c("Max Stress", "Contact Area", "Area Length", "Area
Width")
Units <- c("kPa ", "m^2 ", "m ", "m ")
Value <- c(round(stressmax, 0), round(contact.area, 2),
          round(area.length, 2), tyre.width)
Area <- data.frame(Parameters, Value, Units)
Layers <- layers

# Stress

stress.X <- XStress(layers,conc.fator)
stress.Y <- YStress(layers,conc.fator)
stress.Z <- ZStress(layers,conc.fator)
p <- round((stress.Z+stress.X+stress.Y)/3, 0)

stress <- data.frame(Layers, stress.Z,p)
colnames(stress) <- c("layers","z", "p")

out <- list(Area = Area, Loads = Loads,
           Stress = stress, stress.matrix = mstress,
           fZStress = ZStress, fmeanStress=pStress,
           fXStress=XStress,fYStress=YStress)
class(out) <- "stressTraffic"
return(out)
}

# EXEMPLO

stressTraffic(inflation.pressure=200,
             recommended.pressure=200,
             tyre.diameter=1.8,
             tyre.width=0.4,
             wheel.load=4000,
             conc.fator=c(4,5,5,5,5,5),
             layers=c(0.05,0.1,0.3,0.5,0.7,1),
             plot.contact.area = F)

```

**APÊNDICE D.** Código R para cálculo da deformação, via variação de densidade do solo em função da tensão aplicada, conforme O'Sullivan & Robertson (1996). Função: SoilDeformation

```

soilDeformation <- function(stress,p.density, iBD, N, CI, k, k2,
m,graph=FALSE,...)
{

# Parameters
lp <- log(stress) # log do stress
Vi <- (p.density/iBD) # volume inicial

NYL <- c() # N da YL
for (j in 1:length(N)){
  NYL[j] <- N[j]+CI[j]*(0-m[j])
}

XRCL2 <- c() # x da RCL 2 com a YL
for (j in 1:length(N)){
  XRCL2[j] <- (NYL[j]-Vi[j])/(-k[j]+CI[j])
}

YRCL2 <- c() # y na RCL 2 com a YL
for (j in 1:length(N)){
  YRCL2[j] <- (Vi[j]-k[j]*XRCL2[j])
}

NRCL2 <- c() # N da RCL 2
for (j in 1:length(N)){
  NRCL2[j] <- (YRCL2[j] + k2[j]*XRCL2[j])
}

XRCL2.VCL <- c() # x na RCL 2 com a VCL
for (j in 1:length(N)){
  XRCL2.VCL[j] <- (N[j]-NRCL2[j])/(-k2[j]+CI[j])
}

YRCL2.VCL <- c() # y na RCL 2 com a VCL
for (j in 1:length(N)){
  YRCL2.VCL[j] <- (NRCL2[j]-k2[j]*XRCL2.VCL[j])
}

# Functions

fVCL <- function (x) N[1]-CI[1]*x

fYL <- function (x) NYL[1]-CI[1]*x

fRCL <- function (x) Vi[1]-k[1]*x
NRCL <- fRCL(0)

fRCL2 <- function (x) NRCL2[1]-k2[1]*x

# Graph
if (graph) {
  curve(fRCL2, from=0,to=10,lwd=2, xlab="ln[Stress(kPa)]",
        ylab="v", col="darkgray", lty=2,...)
  segments(x0=XRCL2[1],x1=XRCL2.VCL[1],y0=YRCL2[1],
          y1=YRCL2.VCL[1],col="darkgray", lty=1, lwd=2,...)
  curve(fRCL,lwd=2, col="blue", add=T,...)
  curve(fYL,lwd=3, col="red", add=T,...)
  curve(fVCL,lwd=3, add=T,...)
}

if (lp[1]>0 & lp[1]<=XRCL2[1])
{y0 <- Vi[1]
x0 <- log(1)
}
}

```

```

        y1 <- NRCL[1]-k[1]*lp[1]
        x1 <- lp[1]}
else if (lp[1]>XRCL2[1] & lp[1]<=XRCL2.VCL[1])
  {y0 <- NRCL2[1]-k2[1]*lp[1]
  y0 <- y0+k[1]*lp[1]
  x0 <- log(1)
  y1 <- NRCL2[1]-k2[1]*lp[1]
  x1 <- lp[1]}
else if (lp[1]>XRCL2.VCL[1])
  {y0 <- N[1]-CI[1]*lp[1]
  y0 <- y0+k[1]*lp[1]
  x0 <- log(1)
  y1 <- N[1]-CI[1]*lp[1]
  x1 <- lp[1]}

segments(x0=x0,x1=x1,y0=y0,
         y1=y1,col="orange", lty=3, lwd=2,...)
segments(x0=lp[1],x1=lp[1],y0=0,
         y1=y1,col="orange", lty=3, lwd=2,...)
points(x=lp[1],y=y1,pch=16,col="orange")
}

volume <- c()
for (j in 1:length(N)){
  if (lp[j]>0 & lp[j]<=XRCL2[j]) {volume[j] <- (Vi[j])}
  else if (lp[j]>XRCL2[j] & lp[j]<=XRCL2.VCL[j])
    {volume[j] <- (NRCL2[j]-k2[j]*lp[j])
    volume[j] <- volume[j]+k[j]*lp[j]}
  else if (lp[j]>XRCL2.VCL[j])
    {volume[j] <- (N[j]-CI[j]*lp[j])
    volume[j] <- volume[j]+k[j]*lp[j]}
}

# OUT
round(iBD,3)
fBD <- round((p.density/volume),4)
vf <- (p.density/fBD)
increasing <- round(((fBD*100)/iBD)-100,0)
out <- data.frame(iBD,fBD,round(Vi,4),round(vf,4),increasing)
colnames(out) <- c("iBD","fBD","vi","vf","I%")
return(out)
}

```

#### # EXEMPLO

```

soilDeformation(stress = 300,
                p.density = 2.67,
                iBD = 1.55,
                N = 1.9392,
                CI = 0.0603,
                k = 0.0060,
                k2 = 0.0191,
                m = 1.3,graph=T)

```

**APÊNDICE E.** Código R para cálculo da pressão de preconsolidação e resistência do solo à compactação conforme Severiano et al. (2013) e de acordo com o modelo Terranimo, respectivamente. Função: soilStrength

```

soilStrength <- function(clay.content, matric.suction=NULL,
water.content=NULL)
{
  if (!is.null(matric.suction) || !is.null(water.content)) {
    if (is.null(clay.content))
      warning("To estimate soil strength, please inform water.content
or matric.suction")

    if (is.numeric(matric.suction) & is.numeric(water.content)) {
      warning("To estimate soil strength, please inform only one of
them: water.content or matric.suction")}

    pre.cons.water <- function(clay.content, water.content) {
      mh <- c()
      for (j in 1:length(clay.content)) {
        if (clay.content[j] <= 20) {
          mh[j] <- (((0.42)/(water.content[j] - 0.049356))^(1/0.42)) -
-
          1)^(1/1.72) * (1/0.79)
        }
        else if (clay.content[j] > 20 & clay.content[j] <=
31) {
          mh[j] <- (((0.45)/(water.content[j] - 0.08689))^(1/0.36)) -
1)^(1/1.56) * (1/0.72)
        }
        else if (clay.content[j] > 31 & clay.content[j] <=
37) {
          mh[j] <- (((0.46)/(water.content[j] - 0.10696))^(1/0.34)) -
1)^(1/1.52) * (1/1.66)
        }
        else if (clay.content[j] > 37 & clay.content[j] <=
52) {
          mh[j] <- (((0.5)/(water.content[j] - 0.125941))^(1/0.33)) -
1)^(1/1.47) * (1/2.04)
        }
        else {
          mh[j] <- (((0.51)/(water.content[j] - 0.139358))^(1/0.28)) -
-
          1)^(1/1.38) * (1/2.27)
        }
      }
      return(round(mh, 0))
    }
    if (length(matric.suction) > 0) {
      matric.suction <- matric.suction
    }
    else {
      matric.suction <- pre.cons.water(clay.content = clay.content,
water.content = water.content)
    }
    pcs <- c()
    for (j in 1:length(clay.content)) {
      if (clay.content[j] < 20) {
        pcs[j] <- round(129 * matric.suction[j]^(0.15),0)
      }
      else if (clay.content[j] >= 20 & clay.content[j] <=
31) {
        pcs[j] <- round(123.3 * matric.suction[j]^(0.13),0)
      }
      else if (clay.content[j] > 31 & clay.content[j] <=
37) {
        pcs[j] <- round(85 * matric.suction[j]^(0.17),0)
      }
    }
  }
}

```

```
    else if (clay.content[j] > 37 & clay.content[j] <=
             52) {
        pcs[j] <- round(70.1 * matric.suction[j]^(0.16),0)
    }
    else if (clay.content[j] > 52) {
        pcs[j] <- round(62.7 * matric.suction[j]^(0.15),0)
    }
}

pcs05 <- pcs*0.5
pcs11 <- pcs*1.1
soil.strength <- data.frame(pcs,pcs05,pcs11)
colnames(soil.strength) <- c("Pc","LL.Pc","UL.Pc")
return(soil.strength)
}
}
```

#### # EXEMPLO

```
soilStrength(clay.content=c(25,28,30,30,30),
             matric.suction = c(100,330,1000,3000,5000))
```

**APÊNDICE F.** Código R para estimativa do intervalo hídrico ótimo (IHO) em função da densidade do solo conforme Silva et al. (2008), para solos brasileiros, e de acordo com Silva & Kay (1997), para solos canadenses. Função: llwrPTF

```
llwrPTF <- function(air,critical.PR, h.FC, h.WP,p.density,
                  Bd,clay.content,org.carbon=NULL)

{

# BRAZIL
  llwrBRAZIL <- function(Bd,air,critical.PR, h.FC, h.WP,
                        p.density,clay.content)
  {
    thetaAIR <- c()
    thetaCC <- c()
    thetaWP <- c()
    thetaPR <- c()
    for (j in 1:length(Bd)){
      thetaAIR[j] <- (1-(Bd[j]/ p.density))-air
      thetaCC[j] <- (1-(Bd[j]/p.density))*(h.FC/(3.0846 - 0.0441 *
        clay.content[j]))^(-1/(0.9354 + 0.2863 * clay.content[j]))
      thetaWP[j] <- (1-(Bd[j]/p.density))*(h.WP/(3.0846 - 0.0441 *
        clay.content[j]))^(-1/(0.9354 + 0.2863 * clay.content[j]))
      thetaPR[j] <- (critical.PR/((0.0121 - 0.0001 * clay.content[j])*(Bd[j]
        ^ (2.911 + 0.0428 * clay.content[j]))))^1 / (-0.8546 - 0.0412 *
        clay.content[j]))
    }

    SL <- c()
    IL <- c()
    for (j in 1:length(Bd)){
      if (thetaAIR[j] < thetaCC[j]) {SL[j] <- thetaAIR[j]}
      else if (thetaAIR[j] > thetaCC[j]) {SL[j] <- thetaCC[j]}
      if (thetaWP[j] > thetaPR[j]) {IL[j] <- thetaWP[j]}
      else if (thetaWP[j] < thetaPR[j]) {IL[j] <- thetaPR[j]}
    }

    LLRW.Brazil <- (SL - IL)
    for (j in 1:length(LLRW.Brazil)){
      if (LLRW.Brazil[j]<0) {LLRW.Brazil[j]<-0}
    }
    return(LLRW.Brazil)
  }

# CANADA
  llwrCANADIAN <- function(Bd,air,critical.PR, h.FC, h.WP,
                          p.density,clay.content,org.carbon)
  {
    thetaAIR <- c()
    thetaCC <- c()
    thetaWP <- c()
    thetaPR <- c()
    for (j in 1:length(Bd)){
      thetaAIR[j] <- (1-(Bd[j]/ p.density))-air
      thetaCC[j] <- exp((-4.1518 + 0.6851 * log(clay.content[j]) + 0.4025 *
        log(org.carbon[j]) + 0.2731 * log(Bd[j])) + (-0.5456 + 0.1127 *
        log(clay.content[j]) + 0.0223 * log(org.carbon[j]) + 0.1013 * log(Bd[j]))
        * log(h.FC / 10000))
      thetaWP[j] <- exp((-4.1518 + 0.6851 * log(clay.content[j]) + 0.4025 *
        log(org.carbon[j]) + 0.2731 * log(Bd[j])) + (-0.5456 + 0.1127 *
        log(clay.content[j]) + 0.0223 * log(org.carbon[j]) + 0.1013 * log(Bd[j]))
        * log(h.WP / 10000))
      thetaPR[j] <- exp((log(critical.PR) - (-3.6733 - 0.1447 * clay.content[j]
        + 0.7653 * org.carbon[j]) - ((3.8521 + 0.0963 * clay.content[j]) *
        log(Bd[j]))) / (-0.4805 - 0.1239 * clay.content[j] + 0.208 *
        org.carbon[j]))
    }
  }
}
```

```

SL <- c()
IL <- c()
for (j in 1:length(Bd)){
  if (thetaAIR[j] < thetaCC[j]) {SL[j] <- thetaAIR[j]}
  else if (thetaAIR[j] > thetaCC[j]) {SL[j] <- thetaCC[j]}
  if (thetaWP[j] > thetaPR[j]) {IL[j] <- thetaWP[j]}
  else if (thetaWP[j] < thetaPR[j]) {IL[j] <- thetaPR[j]}
  }

LLRW.Canadian <- (SL - IL)
for (j in 1:length(LLRW.Canadian)){
  if (LLRW.Canadian[j]<0) {LLRW.Canadian[j]<-0}
  }
return (LLRW.Canadian)
}

LLWR.C <- llwrCANADIAN(Bd=Bd,clay.content=clay.content,
                      air=air,critical.PR=critical.PR,          h.FC=h.FC,
                      h.WP=h.WP,
                      p.density=p.density,org.carbon=org.carbon)

LLWR.B <- llwrBRAZIL(Bd=Bd,clay.content=clay.content,
                    air=air,critical.PR=critical.PR, h.FC=h.FC, h.WP=h.WP,
                    p.density=p.density)

LLWR <- data.frame(LLWR.B,LLWR.C)
return(round(LLWR,4))
}

```

#### # EXEMPLO

```

llwrPTF(air=0.1,critical.PR=2, h.FC=100, h.WP=15000,p.density=2.65,
        Bd=c(1.2,1.3,1.4,1.5,1.35),clay.content=c(30,30,35,38,40))

```

**APÊNDICE G.** Código para extração dos parâmetros mecânicos  $N$ ,  $\lambda_n$  e  $k$  da curva de compressão conforme o modelo de O'Sullivan & Robertson (1996). Ver Figura 7. Função: `mecParameter`

```

mecParameter <- function(stress,BD,PD=2.65,nVCL=2,nRCL=2,m=1.3,graph=F,...)
{
  if (length(stress) != length(BD)) {stop("incompatible dimensions!:
please, check the length of BD and stress")}
  if (length(PD) != 1) {stop("please, inform only one value to PD")}
  if (length(m) != 1) {stop("please, inform only one value to m")}

  v <- (PD/BD)
  VCL <- lm(head(rev(v),n = nVCL) ~ head(rev(log(stress)),n = nVCL))
  CI <- as.numeric(abs(coef(VCL)[2]))
  N <- as.numeric(coef(VCL)[1])

  RCL <- lm(head(v,n = nRCL) ~ head(log(stress),n = nRCL))
  k <- as.numeric(abs(coef(RCL)[2]))
  NRCL <- coef(RCL)[1]

  stressYL <- head(rev(log(stress)),n = nVCL)-m
  YL <- lm(head(rev(v),n = nVCL) ~ stressYL)

  NYL <- N+CI*(0-m)
  k2 <- (k*CI)^0.5

  XRCL2 <- (NYL-NRCL)/(-k+CI)
  YRCL2 <- (NRCL-k*XRCL2)
  NRCL2 <- (YRCL2 + k2*XRCL2)

  if (graph) {
    plot(x=log(stress),y=v,main="Determining Soil Mechanical Parameters",
         xlab="ln[Stress (kPa)]",ylab="v",ylim=c(min(v),N),...)
    mtext("Check your model here",side = 3, line = 0.3, cex=0.9)

    RCL2graf <- function (x) NRCL2-k2*x
    curve(RCL2graf,from=0,to=max(log(stress)),add=T,lwd=2,col="gray")

    YLgraf <- function (x) coef(YL)[1] + coef(YL)[2]*x
    curve(YLgraf,from=0,to=max(log(stress)),add=T,lwd=2,col="blue")

    VCLgraf <- function (x) coef(VCL)[1] + coef(VCL)[2]*x
    curve(VCLgraf,from=0,to=max(log(stress)),add=T,lwd=2)

    RCLgraf <- function (x) coef(RCL)[1] + coef(RCL)[2]*x
    curve(RCLgraf,from=0,to=max(log(stress)),add=T,lwd=2,col="red")
  }

  parameters <- data.frame(N,CI,k,k2,m)
  return(parameters)
}

# EXEMPLO
mecParameter(BD=c(1.1,1.13,1.15,1.18,1.27,1.37,1.52,1.7,1.92),
             stress=c(1,10,25,50,100,200,400,800,1600),graph=T)

```

NOTA: Todas as funções colocadas aqui estão disponíveis no R pacote *soilphysics*, e podem sofrer atualizações em versões futuras do pacote. Portanto, embora os códigos descritos neste apêndice funcionem plenamente, para os cálculos dos parâmetros descritos, é recomendado sempre consultar a página de ajuda do pacote, onde os argumentos e exemplos são colocados em detalhes.