

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

**ANÁLISE NUMÉRICA DA CRAVAÇÃO
ESTÁTICA DE ESTACAS METÁLICAS
TUBULARES DE PONTA ABERTA**

JAQUELINE RODRIGUES FERREIRA

D0178G18
GOIÂNIA
2018

**TERMO DE CIÊNCIA E DE AUTORIZAÇÃO PARA DISPONIBILIZAR
VERSÕES ELETRÔNICAS DE TESES E DISSERTAÇÕES
NA BIBLIOTECA DIGITAL DA UFG**

Na qualidade de titular dos direitos de autor, autorizo a Universidade Federal de Goiás (UFG) a disponibilizar, gratuitamente, por meio da Biblioteca Digital de Teses e Dissertações (BDTD/UFG), regulamentada pela Resolução CEPEC nº 832/2007, sem ressarcimento dos direitos autorais, de acordo com a Lei nº 9610/98, o documento conforme permissões assinaladas abaixo, para fins de leitura, impressão e/ou *download*, a título de divulgação da produção científica brasileira, a partir desta data.

1. Identificação do material bibliográfico: Dissertação Tese

2. Identificação da Tese ou Dissertação:

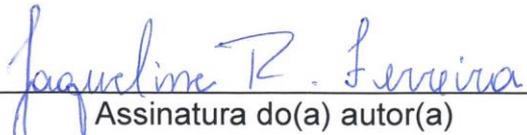
Nome completo do autor: Jaqueline Rodrigues Ferreira

Título do trabalho: Análise numérica da cravação estática de estacas metálicas tubulares de ponta aberta

3. Informações de acesso ao documento:

Concorda com a liberação total do documento SIM NÃO

Havendo concordância com a disponibilização eletrônica, torna-se imprescindível o envio do(s) arquivo(s) em formato digital PDF da tese ou dissertação.


Assinatura do(a) autor(a)

Ciente e de acordo:


Assinatura do(a) orientador(a)

Data: 27 / 08 / 2018

JAQUELINE RODRIGUES FERREIRA

**ANÁLISE NUMÉRICA DA CRAVAÇÃO
ESTÁTICA DE ESTACAS METÁLICAS
TUBULARES DE PONTA ABERTA**

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

Área de Concentração: Geotecnia

Orientador: Prof. Dr. Maurício Martines Sales

Coorientador: Prof. Dr. Carlos Alberto Lauro Vargas

D0178G18
GOIÂNIA
2018

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da UFG.

Rodrigues Ferreira, Jaqueline

Análise numérica da cravação estática de estacas metálicas tubulares de ponta aberta [manuscrito] / Jaqueline Rodrigues Ferreira. - 2018.

91 f.: il.

Orientador: Prof. Dr. Maurício Martines Sales ; co-orientador Dr. Carlos Alberto Lauro Vargas .

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Goiás, Escola de Engenharia Civil e Ambiental (EECA), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil - Geotecnia, Estruturas e Construção Civil, Goiânia, 2018.

Bibliografia.

Inclui abreviaturas, símbolos, gráfico, tabelas, lista de figuras, lista de tabelas.

1. Análise numérica. 2. Método das diferenças finitas. 3. Efeitos do tamponamento. 4. Estacas metálicas tubulares de ponta aberta. 5. Análise paramétrica. I. , Maurício Martines Sales, orient. II. Título.

CDU 624.13



PPG
GECON

Programa de Pós-Graduação em
Geotecnia, Estruturas e Construção Civil



Ata de Nº 0178 da sessão de julgamento da
Dissertação da aluna Jaqueline Rodrigues
Ferreira da área de concentração Geotecnia do
PPG em Geotecnia, Estruturas e Construção
Civil.

Aos 29 dias do mês de junho de 2018, às 15h00, no Auditório Biolkino Pereira, da Escola de Engenharia Civil e Ambiental da Universidade Federal de Goiás, reuniu-se a banca examinadora designada na forma regimental pela Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil para julgar a Dissertação intitulada "**Análise Numérica da Cravação Estática de Estacas Metálicas Tubulares de Ponta Aberta**", apresentada pela aluna **Jaqueline Rodrigues Ferreira**, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de MESTRE, área de concentração Geotecnia. A Banca Examinadora foi Presidida pelo Prof. Dr. Maurício Martines Sales (GECON/UFG), tendo como membros o Prof. Dr. Gilson de Farias Neves Gitirana Junior (GECON/UFG) e o Prof. Dr. André Luís Brasil Cavalcante (UnB). Aberta a sessão pública, a candidata teve a oportunidade de expor o trabalho. Após a exposição, a aluna foi arguida oralmente pelos membros da Banca, os quais concluíram pelos seguintes resultados:

Membro	Instituição	Função	Resultado
Maurício Martines Sales	GECON/UFG	Presidente	<u>Aprovado</u>
Gilson de Farias Neves Gitirana Junior	GECON/UFG	Examinador Interno	<u>APROVADA</u>
André Luís Brasil Cavalcante	UnB	Examinador Externo	<u>Aprovado</u>

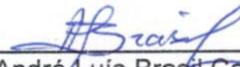
Tendo demonstrado suficiência de conhecimento e capacidade de sistematização no tema de sua Dissertação, a Banca Examinadora concluiu pela **aprovação** da candidata **sem restrições**.

Não tendo demonstrado suficiência de conhecimento e capacidade de sistematização no tema de sua Dissertação, a Banca Examinadora concluiu pela **reprovação** da candidata, conforme as seguintes justificativas:

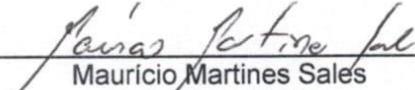
Nos termos do Regulamento Geral dos Cursos de Pós-Graduação desta Universidade, foi lavrada a presente ata que, lida e julgada conforme, segue assinada pelos membros da **Banca Examinadora** e pela **candidata**.



Gilson de Farias Neves Gitirana Junior
PPG-GECON/UFG

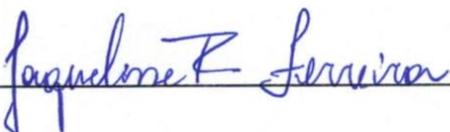


André Luís Brasil Cavalcante
UnB



Maurício Martines Sales
PPG-GECON/UFG

Candidata: Jaqueline Rodrigues Ferreira



Jaqueline Rodrigues Ferreira

RESUMO

A crescente utilização de estacas metálicas tubulares de ponta aberta como elemento de fundação traz novo enfoque às contribuições do tampão de solo ao comportamento destes elementos de fundação. Assim, considerando a necessidade da compreensão do processo de formação deste tampão, sua influência na capacidade de carga das estacas e a pequena quantidade de pesquisas desenvolvidas com modelos em escala real, o objetivo deste trabalho é simular numericamente o processo de cravação estática de estacas metálicas tubulares de ponta aberta em areias, buscando estudar a interferência das propriedades do solo e da geometria das estacas na dinâmica do processo executivo. Para o desenvolvimento destas simulações utilizou-se um programa de diferenças finitas explícito, FLAC (*Fast Lagrangian Analysis of Continua*). A metodologia desenvolvida iniciou-se com a calibração da malha de diferenças finitas, da velocidade de cravação e dos parâmetros das interfaces – módulos normal e cisalhante. Sendo esta calibração validada com a utilização dos resultados de ensaios em câmara de calibração realizados em outras pesquisas. Posteriormente, desenvolveu-se uma análise paramétrica onde foram variáveis a geometria do problema – diâmetro interno, espessura da parede e inclinação da ponta das estacas, e os parâmetros mecânicos do solo – ângulo de atrito, peso específico e módulo de elasticidade. Como resultado, têm-se que, o peso específico do solo e a inclinação da ponta das estacas não interferem na formação do tampão de solo, enquanto que o diâmetro interno e a espessura da parede das estacas apresentam grande influência nos resultados. Além disso, o programa selecionado para as simulações foi capaz de modelar o fenômeno do tamponamento, exibindo comportamento semelhante ao encontrado nos ensaios realizados em câmara de calibração.

Palavras-chave: Análise numérica. Método das diferenças finitas. Efeitos do tamponamento. Estacas metálicas tubulares de ponta aberta. Análise paramétrica.

ABSTRACT

The use of steel pipe piles as a foundation element brings a new focus to the contributions of soil plug to the behavior of open-ended pipe piles. Therefore, considering the necessity to understand the plug formation, its influence on pipe pile load capacity and the limited of research developed in real scale models, this work aims to numerically simulate the process jacking open ended steel pipe piles in sands, seeking to investigate the soil properties and piles geometry interference on the jacking process. For the development of these simulations an explicit finite difference program, FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua), was used. The methodology developed started with the finite difference mesh, jacking velocity and interface parameters (normal and shear modulus) calibration. This process was validated with calibration chamber tests results developed in other researches. Henceforth, parametric analysis involving the pipe geometry – internal diameter, wall thickness and tip angle – and the soil mechanical parameters – friction angle, density and elastic modulus – were conducted. As result, among all the factors analyzed, soil density and pile tip angle do not interfere in soil plug formation. Furthermore, the program selected for the simulations was able to model plugging, exhibiting similar behavior to calibration chamber tests results.

Key-words: Numerical analysis. Finite difference method. Plugging effect. Open ended pipe piles. Parametric analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Martelo para cravação à percussão – modificada pela autora.....	19
Figura 2.2 – Martelos vibratórios: (a) suspenso por guindaste; (b) acoplado a escavadora – modificada pela autora.....	20
Figura 2.3 – Cravação por prensagem: (a) com injeção de água pressurizada; (b) com perfuração por brocas; (c) rotativa – modificada pela autora.....	21
Figura 2.4 – Componentes de capacidade de carga para estacas de ponta aberta (KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016a).	23
Figura 2.5 – Condições de tamponamento: (a) não tamponada, IFR e PLR unitários; (b) parcialmente tamponada, IFR entre zero e um; (c) completamente tamponada, IFR nulo – modificada pela autora (KO; JEONG, 2015).	24
Figura 2.6 – Relações entre PLR e IFR – modificada pela autora (JEONG <i>et al.</i> , 2015).	27
Figura 2.7 – Avaliação preliminar do PLR – modificada pela autora (YU; YANG, 2012).	28
Figura 2.8 – (a) Desenvolvimento da resistência do tampão de solo normalizada e do (b) IFR <i>versus</i> profundidade de penetração normalizada (L/D_i) – modificada pela autora (LEHANE; GAVIN, 2001).....	31
Figura 2.9 – Variação do comprimento do tampão de solo normalizada <i>versus</i> profundidade de penetração normalizada – modificada pela autora (LEHANE; GAVIN, 2001).	31
Figura 2.10 – (a) Tensão cisalhante externa média normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT <i>versus</i> IFR ; (b) Resistência do tampão de solo normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT <i>versus</i> IFR – modificada pela autora (GAVIN; LEHANE, 2003).	32
Figura 2.11 – Comparação entre as resistências de ponta e lateral das estacas metálicas tubulares de ponta aberta e fechada: (a) resistência de ponta normalizada com a resistência de ponta média do ensaio CPT; (b) resistência lateral normalizada com a resistência lateral média do ensaio CPT – modificada pela autora (PAIK <i>et al.</i> , 2003).	33

Figura 2.12 – Curvas carga <i>versus</i> recalque para as estacas metálicas tubulares de: (a) ponta fechada e ponta aberta cravadas em areia (b) fofa; (c) média; (d) rija – modificada pela autora (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016).	35
Figura 2.13 – Comparação entre as capacidades de carga medidas e previstas – modificada pela autora (PAIK; SALGADO, 2003).	36
Figura 2.14 – Curvas carga <i>versus</i> recalque para a base das estacas metálicas tubulares de: (a) ponta fechada; (b) ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).	37
Figura 2.15 – Relação entre o IFR normalizado e a densidade relativa – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).	38
Figura 2.16 – Diagrama esquemático das estacas metálicas tubulares de ponta aberta com espessura da parede contínua e variável (KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016b).	40
Figura 2.17 – Efeitos da espessura da parede e do comprimento engrossado na capacidade de carga das estacas de: (a) 30 mm de diâmetro; (b) 50 mm de diâmetro – modificada pela autora (KUMARA <i>et al.</i> , 2016).	42
Figura 2.18 – Resistência ao atrito interno das estacas de: (a) 30 mm de diâmetro; (b) 50 mm de diâmetro – modificada pela autora (KUMARA <i>et al.</i> , 2016).	42
Figura 3.1 – Mecanismos de formação do tampão considerados por Henke e Grabe (2008) para estacas cravadas: (a) por prensagem; (b) por vibração e à percussão – modificada pela autora (HENKE; GRABE, 2008).	44
Figura 3.2 – Geometria e condições de contorno utilizadas por Dijkstra, Broere e Heeres (2011) para a simulação em que a estaca é: (a) fixa; (b) livre – modificada pela autora (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).	45
Figura 3.3 – Comparação entre as tensões efetivas calculadas e medidas durante a instalação para a simulação com a estaca: (a) livre; (b) fixa – modificada pela autora (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).	46
Figura 3.4 – Forma das estacas moldadas <i>in loco</i> – modificada pela autora (ZHOU <i>et al.</i> , 2016).	47
Figura 3.5 – Efeitos da profundidade de penetração nos movimentos do solo: (a) pequenas profundidades; (b) grandes profundidades – modificada pela autora (ZHOU <i>et al.</i> , 2016).	48

Figura 3.6 – Mecanismo do tamponamento em estacas tubulares de ponta aberta: (a) caso 1; (b) caso 2; (c) caso 3 – modificada pela autora (KO; JEONG; LEE, 2016).	50
Figura 3.7 – Comparação das curvas resistência ao atrito lateral <i>versus</i> deslocamento relativo: (a) medido; (b) calculado – modificada pela autora (WU et al., 2015).....	51
Figura 3.8 – Fluxograma para a determinação de parâmetros de interface estaca – modificada pela autora (WU <i>et al.</i> , 2015).	52
Figura 4.1 – Ciclo de cálculo do programa FLAC – modificada pela autora (ITASCA, 2011).	54
Figura 4.2 – Elementos de diferenças finitas: (a) elemento quadrilateral sobreposto; (b) elemento triangular típico com vetores de velocidade; (c) vetores de forças nodais – modificada pela autora (ITASCA, 2011).	55
Figura 4.3 – Manifestação das deformações em forma de ampolheta – modificada pela autora.	55
Figura 4.4 – Interface representada pelos lados A e B, conectados por molas de rigidez ao cisalhamento e normal – modificada pela autora (ITASCA, 2011).	58
Figura 4.5 – Dimensão do elemento utilizada no cálculo da rigidez da interface – modificada pela autora (ITASCA, 2011).	60
Figura 4.6 – Estrutura axissimétrica gerada a partir de eixo de revolução e seção transversal – modificada pela autora (RODRIGUES, 2009).....	62
Figura 4.7 – Procedimento de simulação com o FLAC – modificada pela autora (ITASCA, 2011).	63
Figura 5.1 – Geometria da ponta da parede da estaca tubular e da abertura no solo – modelo axissimétrico.....	68
Figura 5.2 – Condições iniciais e de contorno.....	69
Figura 5.3 – Interfaces: (a) solo-solo; (b) ponta da estaca-solo interno; (c) parede da estaca-solo interno; (d) ponta da estaca-solo externo; (e) parede da estaca-solo externo.	70
Figura 6.1 – Calibração da malha de elementos de diferenças finitas com o ensaio S1-OP-40-9.	73
Figura 6.2 – Calibração da velocidade de cravação com o ensaio S1-OP-40-9.....	74
Figura 6.3 – Calibração da interface solo-solo com o ensaio S1-OP-40-9, análise da influência do parâmetro: (a) k_n ; (b) k_s	75
Figura 6.4 – Calibração da interface solo-estaca, análise da influência do parâmetro: (a) k_n ; (b) k_s	75

Figura 6.5 – Malha para a estaca S1-OP-40-9: (a) após a cravação de todo o comprimento da estaca; (b) detalhe – formação do tampão de solo.....	76
Figura 6.6 – Estaca: (a) S1-OP-114-6; (b) S1-OP-40-31; (c) S1-OP-114-12; (d) S2-OP-114-12.....	78
Figura 6.7 – Detalhes das estacas: (a) S1-OP-114-6 – parede espessa; (b) S1-OP-114-12 – parede estreita.	78
Figura 6.8 – Variação do PLR em função do diâmetro interno das estacas.	80
Figura 6.9 – Variação do PLR em função da espessura da parede das estacas.	81
Figura 6.10 – Variação do PLR em função da inclinação da ponta da parede das estacas.	82
Figura 6.11 – Variação do PLR em função do peso específico do solo.	82
Figura 6.12 – Variação do PLR em função do ângulo de atrito do solo aplicado às interfaces.....	83
Figura 6.13 – Variação do PLR em função do módulo de elasticidade do solo.....	84
Figura 6.14 – Variação do PLR em função da relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas.	85

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Resistência normalizada de estacas metálicas tubulares de ponta fechada e ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).	28
Tabela 2.2 – Resistência normalizada de estacas metálicas tubulares de ponta fechada e ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).	38
Tabela 2.3 – Descrição dos ensaios utilizados para análise do atrito interno – modificada pela autora (JEONG <i>et al.</i> , 2015).	39
Tabela 2.4 – Geometria das estacas – modificada pela autora (KUMARA <i>et al.</i> , 2016).....	41
Tabela 3.1 – Validação do modelo numérico – modificada pela autora (KO; JEONG; LEE, 2016).	49
Tabela 6.1 – Detalhes das estacas ensaiadas – modificada pela autora (GAVIN, 1998).	72
Tabela 6.2 – Dados da análise paramétrica.	79

LISTA DE ABREVIATURAS

CPT	<i>Cone Penetration Test;</i>
FLAC	<i>Fast Lagrangian Analysis of Continua;</i>
IFR	<i>Incremental Filling Ratio;</i>
PLR	<i>Plug Length Ratio;</i>
SPI	<i>Soil Plugging Index;</i>
SPT	<i>Standard Penetration Test.</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

α	valor dependente da densidade relativa (igual a 1,0 para areias densas, 0,6 para areias médias e 0,25 para areias fofas);
β	valor dependente da densidade relativa (igual a 1,0 para areias densas, 0,4 para areias médias e 0,22 para areias fofas);
γ	peso específico do solo;
δ_c	ângulo de atrito crítico entre a estaca e o solo;
δ_{ci}	ângulo de atrito crítico entre a parede interna da estaca e o solo;
ΔD	incremento d comprimento cravado da estaca;
ΔL	variação do comprimento da coluna interna de solo;
$\Delta z_{mín}$	menor comprimento de um elemento adjacente à interface no sentido normal (Figura 3.4);
θ	inclinação da ponta da parede da estaca;
σ'_h	tensão efetiva horizontal;
σ'_v	tensão efetiva vertical média sobre toda a profundidade de penetração;
φ	ângulo de atrito da superfície da interface;
ϕ	ângulo de atrito do solo;
A_{si}	área do atrito interno mobilizado;
c	coesão ao longo da interface;
D	comprimento cravado da estaca;
d	diâmetro da estaca;
d_i	diâmetro interno da estaca;
E_{solo}	módulo de elasticidade do solo;
F_n	força normal;
f_{si}	atrito interno unitário;
$F_{smáx}$	força de cisalhamento máxima;
$f_{so,f}$	resistência lateral última unitária em campo;

G	módulo cisalhante;
G_s	módulo cisalhante do solo;
h	altura de queda do martelo;
IFR	razão de incremento de preenchimento;
K	módulo volumétrico;
K_0	coeficiente de empuxo no repouso, anterior à cravação da estaca;
k_{el}	rigidez aparente na direção normal de um elemento;
k_n	rigidez normal;
k_s	rigidez cisalhante;
L	comprimento do tampão de solo;
L_c	comprimento de contato efetivo;
L_{is}	comprimento em que a resistência lateral interna da estaca é mobilizada;
N	número de golpes para um avanço de 30 cm no SPT;
PLR	razão do comprimento do tampão;
Q_{an}	resistência do anel da estaca;
Q_b	resistência da base do tampão de solo;
$q_{b,f}$	resistência de ponta última unitária em campo;
Q_{in}	resistência ao atrito interna;
Q_{out}	resistência ao atrito externa;
Q_{plug}	resistência do tampão de solo;
Q_u	capacidade de carga última;
SPI	índice de tamponamento de solo;
t	espessura da parede da estaca;
W	peso do martelo.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	INTRODUÇÃO	14
1.1	JUSTIFICATIVAS	15
1.2	OBJETIVOS	15
CAPÍTULO 2	ESTACAS METÁLICAS	17
2.1	SISTEMAS DE CRAVAÇÃO	18
2.1.1	Cravação à percussão	18
2.1.2	Cravação por vibração	19
2.1.3	Cravação por prensagem	20
2.2	RESULTADOS DO PROCESSO DE CRAVAÇÃO	22
2.3	ESTACAS TUBULARES	22
2.3.1	Métodos de previsão do tamponamento	26
2.3.2	Efeitos da cravação e do tamponamento	27
2.4	RESISTÊNCIA	30
2.5	MÉTODOS DE PREVISÃO – CAPACIDADE DE CARGA	34
2.6	ESPESSURA DA PAREDE	40
CAPÍTULO 3	MODELOS NUMÉRICOS	43
3.1	SIMULAÇÕES DA CRAVAÇÃO DE ESTACAS	43
3.2	SIMULAÇÕES DO TAMPÃO DE SOLO	47
3.3	USO DE INTERFACES NOS MODELOS	49
CAPÍTULO 4	PROGRAMA DE DIFERENÇAS FINITAS EXPLÍCITO (FLAC2D)	53
4.1	MALHA	54
4.2	AMORTECIMENTO MECÂNICO	56
4.2.1	Amortecimento quasi-estático	56
4.2.2	Amortecimento dinâmico	57
4.3	INTERFACES	57
4.3.1	Formulação	58
4.3.2	Propriedades	59
4.4	MODELO AXISSIMÉTRICO	61

4.5	UTILIZAÇÃO DO FLAC	62
4.5.1	Atribuição de modelos aos materiais	62
4.5.2	Aplicação das condições iniciais e de contorno	64
4.5.3	Equilíbrio inicial	65
4.5.4	Alterações e resposta da simulação	65
	CAPÍTULO 5 MATERIAIS E MÉTODOS.....	67
5.1	MALHA E CONDIÇÕES INICIAIS.....	67
5.2	ALTERAÇÕES E PROCESSO DE CRAVAÇÃO	70
5.3	ANÁLISE DAS INTERFACES E VELOCIDADE DE CRAVAÇÃO.....	71
	CAPÍTULO 6 RESULTADOS E ANÁLISES.....	72
6.1	ENSAIOS DE GAVIN (1998).....	72
6.1.1	Calibrações	73
6.1.2	Validações.....	77
6.2	ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	79
6.2.1	Efeito do diâmetro interno das estacas	80
6.2.2	Efeito da espessura das paredes das estacas	80
6.2.3	Efeito da inclinação da ponta da parede das estacas.....	81
6.2.4	Efeito do peso específico.....	81
6.2.5	Efeito do ângulo de atrito do solo aplicado às interfaces	82
6.2.6	Efeito do módulo de elasticidade do solo	83
6.2.7	Efeito da relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas.....	85
	CAPÍTULO 7 CONCLUSÕES	86
7.1	PRINCIPAIS CONCLUSÕES	86
7.2	SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS.....	87

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A crescente utilização de estacas metálicas tubulares como elemento de fundação, promovida pela produção de tubos de aço destinados a fundações e pelo reaproveitamento de tubos anteriormente empregados no transporte de fluidos, traz novo enfoque às contribuições do tampão de solo ao comportamento das estacas metálicas tubulares de ponta aberta.

As fundações em estaca são divididas, de acordo com seus efeitos no solo durante a sua execução, em de pequeno ou grande deslocamento e sem deslocamento. Nas estacas de deslocamento ocorrem movimentações horizontais do solo, oriundas da cravação, e nas sem deslocamento as perturbações geradas (mudanças no estado de tensões) são desprezíveis. As estacas metálicas tubulares, que se dividem em estacas de ponta fechada e de ponta aberta, comportam-se como estacas de deslocamento, sendo este grande para as de ponta fechada e variável para as de ponta aberta.

Durante a cravação das estacas de ponta aberta, um tampão de solo pode ser formado, evitando ou impedindo parcialmente a entrada de solo dentro da estaca. Assim, a resistência e a capacidade de carga destas estacas variam em função do comprimento da coluna de solo em seu interior (PAIK; SALGADO, 2003). Se durante a cravação ocorrer entrada parcial de solo no interior da estaca, sendo está interrompida em certo ponto, estacas de ponta aberta se comportarão como de ponta fechada (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

Enquanto a capacidade de carga das estacas de ponta fechada é determinada pelas resistências lateral e de ponta, a capacidade das estacas de ponta aberta é influenciada pelo seu tamponamento, visto que sua parcela de resistência de ponta pode ser decomposta em dois fatores, o primeiro relativo à contribuição do anel da base da estaca e o segundo à resistência ao cisalhamento no interior desta – referente ao contato entre o solo no interior da estaca e a parede da estaca.

1.1 JUSTIFICATIVAS

Estacas tubulares metálicas de ponta aberta têm sido comumente utilizadas como fundações de estruturas urbanas e costeiras, como portos, pontes de grande comprimento e estruturas condutoras de energia elétrica. À medida que o número destas estruturas aumenta, a capacidade de carga destas estacas, considerando o efeito do tamponamento, torna-se uma questão importante para os projetos de fundações.

Ainda mais, o crescente desenvolvimento da indústria do petróleo, que ocorre desde a década de 60, tem promovido a execução de estacas como fundações *offshore* e aumentado cada vez mais o diâmetro e a profundidade destas, graças ao aumento da capacidade dos macacos e martelos utilizados em sua instalação. Assim, o processo de formação do tampão de solo no interior das estacas e sua relação com a geometria destas e os índices físicos do solo onde serão realizadas carecem de análise.

Considerando que a maioria das pesquisas relativas ao tamponamento de estacas metálicas tubulares de ponta aberta se dá com a utilização de modelos em escala reduzida, faz-se necessária a compreensão do tamponamento em modelos de escala real. Deste modo, neste trabalho serão realizadas simulações numéricas do processo de cravação estático das estacas metálicas tubulares de ponta aberta, em um programa de diferenças finitas capaz de modelar grandes deformações.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é simular numericamente o processo de cravação estática de estacas metálicas tubulares de ponta aberta em areias, de forma a estudar a interferência das propriedades do solo e da geometria das estacas na dinâmica do processo executivo. Dentre os objetivos específicos, destacam-se:

- Verificar se o programa de diferenças finitas proposto para as simulações numéricas, FLAC (*Fast Lagrangian Analysis of Continua*), é apto a realizá-las;
- Selecionar um modelo constitutivo capaz de representar satisfatoriamente o comportamento das areias;

- Examinar a influência da velocidade de cravação das estacas, adotada no modelo numérico, no processo de cravação estática destas, buscando encontrar uma relação entre a velocidade real e a simulada;
- Indicar elementos disponíveis no FLAC que favoreçam a simulação do processo de cravação e a formação do tampão de solo – elementos de interface;
- Verificar os efeitos do tamponamento frente à variabilidade da geometria da estaca;
- Realizar uma análise paramétrica dos efeitos do tamponamento para areias de diferentes características mecânicas.

CAPÍTULO 2

ESTACAS METÁLICAS

Estacas metálicas são compostas desde perfis laminados a soldados, onde também estão incluídos os trilhos de ferrovias e tubos. Estas últimas podem ser: quanto à fabricação, tubos sem costura, extrudados ou soldados e, quanto à composição, tubos soldados ou rosqueados; sendo cravadas com ponta aberta ou ponta fechada, de modo que o seu preenchimento com concreto é bastante usual nas de ponta fechada e menos frequente nas de ponta aberta, devido à formação do tampão de solo. Quando do preenchimento com concreto desta última, parte do solo no interior da estaca é removido de forma que o concreto atinja a profundidade necessária para a ligação das armaduras (BOWLES, 1996; VELLOSO; LOPES, 2010).

Estacas tubulares de ponta aberta podem ser consideradas como de pequeno deslocamento, porém, durante sua cravação, um tampão de solo pode se formar no interior da estaca, pela associação do atrito interno e das vibrações durante a cravação, fazendo desta uma estaca de grande deslocamento. A partir da profundidade em que o tampão se estabiliza até a profundidade final da cravação, o solo é remoldado graças ao volume do tampão, e não à área da seção transversal da estaca. Neste caso, a resistência pós-cravação de estacas tubulares de ponta aberta equipara-se às de ponta fechada dado que a camada de solo dentro do tubo comporta-se como o fechamento (BOWLES, 1996; VELLOSO; LOPES, 2010).

Segundo Velloso e Lopes (2010), estacas metálicas apresentam as seguintes vantagens em relação às estacas de outros materiais:

- a. grande diversidade de seções transversais (formas e dimensões);
- b. facilidade no transporte e manipulação, devido ao seu baixo peso e elevada resistência à tração, compressão e flexão;
- c. cravação simplificada, quando comparada às estacas de madeira ou concreto, graças a sua elevada resistência, sendo capazes de transpor camadas compactas;
- d. simples ajuste de comprimento, pois podem ser cortadas com maçarico ou unidas com solda.

Enquanto as desvantagens são a corrosão, que tem tido sua relevância significativamente reduzida, em virtude da não corrosão de estacas total e permanentemente enterradas e da utilização de aços resistentes a este fenômeno, os altos custos – as estacas metálicas somente se apresentam vantajosas, quando comparadas a estacas de concreto, se for avaliado o custo global da fundação, considerando os valores de material, equipamentos, tempo de execução e blocos; a dificuldade de transporte, quando da execução em locais distantes dos centros urbanos, e a alta especialização requerida à mão-de-obra (VELLOSO; LOPES, 2010).

2.1 SISTEMAS DE CRAVAÇÃO

Existem diferentes sistemas de cravação de estacas. O mais utilizado, por sua economia, praticidade e baixos impactos ambientais, é a cravação por vibração, seguida pela cravação por prensagem, que provoca poucas perturbações ambientais, mas é muito onerosa. A cravação à percussão permite a execução da estaca em condições difíceis, contudo produz vibrações que podem atingir estruturas vizinhas (FERREIRA, 2015; MASOUMI; DEGRANDE, 2008).

2.1.1 Cravação à percussão

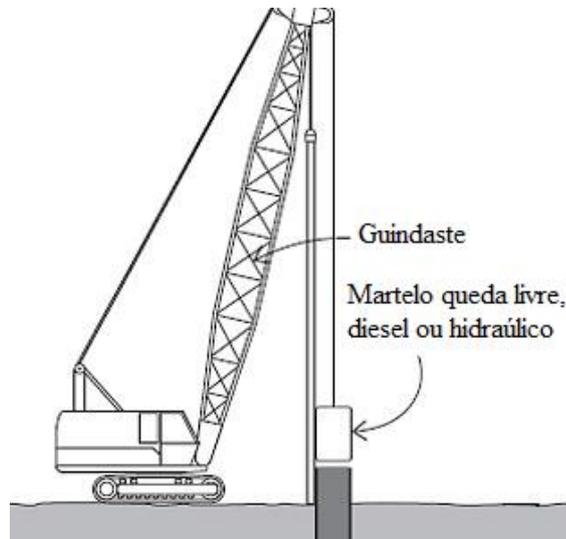
O processo de cravação à percussão é constituído da queda de uma massa, denominada por martelo, de uma altura pré-estabelecida, acertando a cabeça da estaca com determinada velocidade de impacto (Figura 2.1) (FERREIRA, 2015).

Existem dois tipos de martelo para a cravação à percussão das estacas. O primeiro deles é o martelo de queda livre, que é içado por um guincho e cai na cabeça da estaca quando o tambor do guincho é desacoplado do motor por um sistema de embreagem. Já o segundo, o martelo automático, pode operar por explosão de óleo diesel (motor diesel) ou pela ação de um fluido – vapor, ar comprimido ou óleo (martelo hidráulico). Quando este é utilizado os cabos do guincho somente tem a função de posicioná-lo sobre a cabeça da estaca (VELLOSO; LOPES, 2010). Além disso, os martelos podem ser classificados em leves e pesados, sendo estes últimos definidos por um martelo de massa superior a massa da estaca (DECKNER, 2013).

A supervisão desta cravação pode-se constituir da simples verificação da nega e do repique ou da instrumentação da estaca com acelerômetros e extensômetros, que medirão as velocidades,

deslocamentos e deformações das estacas. Ainda mais, Vieira (2006) afirma que, quando tomados os devidos cuidados na elaboração dos diagramas de cravação estes podem ser comparados às sondagens SPT (*Standart Penetration Test*).

Figura 2.1 – Martelo para cravação à percussão – modificada pela autora.



Disponível em: <http://techne.pini.com.br/engenharia-civil/124/imagens/124_2fundacoes8.jpg>. Acesso em: 24 mar. 2017.

Durante esta cravação parte da energia potencial é transformada em energia cinética, que é parcialmente amortecida pelo cepo e pelo coxim e dissipada na área de contato entre o martelo e a cabeça da estaca. Deckner (2013) estimou que apenas 30% da energia cinética é transferida à estaca.

2.1.2 Cravação por vibração

A cravação por vibração consiste na aplicação de vibrações na estaca, reduzindo a resistência do solo e permitindo a penetração da estaca sob seu peso próprio (DECKNER, 2013). Este processo de cravação é utilizado para a instalação de estacas em solos granulares e coesivos, quando da operação do martelo em baixas frequências (MASOUMI; DEGRANDE, 2008).

De acordo com Ferreira (2015), os equipamentos de cravação por vibração podem ser classificados em três categorias:

- a. vibradores de baixa frequência (5 a 10 Hz) – utilizados em estacas de massa elevada e alta resistência de ponta;
- b. vibradores de frequência média ou padrão (10 a 30 Hz) – utilizados em estacas leves;

- c. vibradores de alta frequência (superiores a 30 Hz) – podem operar em duas faixas de frequência, de 30 a 40 Hz, onde a frequência de excitação é inferior a dos edifícios (20 Hz) mas não é suficientemente alta para promover ressonância no solo, e de 90 a 120 Hz, os quais promovem a ressonância, facilitando o processo de cravação.

Quanto aos sistemas de cravação, os dois principais tipos de martelo vibratório são o suspenso por guindaste (Figura 2.2 (a)) e o acoplado a uma escavadora (Figura 2.2 (b)). Durante a cravação, o suporte destes martelo oferece um acréscimo de peso que favorece a penetração da estaca no solo (FERREIRA, 2015; WHENHAM; HOLEYMAN, 2012).

Figura 2.2 – Martelos vibratórios: (a) suspenso por guindaste; (b) acoplado a escavadora – modificada pela autora.



Disponível em: <http://media.gngfundacoes.com.br/img/index_gallery/fotos/12____.JPG>. Acesso em: 20 nov. 2016.

(a)



Disponível em: <http://media.gngfundacoes.com.br/img/index_gallery/fotos/DSC_8892_2..JPG>. Acesso em: 20 nov. 2016.

(b)

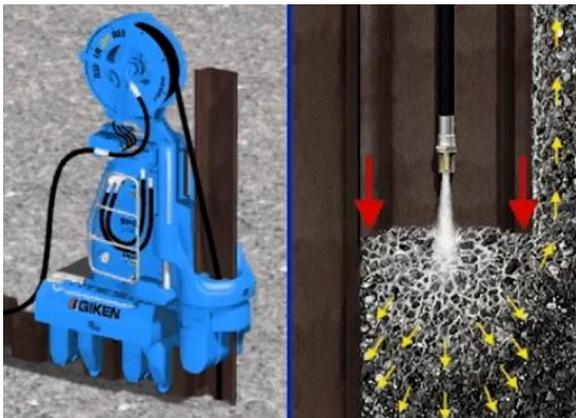
2.1.3 Cravação por prensagem

Estacas prensadas, correntemente denominadas estacas macaqueadas, consistem na utilização de macacos hidráulicos que pressionam as estacas no solo utilizando estacas previamente executadas como suas forças de reação. Quando comparada às demais técnicas de cravação, a prensagem se sobressai por sua rápida execução e baixos ruídos e vibrações, além de determinar a capacidade de carga das estacas, visto que esta cravação se assemelha às provas de carga estáticas (TEHRANI *et al.*, 2016; YANG *et al.*, 2006).

A prensagem das estacas pode ocorrer de três maneiras (DEEKS; WHITE; BOLTON, 2005):

- com a injeção de água pressurizada, onde jatos de água de alta pressão aumentam a poro pressão em torno do pé da estaca e criam temporariamente uma condição favorável à movimentação das partículas de solo. Ao mesmo tempo, o fluxo ascendente de água reduz o atrito lateral e a resistência devida ao tamponamento, através da lavagem do solo no interior da estaca (Figura 2.3 (a));
- com a perfuração por brocas, que possibilitam a instalação de estacas em solos duros, com a presença de cascalho e pedregulhos (Figura 2.3 (b)). Neste método a área da broca pode ser reduzida, buscando minimizar as perturbações nas camadas do solo;
- rotativamente, permitindo a instalação das estacas através de estruturas existentes ou obstruções enterradas (Figura 2.3 (c)).

Figura 2.3 – Cravação por prensagem: (a) com injeção de água pressurizada; (b) com perfuração por brocas; (c) rotativa – modificada pela autora.



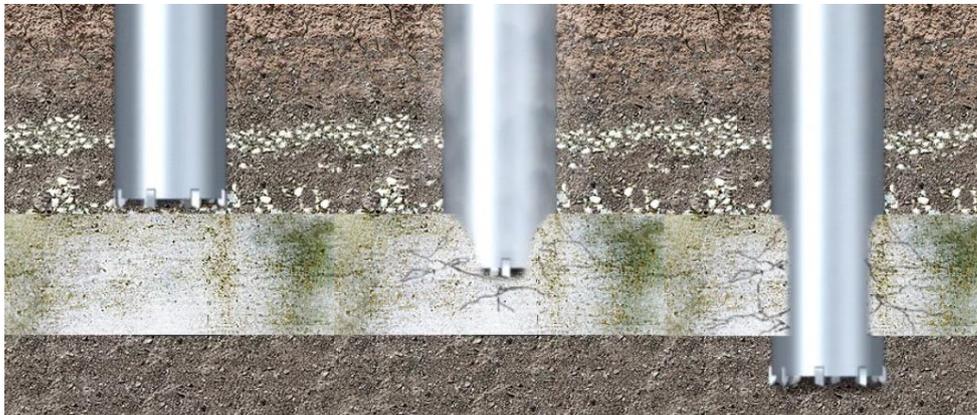
(a)



(b)

Disponível em: < https://www.giken.com/en/press-in_method/penetration_tech/water_jetting/>. Acesso em: 22 nov. 2016.

Disponível em: < https://www.giken.com/en/press-in_method/penetration_tech/integral_augering/>. Acesso em: 22 nov. 2016.



(c)

Disponível em: < https://www.giken.com/en/press-in_method/penetration_tech/rotary_cutting/>. Acesso em: 22 nov. 2016.

2.2 RESULTADOS DO PROCESSO DE CRAVAÇÃO

Segundo Bowles (1996), as respostas da cravação de uma estaca no solo dependem de diversos fatores:

- a. volume de solo deslocado pela estaca. Em comparação com estacas tubulares de ponta aberta e perfis H, estacas de concreto e tubulares de ponta fechada movimentam um grande volume de solo. Um tampão de solo pode ser formado no interior das estacas de ponta aberta, atuando como parte da seção transversal (incluindo aumento aparente do peso), sendo visível a partir de determinada profundidade, na qual ocorrem variações no volume devidas às vibrações ocasionadas pela cravação e ao atrito entre o tampão de solo e a face interna da estaca;
- b. quantidade e o tipo de material a ser sobrecarregado. Estacas penetrando solos não coesivos entre camadas argilosas tendem a arrastar as partículas granulares para estas camadas por profundidades de até vinte vezes o diâmetro da estaca. Estes materiais serão levados aos vazios próximos à estaca, que surgem devido à rápida cravação, e aumentarão a resistência lateral;
- c. arraste de argilas moles para camadas de argilas mais rijas pela estaca. Quando da penetração de uma camada mole entre camadas rijas, haverá o arraste da primeira para os vazios anteriormente citados, em profundidade de até vinte vezes o diâmetro, causando consolidações maiores dessas argilas rijas do que as da camada superior, mais mole;
- d. formação de grandes fissuras superficiais, que ocorrem com a cravação de estacas de grande volume em camadas de argila rija, causando incerteza na adesão de uma profundidade igual a vinte diâmetros;
- e. preenchimento das fissuras, que ocorrem durante a cravação, por argilas moles. Após a cravação e a dissipação dos excessos de poro pressões, a resistência lateral tende a ser maior do que no início, graças à consolidação que ocorre.

2.3 ESTACAS TUBULARES

Estacas tubulares podem ser de ponta aberta ou de ponta fechada, e apresentam comportamentos diferentes quando comparadas. A capacidade de carga de estacas de ponta

aberta é composta por três elementos, conforme a Equação 2.1 (Figura 2.4), e pode ser significativamente influenciada pela capacidade de tamponamento (Equação 2.2) (PAIKOWSKY; WHITMAN, 1990).

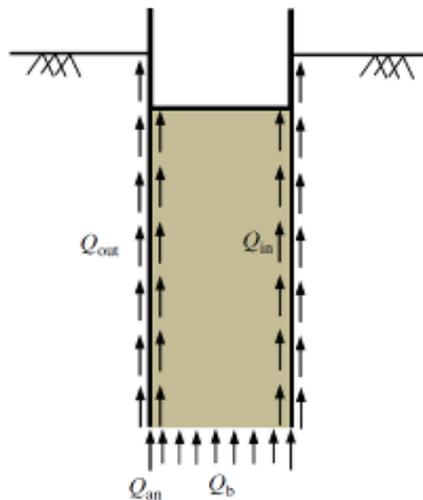
$$Q_u = Q_{an} + Q_{out} + Q_{plug} \quad (2.1)$$

$$Q_{plug} = Q_{in} + Q_b \quad (2.2)$$

onde:

- Q_{an} resistência do anel da estaca;
- Q_b resistência da base do tampão de solo;
- Q_{in} resistência ao atrito interna;
- Q_{out} resistência ao atrito externa;
- Q_{plug} resistência do tampão de solo;
- Q_u capacidade de carga última.

Figura 2.4 – Componentes de capacidade de carga para estacas de ponta aberta (KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016a).

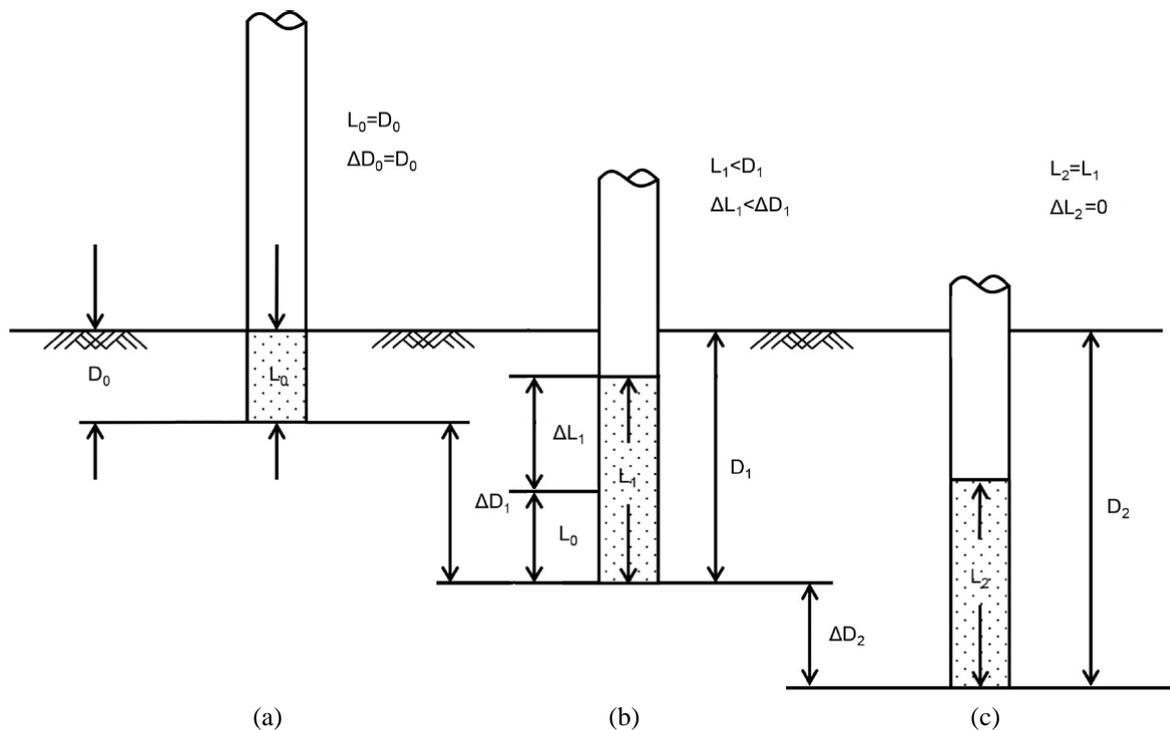


Quando uma estaca de ponta aberta é cravada no solo, um tampão de solo pode se desenvolver em seu interior durante a cravação, impedindo ou parcialmente restringindo a entrada de solo na estaca. Assim, é notório que a resistência à cravação e a capacidade de carga de estacas de ponta aberta é governada, em grande parte, por este tamponamento

(JEONG *et al.*, 2015; KO; JEONG, 2015; LEE; SALGADO; PAIK, 2003; PAIK; LEE, 1993; PAIKOWSKI; WHITMAN, 1990; YU; YANG, 2012).

O efeito do tamponamento em estacas tubulares metálicas pode ser dividido em três condições: não tamponada, parcialmente tamponada e completamente tamponada (Figura 2.5). Durante o início da cravação da estaca, o comprimento do tampão de solo é equivalente ao comprimento cravado e a estaca está em uma condição não tamponada (Figura 2.5 (a)). À medida que a cravação continua, a resistência ao atrito interno do fuste da estaca é mobilizada, de modo que o comprimento do tampão passa a ser menor que o comprimento cravado e a estaca torna-se parcialmente tamponada ou parcialmente preenchida (Figura 2.5 (b)). Eventualmente, a estaca será cravada no solo, mas o comprimento do tampão não se alterará, criando uma condição completamente tamponada (Figura 2.5 (c)) (KO; JEONG, 2015; PAIK; LEE, 1993).

Figura 2.5 – Condições de tamponamento: (a) não tamponada, IFR e PLR unitários; (b) parcialmente tamponada, IFR entre zero e um; (c) completamente tamponada, IFR nulo – modificada pela autora (KO; JEONG, 2015).



O grau de tamponamento pode ser adequadamente quantificado tanto pelo IFR (*Incremental Filling Ratio*) quanto pelo PLR (*Plug Length Ratio*). O IFR (Equação 2.3) é definido como o incremento no comprimento do tampão de solo correspondente a um incremento unitário na profundidade de cravação da estaca. De modo que, estacas completamente tamponadas

correspondem a um IFR igual a zero, enquanto estacas não tamponadas correspondem a 100% e valores de IFR entre 0 e 100% representam estacas parcialmente preenchidas. Já o PLR (Equação 2.4) indica o comprimento da coluna interior de solo para a profundidade de cravação da estaca (PAIK; LEE, 1993).

$$IFR = \frac{\Delta L}{\Delta D} \cdot 100\% \quad (2.3)$$

$$PLR = \frac{L}{D} \quad (2.4)$$

onde:

ΔD	incremento d comprimento cravado da estaca;
ΔL	variação do comprimento da coluna interna de solo;
D	comprimento cravado da estaca;
IFR	razão de incremento de preenchimento;
L	comprimento do tampão de solo;
PLR	razão do comprimento do tampão.

Além do IFR e do PLR, Jeong *et al.* (2015) quantificaram tamponamento através do SPI (*Soil Plugging Index*), que se baseia na resistência lateral interna das estacas, relativa ao comprimento ativo do tampão de solo; e é definido como:

$$SPI = \frac{L_{is}}{L} \cdot 100 \quad (2.5)$$

onde:

L_{is}	comprimento em que a resistência lateral interna da estaca é mobilizada, em m;
SPI	índice de tamponamento de solo.

2.3.1 Métodos de previsão do tamponamento

Paik e Salgado (2003), considerando a facilidade da medição do PLR em campo, quando comparado ao IFR; relacionaram os dados de ambas as medições para seus ensaios em câmara de calibração, com cravação à percussão, e para ensaios da literatura. E constataram que o IFR aumenta linearmente em uma relação positiva com o PLR (Figura 2.6). Os autores, então, propuseram a Equação 2.6, que subestima o IFR para valores de PLR maiores que 0,8 e sobrestima para valores menores que 0,7. Jeong *et al.* (2015), objetivando estudar as relações entre o IFR e o PLR, analisaram os resultados de três casos de campo, com cravação à percussão, e, através de regressão linear, obtiveram a Equação 2.7 (Figura 2.6).

$$IFR(\%) = 109 \cdot PLR - 22 \quad (2.6)$$

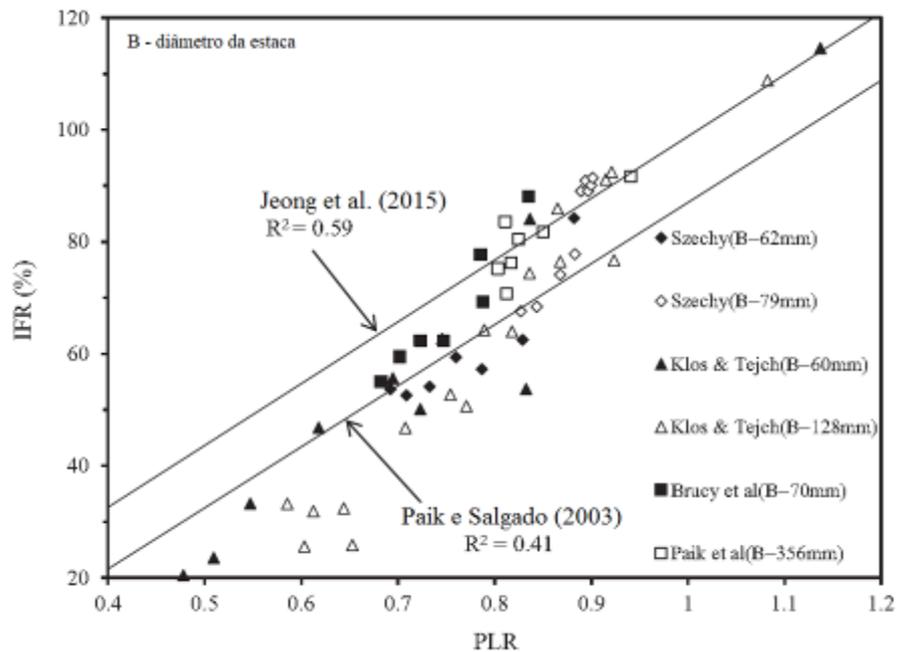
$$IFR(\%) = 110,3 \cdot PLR - 11,5 \quad (2.7)$$

Além disso, através da análise de 144 casos de campo, Jeong *et al.* (2015) verificaram que o PLR depende da energia de cravação, da geometria da estaca e das condições do solo – estado de tensões e densidade relativa. Deste modo, baseando-se em correlações anteriormente propostas, os autores apresentaram a Equação 2.8:

$$PLR = 0,28 \cdot \ln\left(\frac{h\sqrt{N}\sigma'_h d^2}{WD}\right) + 1,66 \quad (2.8)$$

onde:

σ'_h	tensão efetiva horizontal, em kPa;
D	comprimento cravado da estaca, em m;
d	diâmetro da estaca, em m;
h	altura de queda do martelo, em m;
N	número de golpes para um avanço de 30 cm no SPT;
W	peso do martelo, em kN.

Figura 2.6 – Relações entre PLR e IFR – modificada pela autora (JEONG *et al.*, 2015).

Yu e Yang (2012), com a utilização de nove ensaios de campo em estacas de ponta aberta, propuseram a Equação 2.9 para estimativas preliminares do PLR (Figura 2.7), em situações onde não houver relatos anteriores de locais e estacas semelhantes. A Tabela 2.1 discretiza dos dados utilizados na obtenção de tal equação.

$$PLR = \left(\frac{d}{100} \right)^{0,15} \quad (2.9)$$

onde:

d diâmetro da estaca, em mm.

2.3.2 Efeitos da cravação e do tamponamento

Quanto à cravação e aos efeitos do tamponamento em estacas metálicas tubulares de ponta aberta, sabe-se que:

- a. estacas metálicas tubulares de ponta aberta causam menos alterações no estado do solo do que estacas metálicas tubulares de ponta fechada de mesmo diâmetro (LEE; SALGADO; PAIK, 2003);

Figura 2.7 – Avaliação preliminar do PLR – modificada pela autora (YU; YANG, 2012).

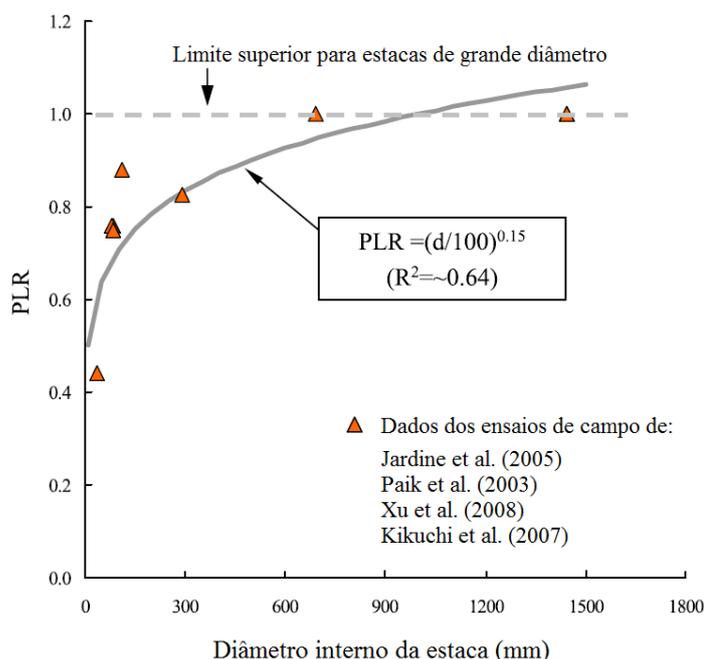


Tabela 2.1 – Resistência normalizada de estacas metálicas tubulares de ponta fechada e ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

Referência	D (m)	d _e (mm)	d _i (mm)	IFR	PLR
Jardine <i>et al.</i> (2005)	47	763	691	0,89	1,0
Paik <i>et al.</i> (2003)	7,04	356	292	0,8	0,824
Xu <i>et al.</i> (2008)	4	88,9	83,7	0,69	0,76
	4	42,4	37,2	0,5	0,44
	4	88,9	78,9	0,77	0,76
	4	114,3	107,9	0,85	0,88
	4	88,9	82,5	0,77	0,75
Kikuchi <i>et al.</i> (2007)	73,5	1.500	1.444	1,0	1,0
	86	1.500	1.444	1,0	1,0

D comprimento cravado da estaca;

d_e diâmetro externo da estaca;

d_i diâmetro interno da estaca.

- b. estacas metálicas tubulares de ponta aberta necessitam de menores esforços na sua instalação do que estacas metálicas tubulares de ponta fechada, para cravação no mesmo solo (PAIK *et al.*, 2003);
- c. o número de golpes necessários para a cravação de estacas metálicas tubulares de ponta aberta é menor do que o necessário para estacas metálicas tubulares de ponta fechada, para uma mesma profundidade de cravação. Contudo, esta diferença concentra-se principalmente nos estágios iniciais da cravação, quando o tampão de solo ainda não está desenvolvido (PAIK *et al.*, 2003);

- d. a tensão vertical aplicada ao solo tem pouca influência no número de golpes necessários à cravação da estaca. No entanto, o número de golpes necessários à cravação a certa profundidade diminui rapidamente com a diminuição da tensão horizontal (PAIK; SALGADO, 2003);
- e. estacas metálicas tubulares de ponta aberta de grandes diâmetros (mais de 500 mm), como as utilizadas em fundações *off-shore*, cravadas em areias tendem a se comportar como estacas não tamponadas, enquanto estacas de pequeno diâmetro se comportarão, no mínimo, como estacas parcialmente preenchidas (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016; KO; JEONG, 2015; KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016a; PAIK *et al.*, 2003);
- f. quanto ao comprimento, à medida que este aumenta, a capacidade de carga das estacas metálicas tubulares de ponta aberta se aproxima da capacidade das estacas metálicas tubulares de ponta fechada de comprimento equivalente (PAIK *et al.*, 2003; PAIKOWSKI; WHITMAN, 1990). De modo que, para profundidades de cravação iguais a dezessete vezes o diâmetro da estaca, estacas metálicas tubulares de ponta aberta apresentam a mesma resistência de ponta que estacas metálicas tubulares de ponta fechada cravadas nas mesmas condições (LEE; SALGADO; PAIK, 2003);
- g. grandes profundidades de penetração e baixas densidades relativas facilitam a formação do tampão de solo (PAIK *et al.*, 2003);
- h. o coeficiente de empuxo no tampão de solo tende a diminuir com o aumento do comprimento cravado da estaca e a aumentar para maiores tensões laterais iniciais e menores densidades relativas (PAIK; LEE, 1993);
- i. para estacas metálicas tubulares de ponta aberta, a resistência última de ponta aumenta significativamente para crescentes densidades relativas e tensões horizontais. Contudo, esta resistência independe das tensões verticais (PAIK; LEE, 1993; PAIK; SALGADO, 2003);
- j. o recalque de estacas metálicas tubulares de ponta aberta é sempre maior que o de estacas metálicas tubulares de ponta fechada, para qualquer carga. Isto é esperado, pois estacas metálicas tubulares de ponta fechada são estacas de grande deslocamento, diferentemente de estacas metálicas tubulares de ponta aberta quando parcialmente preenchidas (PAIK *et al.*, 2003);

- k. por meio de comparações com os resultados do ensaio CPT (*Cone Penetration Test*), nota-se que o IFR aumenta à medida que a densidade relativa das areias aumenta (PAIK *et al.*, 2003);
- l. as variações do IFR estão estreitamente relacionadas ao N_{SPT} do solo (JEONG *et al.*, 2015; KO; JEONG, 2015).

2.4 RESISTÊNCIA

Lehane e Gavin (2001), com o propósito de investigar os fatores que governam a resistência do tampão de solo das estacas metálicas tubulares de ponta aberta cravadas por prensagem, desenvolveram ensaios em um tubo de concreto reforçado com 1,68 e 2,3 m de diâmetro e altura, respectivamente; preenchido com areia média com densidade relativa de $30 \pm 2\%$. O sistema de identificação utilizado para os ensaios inclui:

- a. o estado de tensão do solo. S1 – onde a tensão é incrementada de zero na superfície do solo à aproximadamente 40 kPa na base da câmara de calibração, ou S2 – no qual uma tensão de 50 kPa é aplicada uniformemente no topo e na base da amostra;
- b. a condição da ponta das estacas. OP – ponta aberta, ou CP – ponta fechada;
- c. o diâmetro externo das estacas; e
- d. a razão diâmetro interno / espessura da parede.

Os autores encontram fortes relações entre o IFR e a resistência do tampão de solo normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT (Figura 2.8). Para as estacas analisadas, quedas acentuadas no IFR são correspondentes a um aumento na resistência do tampão de solo, aproximando-a da resistência obtida no ensaio CPT. Quanto às tensões verticais aplicadas durante a execução dos ensaios, estas não influenciaram o desenvolvimento do tampão de solo (Figura 2.9) (LEHANE; GAVIN, 2001).

Para a capacidade de base das estacas, Lehane e Gavin (2001) constataram que estacas completamente tamponadas mobilizam uma resistência próxima a das estacas metálicas tubulares de ponta fechada de geometria equivalente, enquanto que estacas parcialmente preenchidas possuem capacidades proporcionais a seu IFR. Quanto à rigidez do tampão de solo, notaram que esta é diretamente proporcional à tensão de ruptura do tampão.

Figura 2.8 – (a) Desenvolvimento da resistência do tampão de solo normalizada e do (b) IFR *versus* profundidade de penetração normalizada (L/D_i) – modificada pela autora (LEHANE; GAVIN, 2001).

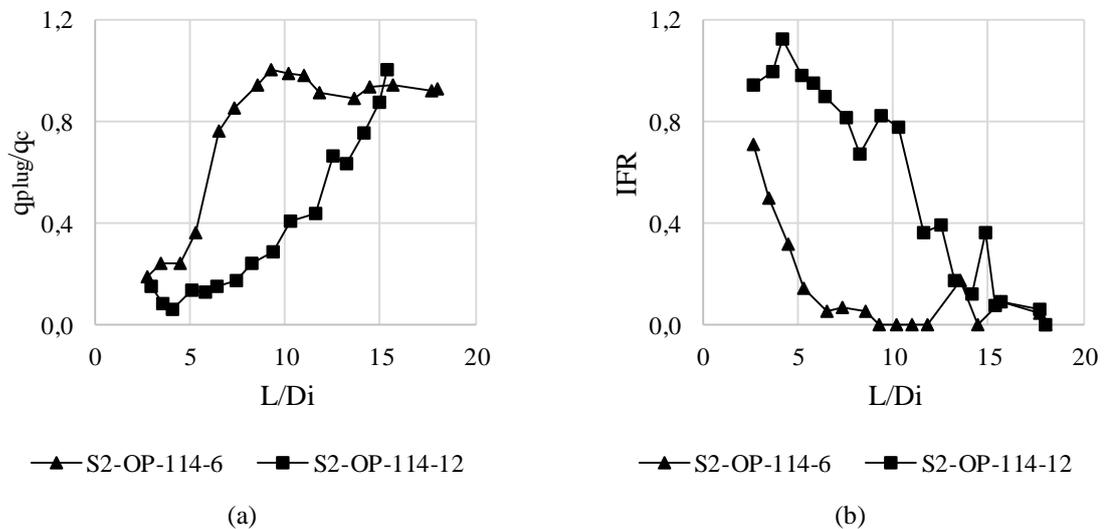
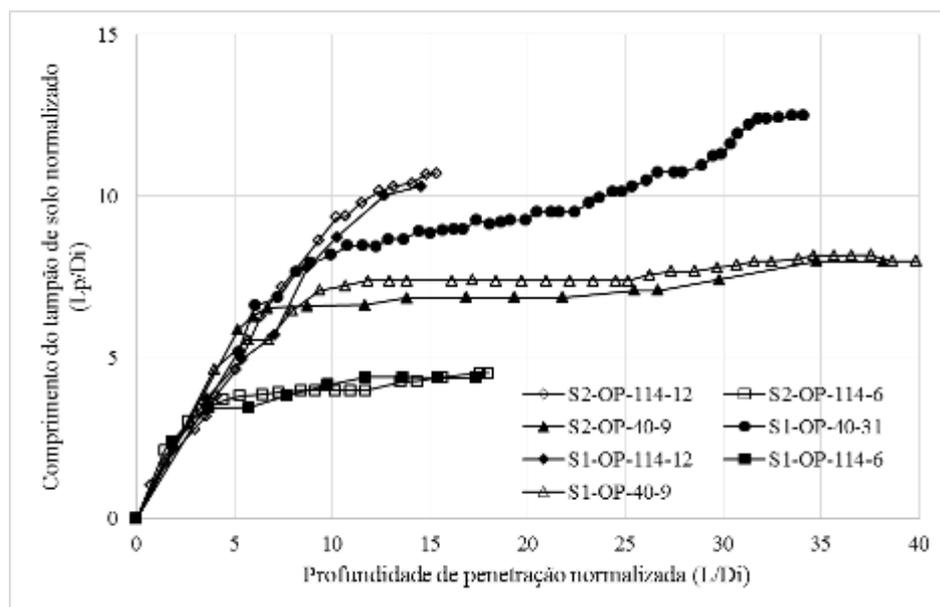


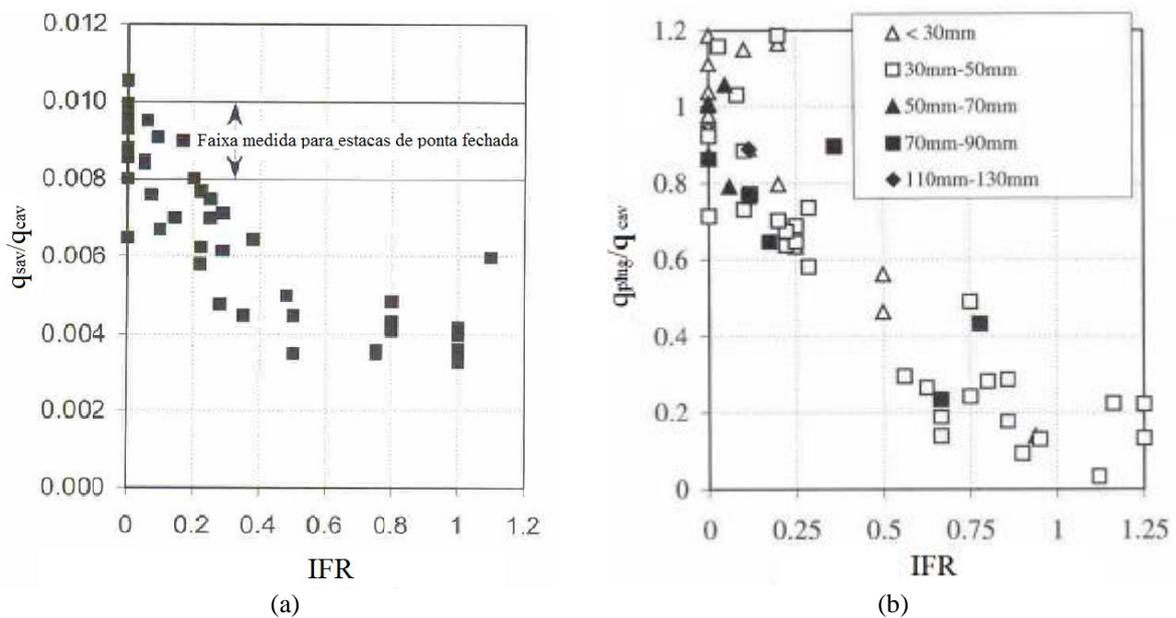
Figura 2.9 – Variação do comprimento do tampão de solo normalizada *versus* profundidade de penetração normalizada – modificada pela autora (LEHANE; GAVIN, 2001).



Gavin e Lehane (2003) realizaram ensaios em câmara de calibração com estacas metálicas tubulares de ponta aberta e ponta fechada com o objetivo de avaliar a resistência ao atrito externo destas. As estacas, diâmetro externo de 114 mm e espessura da parede de 8,3 e 14,6 mm, foram cravadas por prensagem em uma câmara de calibração, de 1,68 e 2,3 m de diâmetro e altura, nesta ordem; preenchida com areia média, com peso específico mínimo e máximo de 14,22 e 16,97 kN/m^3 , respectivamente (GAVIN, 1998).

Os autores verificaram que reduções do IFR correspondem a rápidos aumentos da tensão cisalhante externa média normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT, ou seja, à medida que estaca passa a ser completamente tamponada, tal relação aproxima-se aos valores medidos para as estacas metálicas tubulares de ponta fechada (Figura 2.10 (a)). E também avaliaram os efeitos do curso da prensagem e do IFR na resistência das estacas ensaiadas, constatando que a resistência do tampão de solo não é afetada pelo curso, mas reduz severamente à medida que o IFR aumenta (Figura 2.10 (b)) (GAVIN; LEHANE, 2003).

Figura 2.10 – (a) Tensão cisalhante externa média normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT *versus* IFR ; (b) Resistência do tampão de solo normalizada com a resistência de ponta do ensaio CPT *versus* IFR – modificada pela autora (GAVIN; LEHANE, 2003).

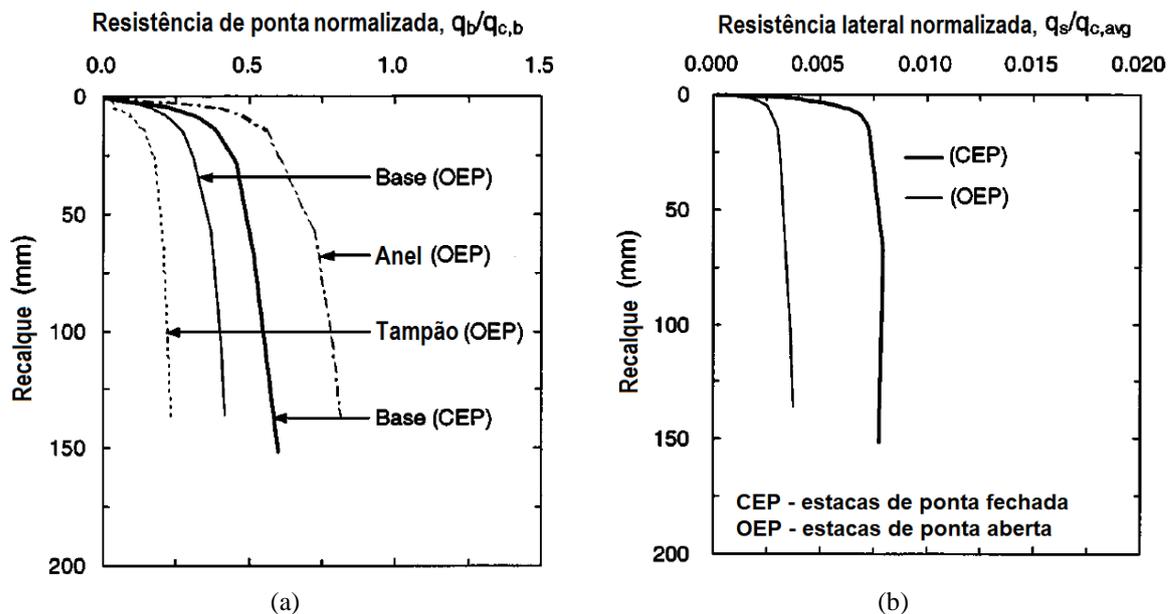


Paik *et al.* (2003), buscando estudar a capacidade de carga de estacas metálicas tubulares de ponta aberta em areias, cravaram, à percussão, estacas metálicas tubulares de ponta aberta e ponta fechada de mesmo diâmetro (356 mm) a mesma profundidade (7 m). Dos ensaios SPT e de caracterização, sabe-se que o solo do local de ensaio é composto, predominantemente, por areia grossa sem presença de finos, com peso específico máximo e mínimo de 18,64 e 15,61 kN/m³, respectivamente, e com ângulo de atrito de 33°.

Ambas as estacas foram completamente instrumentadas antes da cravação e testadas quanto à capacidade de carga. As estacas metálicas tubulares de ponta aberta foram executadas com parede dupla e instrumentadas de forma que o atrito interno e as contribuições da resistência do anel da estaca e do tampão de solo pudessem ser monitorados durante a cravação,

separadamente. Os autores verificaram que a resistência de ponta normalizada das estacas metálicas tubulares de ponta aberta é 28% menor que a resistência das estacas metálicas tubulares de ponta fechada, para um recalque de 140 mm (em torno de 40% do diâmetro das estacas), mesmo a área do anel das estacas metálicas tubulares de ponta aberta sendo aproximadamente um terço da área da base das estacas de ponta fechada. Constataram, também, que a resistência do anel das estacas metálicas tubulares de ponta aberta é superior à resistência de ponta das estacas metálicas tubulares de ponta fechada e três vezes maior que a resistência do tampão de solo (Figura 2.11) (PAIK *et al.*, 2003).

Figura 2.11 – Comparação entre as resistências de ponta e lateral das estacas metálicas tubulares de ponta aberta e fechada: (a) resistência de ponta normalizada com a resistência de ponta média do ensaio CPT; (b) resistência lateral normalizada com a resistência lateral média do ensaio CPT – modificada pela autora (PAIK *et al.*, 2003).



Fattah, Al-Soudani e Omar (2016), buscando investigar os efeitos do tampão de solo na resistência última à compressão das estacas, realizaram provas de carga instrumentadas em estacas metálicas tubulares de ponta aberta e fechada. As estacas (diâmetro de 20 mm, espessura da parede de 1 mm e comprimentos de 300 e 400 mm) foram cravadas em uma caixa com largura, altura e profundidade de 0,75 m preenchida com areia, de peso específico máximo e mínimo de 18,5 e 15,2 kN/m³.

Doze estacas metálicas tubulares de ponta fechada e 48 estacas metálicas tubulares de ponta aberta foram testadas em diferentes tipos de areias, fofa, média e densa, e com dois métodos de instalação, cravadas à percussão ou por prensagem. Os autores observaram que,

considerando a capacidade última de carga aquela relacionada a um recalque de 10% do diâmetro das estacas, a capacidade de carga das estacas metálicas tubulares de ponta fechada (Figura 2.12 (a)) é superior à das de ponta aberta (Figura 2.12 (b), (c) e (d)). Contudo, esta diferença de capacidade varia amplamente, dependendo da formação do tampão de solo durante a cravação (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016).

Os autores também analisaram as relações entre o IFR e o processo de instalação das estacas. E concluíram que quando uma estaca é cravada por prensagem, este tipo de execução não causa deformação no solo durante a penetração da estaca. Assim, o IFR das estacas prensadas aumenta com um aumento na densidade relativa das areias. Para as estacas cravadas à percussão, o IFR diminui em areias médias, devido às densificações no solo causadas pelo processo executivo, e aumenta em areias densas, devido à dilatação das areias (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016).

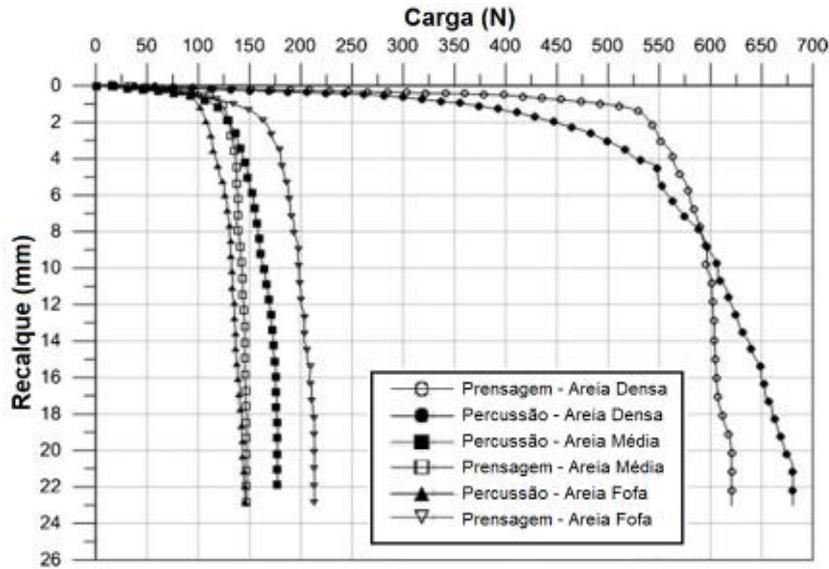
2.5 MÉTODOS DE PREVISÃO – CAPACIDADE DE CARGA

Paik e Salgado (2003) desenvolveram uma série de ensaios em escala reduzida em estacas metálicas tubulares de ponta aberta, instrumentadas com células de carga e cravadas à percussão, buscando investigar os efeitos do IFR em ambas as componentes de capacidade de carga – resistência de ponta e resistência lateral. A areia utilizada nos ensaios foi classificada como mal graduada, com peso específico máximo e mínimo de 15,89 e 13,04 kN/m³, nesta ordem. Já para a estaca, utilizou-se parede dupla com diâmetro interno e externo de 42,7 e 36,5 mm, respectivamente, e 908 mm de comprimento. Todos os testes foram conduzidos em uma câmara de calibração com diâmetro de 775 mm e altura de 1250 mm.

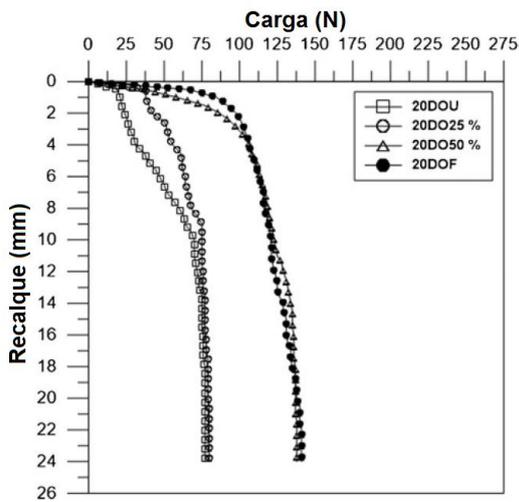
Com base nos resultados dos testes em câmara de calibração, os pesquisadores desenvolveram relações empíricas entre o IFR e o PLR e os componentes de capacidade de carga anteriormente citados (Equações 2.10 e 2.11). Vale ressaltar que a Equação 2.10 deve ser utilizada somente para estacas cravadas em areia à percussão, nunca para estacas executadas com martelo vibratório (PAIK; SALGADO, 2003).

$$\frac{q_{b,f}}{\alpha \sigma'_h} = 326 - 295 \cdot \frac{IFR(\%)}{100} \quad (2.10)$$

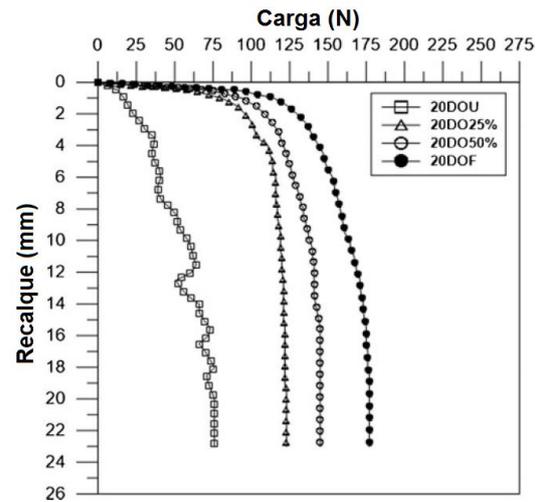
Figura 2.12 – Curvas carga versus recalque para as estacas metálicas tubulares de: (a) ponta fechada e ponta aberta cravadas em areia (b) fofa; (c) média; (d) rija – modificada pela autora (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016).



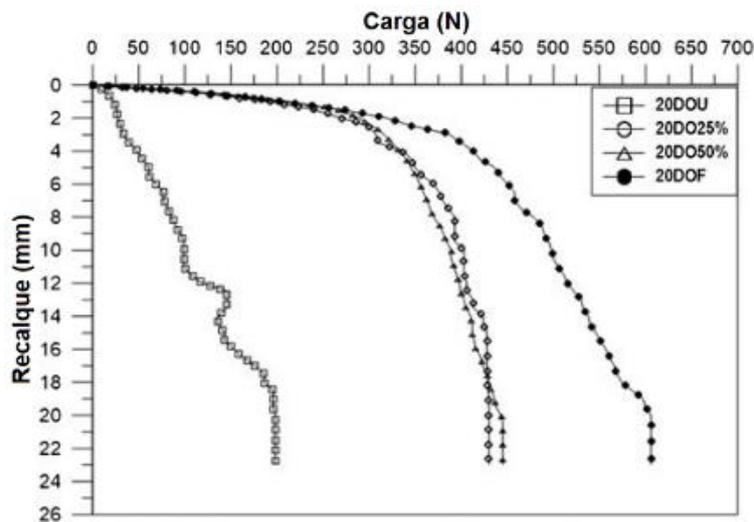
(a)



(b)



(c)



(d)

$$\frac{f_{so,f}}{(K_0 \sigma'_v \tan \delta_c) \beta} = 7,2 - 4,8 \cdot PLR \quad (2.11)$$

onde:

α valor dependente da densidade relativa (igual a 1,0 para areias densas, 0,6 para areias médias e 0,25 para areias fofas);

β valor dependente da densidade relativa (igual a 1,0 para areias densas, 0,4 para areias médias e 0,22 para areias fofas);

δ_c ângulo de atrito crítico entre a estaca e o solo;

σ'_v tensão efetiva vertical média sobre toda a profundidade de penetração;

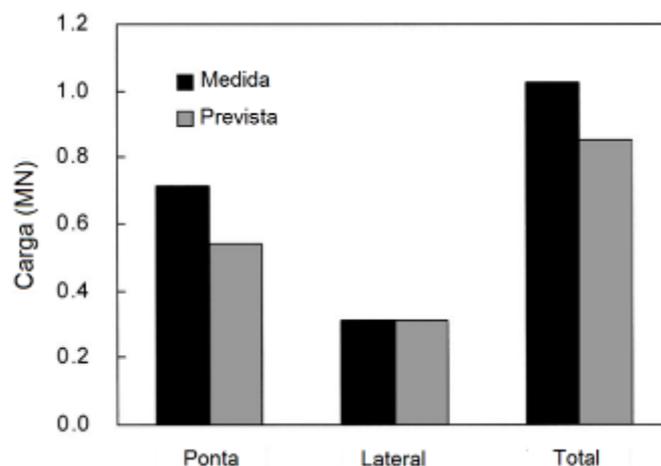
$f_{so,f}$ resistência lateral última unitária em campo;

K_0 coeficiente de empuxo no repouso, anterior à cravação da estaca;

$q_{b,f}$ resistência de ponta última unitária em campo.

As relações propostas pelos autores foram validadas através de uma prova de carga estática executada em uma estaca em escala real cravada em areia pedregulhosa densa com peso específico máximo e mínimo de 18,64 e 15,61 kN/m³, nesta ordem. As resistências de ponta e lateral previstas de acordo com as Equações 2.10 e 2.11 foram, respectivamente, 75,4 e 100,9% dos valores medidos na prova de carga (Figura 2.13). Deste modo, as equações propostas produziram previsões satisfatórias (PAIK; SALGADO, 2003).

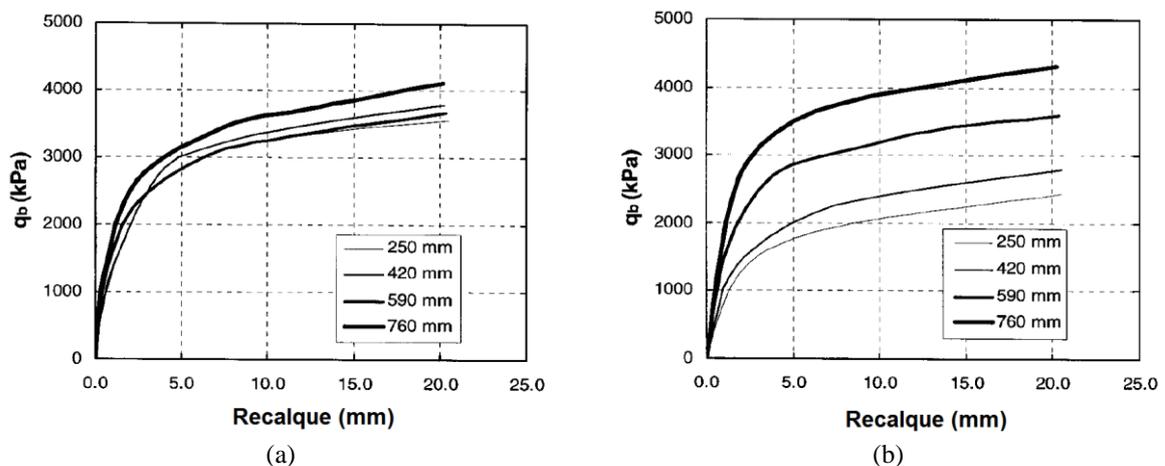
Figura 2.13 – Comparação entre as capacidades de carga medidas e previstas – modificada pela autora (PAIK; SALGADO, 2003).



Lee, Salgado e Paik (2003) investigaram a capacidade de carga de estacas metálicas tubulares de ponta aberta e ponta fechada utilizando provas de carga instrumentadas e testes de câmara de calibração. Foram desenvolvidos 36 testes em uma câmara de calibração (0,775 m de diâmetro e 1,25 m de profundidade) preenchida com areia com peso específico máximo e mínimo de 15,88 e 13,03 kN/m³, respectivamente. As estacas com diâmetro externo de 42,7 mm e diâmetro interno de 29,9 e 36,5 mm foram cravadas, com martelo de queda livre, em quatro diferentes profundidades – 250, 420, 590 e 760 mm. Os testes foram desenvolvidos em amostras com diferentes densidades relativas (23, 56 ou 90%) e estados e tensão (39,2; 68,7 ou 98,1 kPa). A fim de separar as componentes de resistência do solo, ambas as estacas foram completamente instrumentadas; ainda mais, as estacas metálicas tubulares de ponta aberta contaram com sistema de parede dupla, semelhante ao utilizado por Paik e Lee (1993) e Paik *et al.* (2003).

Os autores observaram que as curvas carga *versus* recalque para a base das estacas metálicas tubulares de ponta fechada são aproximadamente as mesmas, independentemente da profundidade de cravação (Figura 2.14 (a)). Por outro lado, para as estacas metálicas tubulares de ponta aberta estas curvas diferem significativamente (Figura 2.14 (b)). Isto se deve, principalmente, à formação do tampão de solo à medida que a profundidade da estaca aumenta. Para uma profundidade de 760 mm (dezessete diâmetros), a curva carga *versus* recalque das estacas metálicas tubulares de ponta aberta e fechada é bastante similar (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

Figura 2.14 – Curvas carga *versus* recalque para a base das estacas metálicas tubulares de: (a) ponta fechada; (b) ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

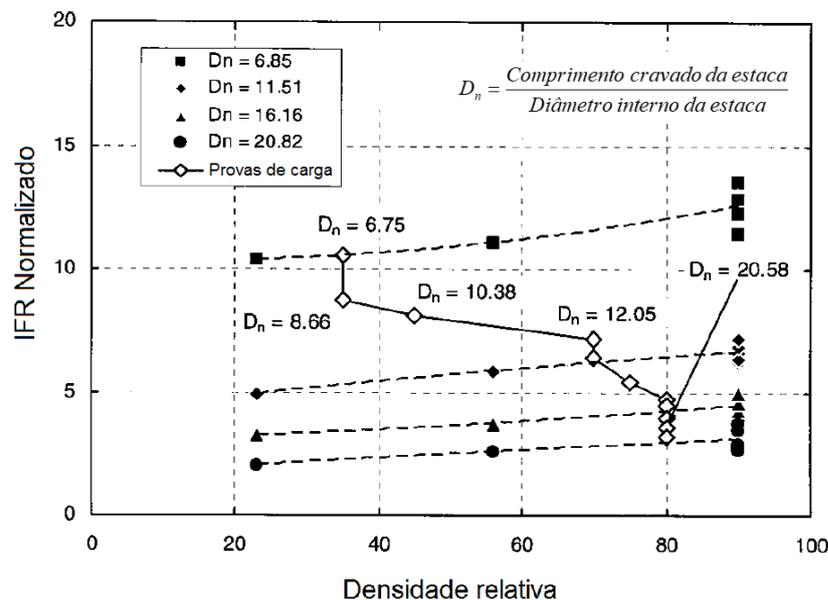


Os autores propuseram a Tabela 2.2, onde estão indicados valores para as resistências de ponta e lateral e do IFR, ambos normalizados em termos da densidade relativa (D_R), que pode ser estimada através da resistência à cravação do cone, de acordo com a Figura 2.15 (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

Tabela 2.2 – Resistência normalizada de estacas metálicas tubulares de ponta fechada e ponta aberta – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).

	D_R (%)	IFR (%)	Resistência de ponta normalizada (q_b/q_c)	Resistência lateral normalizada (q_s/q_c)
Estacas de ponta fechada	30	-	0,60	0,004 – 0,006
	50	-	0,56	0,004 – 0,006
	70	-	0,50	0,004 – 0,007
	90	-	0,42	0,004 – 0,009
Estacas de ponta aberta	-	40	0,60	0,0015 – 0,003
	-	60	0,40	0,0015 – 0,003
	-	80	0,27	0,0015 – 0,004
	-	100	0,20	0,0015 – 0,004

Figura 2.15 – Relação entre o IFR normalizado e a densidade relativa – modificada pela autora (LEE; SALGADO; PAIK, 2003).



Jeong *et al.* (2015), buscando propor métodos para o projeto de estacas metálicas tubulares de ponta aberta, desenvolveram ensaios em escala real em três estacas de parede dupla cravadas à percussão. Com os dados de atrito interno, IFR e diâmetro das estacas (Tabela 2.3) os autores propuseram a Equação 2.12, que pode ser utilizada para a previsão do atrito interno considerando o grau de tamponamento nos estágios iniciais.

Tabela 2.3 – Descrição dos ensaios utilizados para análise do atrito interno – modificada pela autora (JEONG *et al.*, 2015).

Referência	Descrição	
Paik, Kim e Lee (1996 ¹ <i>apud</i> JEONG <i>et al.</i> , 2015)	Geometria da estaca	Comprimento = 0,908 m d _{externo} = 42,7 – 89,1 mm d _{interno} = 36,5 – 74,2 mm
	Solo	Areia D _r = 55 e 90%
	Método de ensaio	Câmara de calibração
Nicola e Randolph (1997)	Geometria da estaca	Comprimento = 5,2 – 16,7 m d _{externo} = 1,6 m d _{interno} = 1,49 m
	Solo	Areia (sílica) D _r = 68, 85 e 95%
	Método de ensaio	Centrifuga
Jeong <i>et al.</i> (2015)	Geometria da estaca	Comprimento = 8,6 – 15,5 m d _{externo} = 0,508 – 0,914 m d _{interno} = 0,3884 – 0,8984 m
	Solo	Areia, areia siltosa
	Método de ensaio	Escala real

$$\frac{f_{si}}{K_0 \sigma'_v \tan \delta_{ci}} = 33,4(IFR(\%) \cdot d)^{-0,48} \quad (2.12)$$

onde:

δ_{ci} ângulo de atrito crítico entre a parede interna da estaca e o solo;

f_{si} atrito interno unitário.

Sabendo que o atrito interno ocorre próximo a ponta das estacas, os autores passaram, então, a quantificar a zona de influência deste atrito com a utilização do comprimento em que a resistência lateral interna da estaca é mobilizada, relativo ao SPI (JEONG *et al.*, 2015). Assim, o atrito interno mobilizado é dado pela Equação 2.13.

$$Q_{in} = f_{si} \cdot A_{si} = f_{si} \cdot \pi \cdot d_i \cdot L_{is} \quad (2.13)$$

¹ PAIK, K. H.; KIM, Y. S.; LEE, S. R.. Effects of pile diameter on the plugging rate and bearing capacity of open-ended piles. *J. Korean Geotech. Soc.*, [S.l.], v. 12, n. 2, p.85-94, 1996.

onde:

A_{si} área do atrito interno mobilizado;

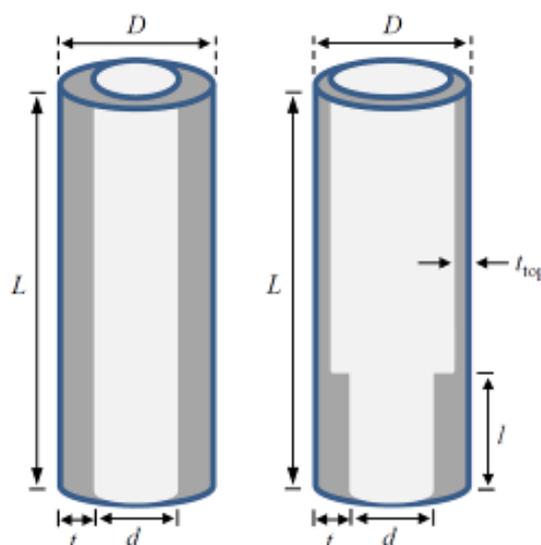
d_i diâmetro interno da estaca.

Jeong *et al.* (2015) validaram a Equação 2.12 comparando-a com os resultados de ensaios de campo realizados por Paik *et al.* (2003). E encontraram valores de IFR, comprimento relativo à resistência lateral e atrito interno de 101,8%, 97,5% e 91,4%, respectivamente, dos valores medidos em campo.

2.6 ESPESSURA DA PAREDE

Kumara, Kikuchi e Kurashina (2016b) avaliaram os efeitos da espessura da parede na resistência ao atrito interno das estacas cravadas por prensagem. Os autores desenvolveram seus ensaios em dois conjuntos de estacas de pequeno diâmetro (30 mm e 50 mm), compostos por uma estaca metálica tubular de ponta fechada e duas estacas metálicas tubulares de ponta aberta; sendo uma estaca metálica tubular de ponta aberta de parede contínua e uma de parede variável. Nas estacas de parede variável a espessura da parte superior é reduzida (Figura 2.16). Todas as estacas foram cravadas em um tanque de 300 mm de diâmetro, preenchido até a altura de 300 mm com solo arenoso com peso específico máximo e mínimo de 14,21 e 13,31 kN/m³, respectivamente.

Figura 2.16 – Diagrama esquemático das estacas metálicas tubulares de ponta aberta com espessura da parede contínua e variável (KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016b).



Os autores observaram que, para as estacas de 50 mm de diâmetro instaladas em areias fofas, as estacas de parede contínua e variável apresentaram a mesma resistência ao atrito interno. Contudo, para a instalação em areias densas, os pesquisadores notaram uma resistência superior nas estacas de parede contínua. Já para um diâmetro de 30 mm, as estacas de parede contínua apresentam maior resistência, independentemente da densidade da areia em que foram cravadas (KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016b).

Kumara *et al.* (2016) discutiram os efeitos do diâmetro, da espessura da ponta e da altura da parede engrossada de estacas metálicas tubulares de ponta aberta na capacidade de carga, particularmente em relação a resistência ao atrito interno, utilizando estacas modelo (escala reduzida) em laboratório. As estacas foram cravadas por prensagem em um tanque de 300 mm de diâmetro preenchido até 200 mm de altura com areia de peso específico máximo e mínimo de 15,37 e 12,53 kN/m³, nessa ordem. As estacas utilizadas por Kumara *et al.* (2016) estão descritas na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Geometria das estacas – modificada pela autora (KUMARA *et al.*, 2016).

Estaca	Tipo de estaca	t (mm)	l (mm)	t_{top} (mm)	D (mm)
P ₃₀ -1,5-240	ponta aberta	1,5	240	1,5	30
P ₃₀ -3,0-10	ponta aberta	3,0	10	1,5	30
P ₃₀ -3,0-30	ponta aberta	3,0	30	1,5	30
P ₃₀ -3,0-60	ponta aberta	3,0	60	1,5	30
P ₅₀ -2,0-380	ponta aberta	2,0	380	2,0	50
P ₅₀ -4,0-10	ponta aberta	4,0	10	2,0	50
P ₅₀ -4,0-25	ponta aberta	4,0	25	2,0	50
P ₅₀ -4,0-50	ponta aberta	4,0	50	2,0	50
P ₅₀ -4,0-100	ponta aberta	4,0	100	2,0	50
P ₃₀ -0,0-240	ponta fechada	-	-	-	30
P ₅₀ -0,0-380	ponta fechada	-	-	-	50

Os resultados mostraram que maiores comprimentos de parede engrossada produzem maiores resistências à penetração, sendo este comprimento mais relevante para as estacas de maior diâmetro (Figura 2.17). Quanto à resistência ao atrito interno, Kumara *et al.* (2016) constataram que esta é independente do comprimento engrossado para estacas de menor diâmetro e dependente para estacas de maior diâmetro, onde a resistência aumenta linearmente com comprimento engrossado (Figura 2.18).

Figura 2.17 – Efeitos da espessura da parede e do comprimento engrossado na capacidade de carga das estacas de: (a) 30 mm de diâmetro; (b) 50 mm de diâmetro – modificada pela autora (KUMARA *et al.*, 2016).

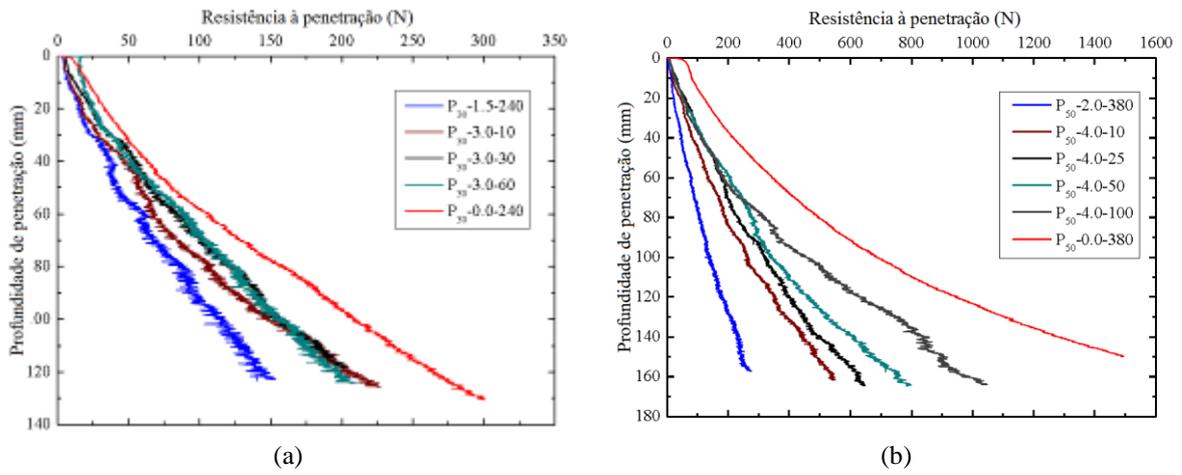
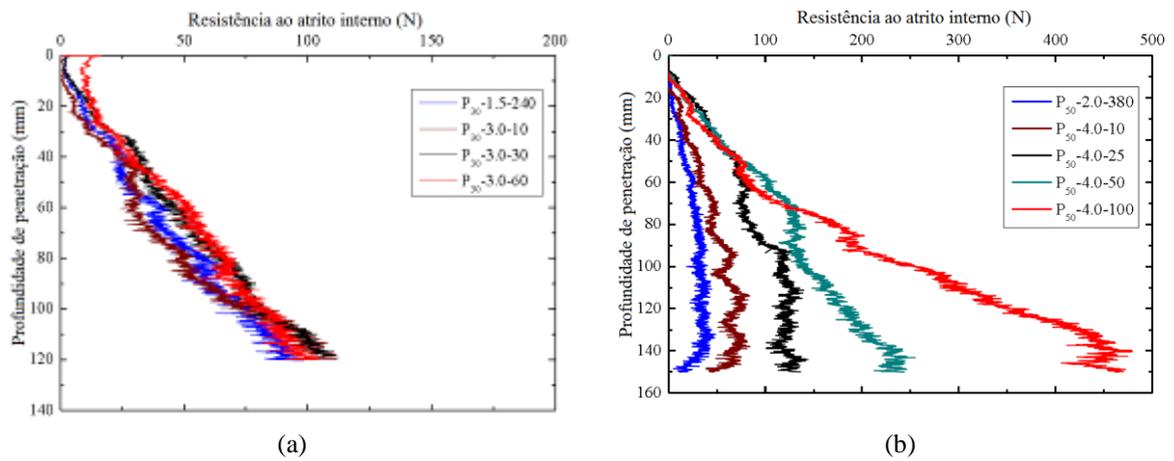


Figura 2.18 – Resistência ao atrito interno das estacas de: (a) 30 mm de diâmetro; (b) 50 mm de diâmetro – modificada pela autora (KUMARA *et al.*, 2016).



CAPÍTULO 3

MODELOS NUMÉRICOS

O primeiro modelo numérico de cravação de estacas em argila com malha axissimétrica foi desenvolvido por Mabsout e Tassoulas (1994). Este só foi possível com a utilização de um artifício – para viabilizar a cravação à percussão, os autores modelaram um furo, com diâmetro de 1% do diâmetro da estaca, no eixo de penetração; de modo que, durante a cravação este furo fosse capaz de se expandir e estabelecer contato entre o solo e a estaca. Este mesmo artifício foi adotado para simulações de ensaios CPT (AHMADI; BYRNE; CAMPANELLA, 2005) e para modelos onde os autores comparam os processos de cravação – à percussão, por prensagem ou vibração (MAHUTKA; KONIG; GRABE, 2006).

As simulações com estacas tubulares de ponta aberta iniciaram com Liyanapathirana, Deeks e Randolph (1998), que modelaram cravações à percussão com a utilização de uma malha de elementos finitos. Estes autores simularam um único golpe na cabeça das estacas. Com seus resultados e com a utilização de uma abordagem Euleriana, foi possível simular múltiplos golpes, o que permitiu visualizar o estado de tensões e as movimentações do solo no entorno de estacas em diversos graus de tamponamento (LIYANAPATHIRANA; DEEKS; RANDOLPH, 2000).

3.1 SIMULAÇÕES DA CRAVAÇÃO DE ESTACAS

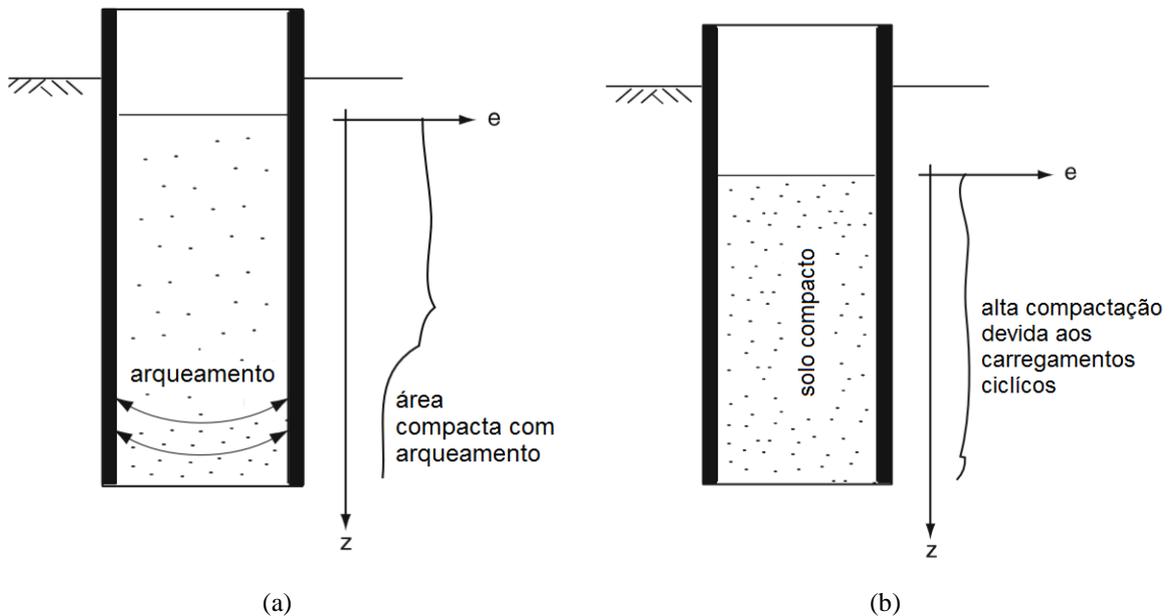
Henke e Grabe (2008) averiguaram a influência dos métodos de instalação, à percussão, vibratória e por prensagem, nos efeitos do tamponamento em estacas tubulares de ponta aberta com a utilização do *Abaqus*. A cravação da estaca foi modelada com a utilização de uma malha axissimétrica, bastante refinada próxima à região de penetração da estaca, para análise das grandes deformações. A estaca, com 61 cm de diâmetro, foi modelada como um corpo rígido e o solo, areia média, com a utilização do modelo hipoplástico.

Para os autores, a formação do tampão de solo em estacas prensadas ocorre através da associação da compactação e do arqueamento do solo do tampão, enquanto as camadas de solo acima deste permanecem imutáveis (Figura 3.1 (a)). Para as demais cravações, percussão

e vibração; toda a coluna de solo no interior da estaca é compactada, reduzindo as tensões horizontais e impossibilitando a formação do tampão (Figura 3.1 (b)) (HENKE; GRABE, 2008).

Figura 3.1 – Mecanismos de formação do tampão considerados por Henke e Grabe (2008) para estacas cravadas:

(a) por prensagem; (b) por vibração e à percussão – modificada pela autora (HENKE; GRABE, 2008).

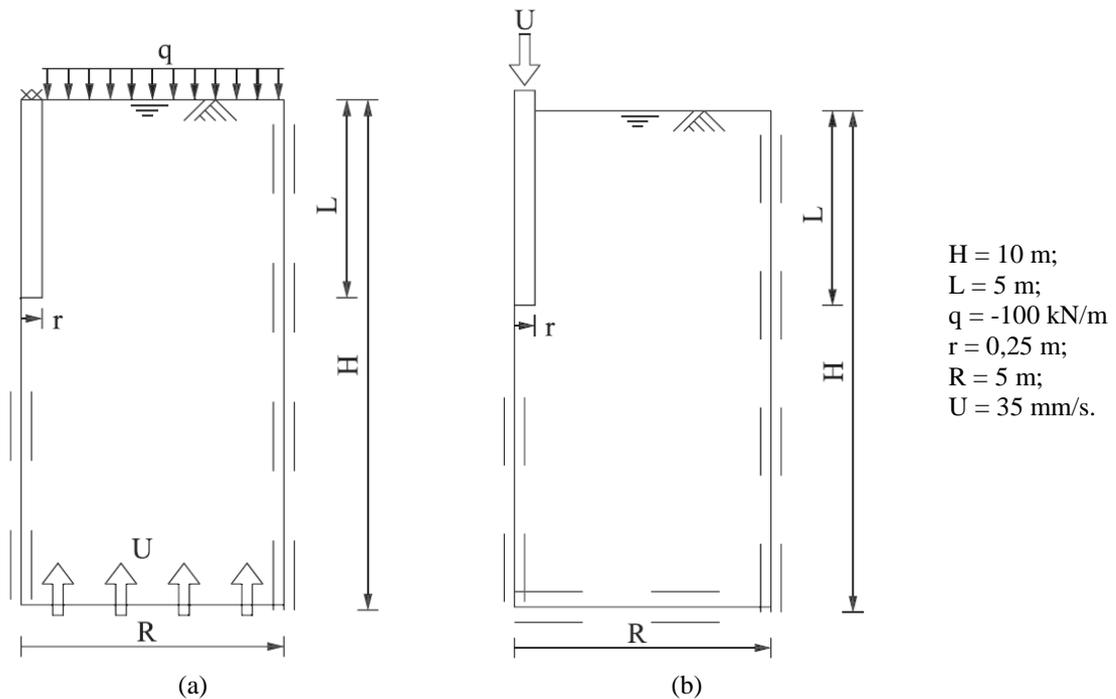


Em seus resultados, Henke e Grabe (2008) verificaram que estacas cravadas por prensagem apresentam picos de tensões horizontais em seu interior, indicando a formação do tampão, enquanto que, para as estacas de instalação dinâmica não existem alterações nas tensões horizontais, ou seja, a ocorrência do tampão é bastante improvável. Ainda mais, os pesquisadores compararam a distribuição dos índices de vazios no interior das estacas com seu estado inicial e verificaram que para as estacas cravadas dinamicamente há grande compactação, devido ao baixo índice de vazios, oriundo dos carregamentos cíclicos; concluindo que o tamponamento é improvável. Para estacas cravadas por prensagem, o solo em seu interior não apresenta grande compactação, graças à dilatância das areias, favorecendo a formação do tampão (HENKE; GRABE, 2008).

Dijkstra, Broere e Heeres (2011) simularam no *Tecnogh*, de duas maneiras diferentes, a cravação por prensagem de uma estaca de grandes deslocamentos para avaliar seus efeitos no solo. Na primeira modelagem, a estaca é fixa e o solo se movimenta ao longo de seu comprimento, devido à velocidade aplicada na margem inferior do domínio (Figura 3.2 (a)). Já na segunda, a estaca se movimenta e o solo é fixo (Figura 3.2 (b)). Os modelos foram

utilizados para a simulação de três processos de instalação executados previamente em centrífuga. Em ambos uma malha axissimétrica com 5600 elementos, refinada próxima à estaca, foi utilizada. A areia foi representada pelo modelo hipoplástico, enquanto a estaca pelo modelo elástico.

Figura 3.2 – Geometria e condições de contorno utilizadas por Dijkstra, Broere e Heeres (2011) para a simulação em que a estaca é: (a) fixa; (b) livre – modificada pela autora (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).

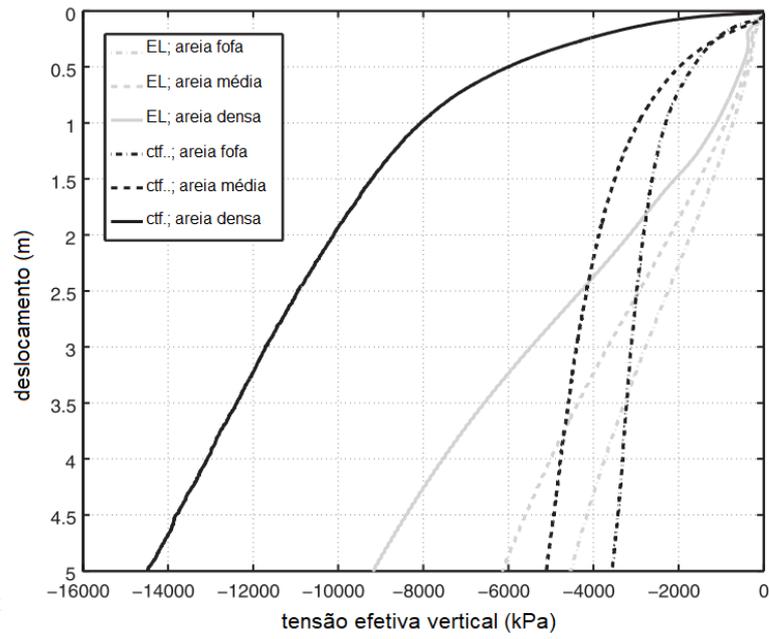


Os resultados de tensão para a modelagem com estaca fixa, medida nos nós diretamente abaixo à base da estaca, mostraram uma super predição da rigidez inicial e da capacidade de carga final para as simulações com areias média e fofa, com tensões 40% maiores. Para areias densas, as tensões encontradas nas simulações são 40% menores que as medidas nos ensaios em centrífuga (Figura 3.3 (a)). Já para as simulações com a estaca móvel, os valores encontrados são exatamente os mesmos obtidos para a estaca fixa quando a tensão efetiva vertical abaixo da base, após 5 m de estaca cravada, é considerada (Figura 3.3 (b)) (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).

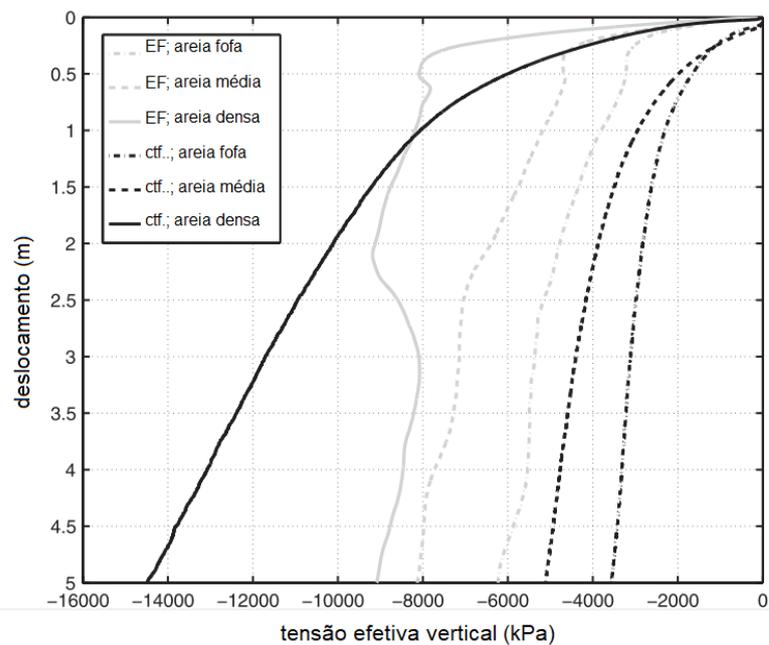
Quanto à porosidade, nenhum dos resultados das simulações está de acordo com os valores medidos nos ensaios. As simulações com estaca fixa apresentam densificação para areias médias e fofas, enquanto as medições na centrífuga mostram um aumento da porosidade. Já

para as modelagens com a estaca móvel, a magnitude das alterações da porosidade é muito menor do que a medida nos ensaios (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).

Figura 3.3 – Comparação entre as tensões efetivas calculadas e medidas durante a instalação para a simulação com a estaca: (a) livre; (b) fixa – modificada pela autora (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011).



(a)



(b)

3.2 SIMULAÇÕES DO TAMPÃO DE SOLO

Zhou *et al.* (2016) estudaram o efeito da geometria da ponta de estacas de concreto moldadas *in loco* (Figura 3.4) no tamponamento, através de simulações numéricas desenvolvidas em um programa de grandes deformações em elementos finitos. Em seus modelos, utilizaram malhas axissimétricas com largura e altura de trinta vezes o diâmetro das estacas e interfaces de elementos elastoplásticos, entre o solo (argila) e a fôrma das estacas. O solo foi modelado como um material elástico linear perfeitamente plástico.

Figura 3.4 – Forma das estacas moldadas *in loco* – modificada pela autora (ZHOU *et al.*, 2016).

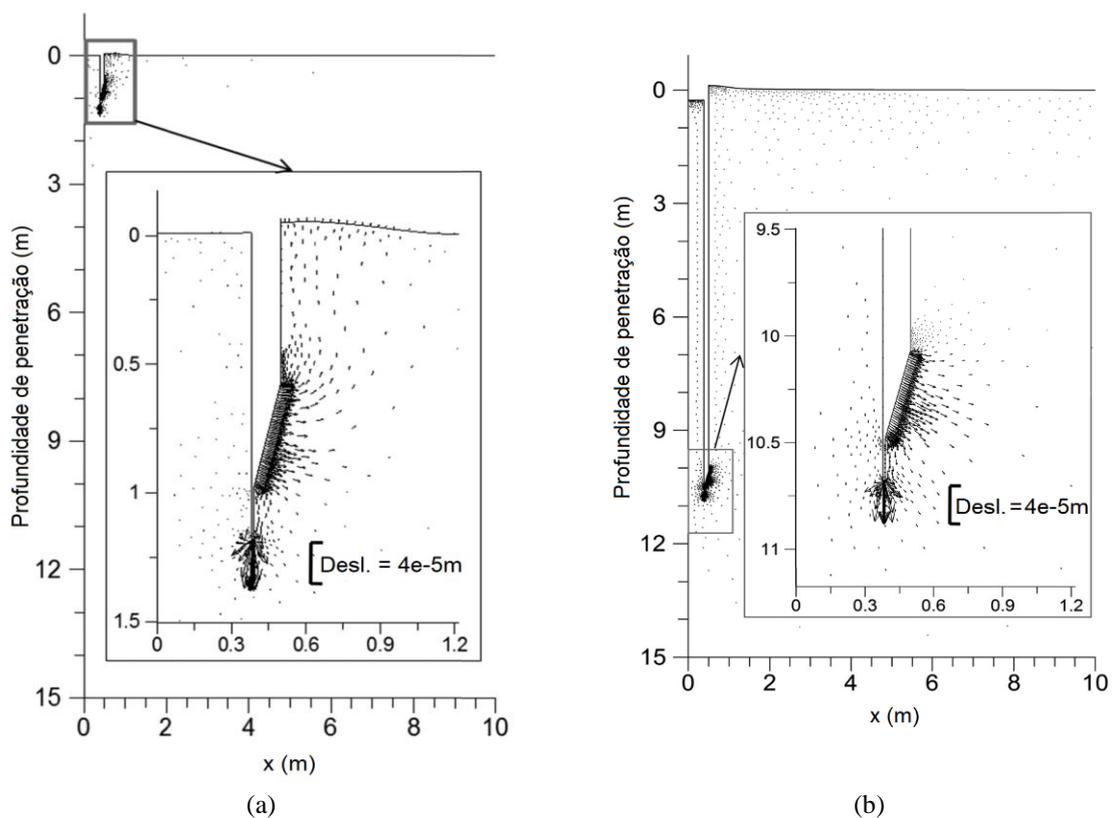


Considerando que as duas maiores diferenças entre as estacas estudadas e as estacas metálicas são a forma cônica da ponta, constituída pelas placas articuladas, e a espessura da parede, os autores desenvolveram cem análises onde foram variados o diâmetro das estacas, de 1,0 a 1,5 m; a profundidade de penetração, de 5 a 25 m; a espessura da parede, entre 0,1 e 0,15 m; a inclinação da ponta, de 15 a 75°, e o comprimento do tubo interno, entre 0,01 e 1 m (Figura 3.4). A seleção dos parâmetros ocorreu através de pesquisa de relatos de casos de instalação de estacas moldadas *in loco* (ZHOU *et al.*, 2016).

Para a profundidade de cravação, Zhou *et al.* (2016) observaram que, em pequenas profundidades, o solo ao redor da ponta da estaca se movimenta para fora, com pequenos deslocamentos para cima (Figura 3.5 (a)). Para grandes comprimentos, são observados movimentos característicos de expansão de cavidades, aumentando as tensões no solo adjacente, e deslocamentos verticais descendentes do tampão de solo (Figura 3.5 (b)). Quando

da variação da espessura da parede, os autores observaram maiores movimentações do solo no interior das estacas de paredes mais espessas. Finalmente, considerando o comprimento do tubo interno, este tem um efeito de proteção nos mecanismos de fluxo do solo, o que impede que o solo se movimente para dentro da estaca em profundidades de penetração rasas. Quanto ao ângulo da ponta das estacas, quanto menor este for, maiores serão as movimentações do solo, aumentando o tamponamento das estacas (ZHOU *et al.*, 2016).

Figura 3.5 – Efeitos da profundidade de penetração nos movimentos do solo: (a) pequenas profundidades; (b) grandes profundidades – modificada pela autora (ZHOU *et al.*, 2016).



Ko, Jeong e Lee (2016) investigaram as respostas de estacas tubulares de ponta aberta cravadas à percussão considerando os efeitos do tamponamento em areia, através de modelagens no *Abaqus/Explicit*, e estudaram os efeitos dos fatores de influência no tamponamento – diâmetro da estaca, energia de cravação, módulo de elasticidade do solo, comprimento cravado na camada de suporte e módulo de elasticidade da camada de suporte. Suas modelagens foram desenvolvidas em um quarto do domínio, com dimensões de dez vezes o diâmetro da estaca e duas vezes o comprimento. Para validação de seu modelo numérico, os autores simularam a cravação de três estacas de parede dupla em escala real, cravadas em areias fofa, previamente ensaiadas e obtiveram os resultados da Tabela 3.1.

A Figura 3.6 mostra a velocidade instantânea, representativa do fluxo de solo, obtida para cada um dos casos da Tabela 3.1. Observa-se que para a estaca de pequeno diâmetro (caso 1) em condição parcialmente preenchida, o solo flui com um movimento radial próximo a ponta da estaca. À medida que o diâmetro aumenta, o fluxo, que anteriormente era ascendente, torna-se descendente e os deslocamentos relativos próximos a ponta da estaca diminuem (caso 3). A Fig. 3.6 também apresenta as distribuições de tensão radial, refletindo o grau de tamponamento do solo. Com base nos resultados da modelagem, à medida que o diâmetro da estaca aumenta, a magnitude e a distribuição das tensões radiais dentro e fora da estaca diminuem, demonstrando que o tamponamento diminui com o aumento do diâmetro (KO; JEONG; LEE, 2016).

Tabela 3.1 – Validação do modelo numérico – modificada pela autora (KO; JEONG; LEE, 2016).

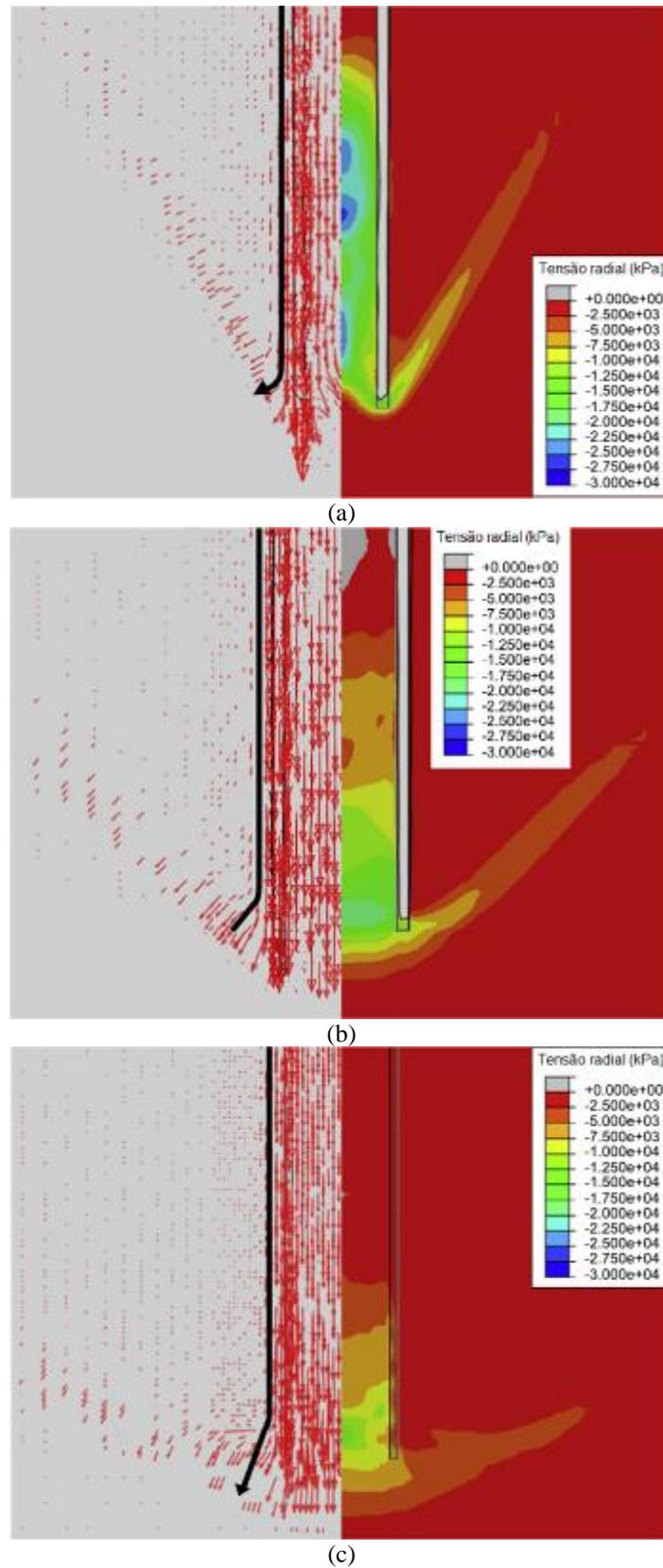
	PLR		L_{is} (m)		SPI (%)	
	Numérico	Medido	Numérico	Medido	Numérico	Medido
Caso 1	0,52	0,44	1,80	1,30	40,0	34,4
Caso 2	0,75	0,76	1,94	2,00	22,6	23,1
Caso 3	0,90	0,85	1,84	2,30	13,1	17,4

Ainda mais, em suas análises paramétricas dos fatores de influência no tamponamento, Ko, Jeong e Lee (2016) encontram que o grau de tamponamento em estacas de grande diâmetro é menor que o de estacas de pequeno diâmetro, aumenta à medida que a energia de cravação aumenta e é proporcional ao módulo de elasticidade. Quanto às tensões radiais, estas aumentam com aumentos do comprimento cravado na camada de suporte.

3.3 USO DE INTERFACES NOS MODELOS

Wu *et al.* (2015) avaliaram a influência dos parâmetros de interface no comportamento de estacas em areia e propuseram uma metodologia para determinação destes parâmetros. Simplificando o processo de cálculo, os autores modelaram no FLAC 3D uma única estaca em areia. Durante o processo de carregamento desta, a ponta da estaca se movimentava para baixo deslizando em relação ao solo adjacente. Este deslizamento é permitido com o uso de elementos de interface. Os valores iniciais adotados para os parâmetros desta interface foram: rigidezes normal (k_n) e cisalhante (k_s) de cem e uma vez o módulo cisalhante do solo, nesta ordem, e coesão e ângulo de atrito iguais aos atribuídos à areia.

Figura 3.6 – Mecanismo do tamponamento em estacas tubulares de ponta aberta: (a) caso 1; (b) caso 2; (c) caso 3
– modificada pela autora (KO; JEONG; LEE, 2016).



De suas análises paramétricas, Wu *et al.* (2015) concluíram que:

- a resistência última ao atrito lateral está relacionada à rigidez normal da interface – quanto maior o valor adotado para k_n , maiores resistências últimas são obtidas;
- independentemente do valor adotado para a rigidez cisalhante, a resistência última se mantém constante. Contudo, k_s está relacionado à inclinação da curva resistência *versus* deslocamento relativo, de modo que a inclinação das curvas aumenta com incrementos de k_s ;
- a inclinação das curvas resistência *versus* deslocamento relativo permanece inalterada para diferentes valores de coesão; enquanto a resistência última é diretamente proporcional a esta, sendo os incrementos na resistência quantitativamente equivalentes às mudanças no valor da coesão;
- o ângulo de atrito apresenta as mesmas influências da coesão, porém, quando comparado com esta, exibe uma maior contribuição no atrito lateral.

Os autores então propuseram uma metodologia, bastante satisfatória para análises de recalque e resistência ao atrito (Figura 3.7), apresenta na Figura 3.8, que foi validada através de ensaios de campo em uma estaca super longa (63 m) de grande diâmetro (1 m).

Figura 3.7 – Comparação das curvas resistência ao atrito lateral *versus* deslocamento relativo: (a) medido; (b) calculado – modificada pela autora (WU *et al.*, 2015).

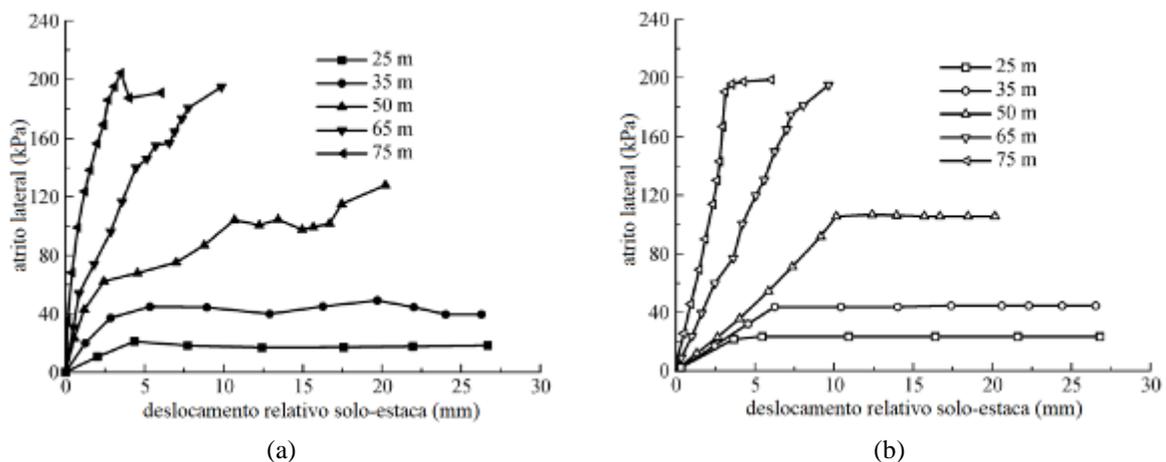
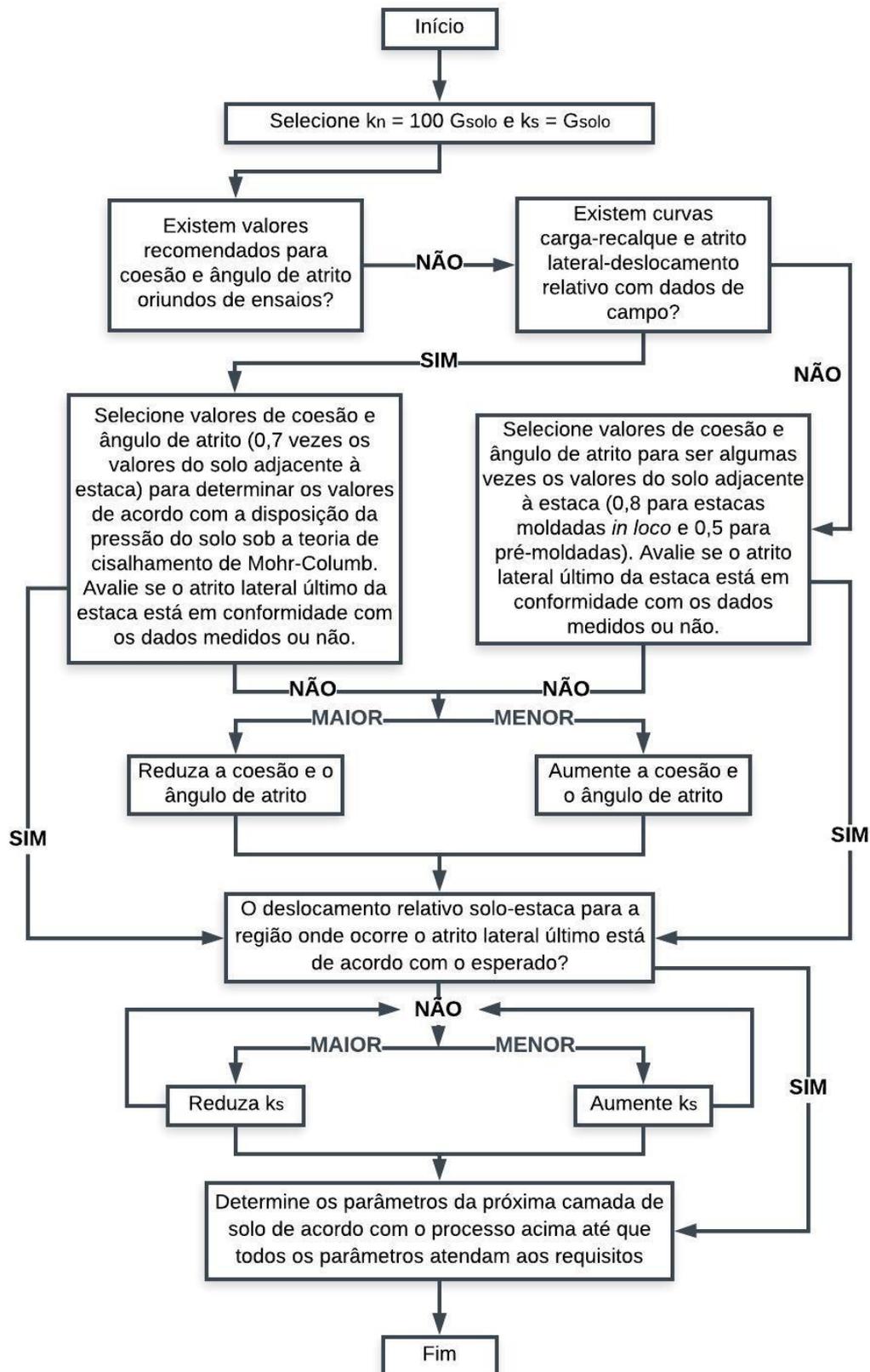


Figura 3.8 – Fluxograma para a determinação de parâmetros de interface estaca – modificada pela autora (WU *et al.*, 2015).



CAPÍTULO 4

PROGRAMA DE DIFERENÇAS FINITAS EXPLÍCITO (FLAC2D)

FLAC (ITASCA, 2011) é um uma ferramenta numérica de resolução de equações diferenciais parciais no espaço bidimensional, inicialmente desenvolvido para a engenharia geotécnica, que opera através do método das diferenças finitas para solucionar problemas mecânicos da engenharia simulando o comportamento de estruturas compostas por solo, rochas ou materiais que apresentem plastificação quando seus critérios de ruptura são atingidos. Os materiais são representados por zonas/elementos que são ajustados pelo usuário para que possuam a geometria do problema a ser modelado. Cada elemento opera com o comportamento determinado por seu modelo constitutivo, linear ou não linear; respondendo aos esforços e atendendo às condições de contorno aplicadas.

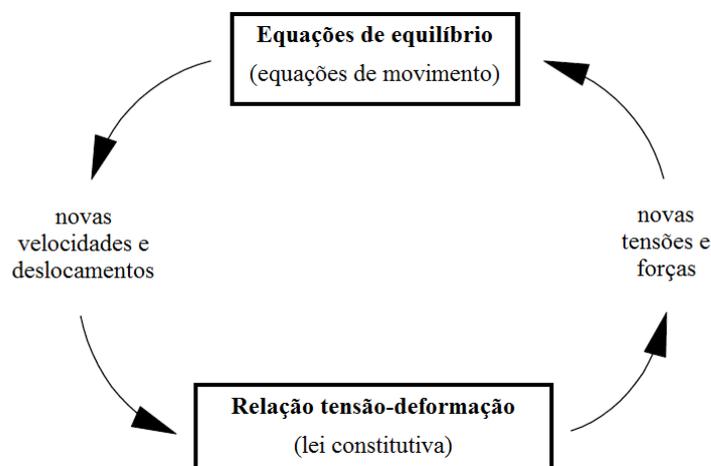
A utilização do FLAC é válida para modelagem de comportamentos complexos, como, por exemplo, problemas de adensamento, fluxo de água subterrâneo e grandes deformações e deslocamentos, sendo viáveis, também, análises térmicas e dinâmicas. Conta com elementos de interface, que permitem planos distintos de deslizamento ou separações; elementos estruturais e diferentes modelos constitutivos, sendo possível a programação de novos modelos pelo usuário.

O método das diferenças finitas é uma das técnicas numéricas mais antigas utilizada para a solução de conjuntos de equações diferenciais, dados valores iniciais ou limites. Neste método, cada derivada do conjunto de equações é substituída por uma expressão algébrica analisada em pontos discretos.

O FLAC apresenta equações dinâmicas de movimento em sua formulação, que estão presentes tanto em problemas estáticos quanto em problemas dinâmicos. A principal razão da utilização destas em análises estáticas é a incerteza do equilíbrio do sistema numérico quando o sistema físico modelado é instável, comumente materiais de comportamento não linear.

O procedimento de cálculo do FLAC é constituído por ciclos (*loops*) onde, inicialmente, as equações de movimento (equilíbrio) são derivadas para a obtenção de novas velocidades e deslocamentos, a partir das tensões e forças. Em seguida, taxas de deformação são derivadas das velocidades para obtenção de um novo conjunto de tensões e forças. A realização de um ciclo é denominada passo (*step*) e está representada na Figura 4.1. Durante a realização de cada etapa do ciclo as variáveis encontradas na etapa anterior se mantêm “congeladas”, o que é válido para intervalos de tempo bastante pequenos para cada passo.

Figura 4.1 – Ciclo de cálculo do programa FLAC – modificada pela autora (ITASCA, 2011).



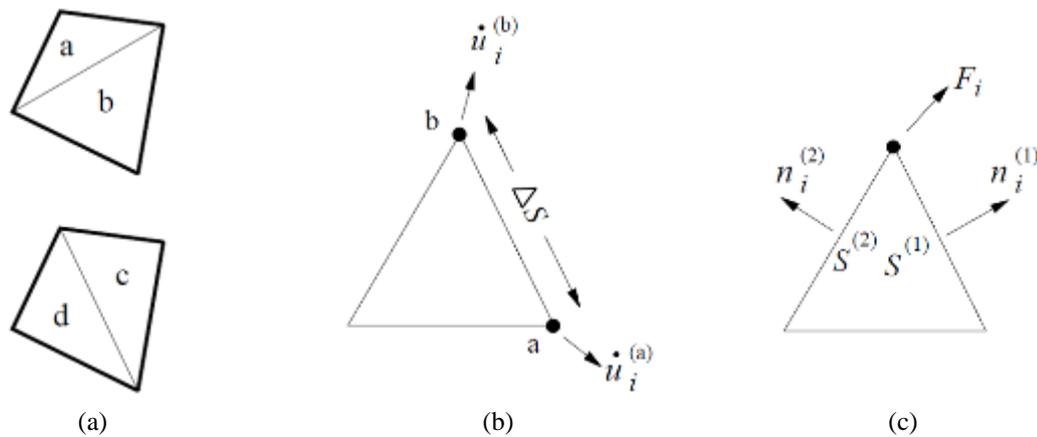
O programa utiliza a formulação lagrangeana¹, que adiciona incrementos de deslocamentos às coordenadas da malha, de modo que as movimentações e deformações desta são regidas pelo comportamento do material. Para análises de corpos sólidos, o programa utiliza equações de movimento, leis constitutivas e condições de contorno, já para problemas de transferência de calor e fluxo, os quais não serão retratados neste trabalho, aplicam-se as leis de Fourier e Darcy, respectivamente.

4.1 MALHA

O corpo sólido a ser modelado é dividido pelo usuário em uma malha quadrilateral de elementos finitos, sendo que cada um destes elementos é subdividido pelo FLAC em dois conjuntos sobrepostos de dois elementos triangulares cada (Figura 4.2(a)).

¹ Formulação conservativa que caracteriza os sistemas mecânicos com a utilização de funções dependentes das coordenadas generalizadas, de suas derivadas temporais e do tempo.

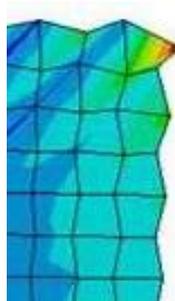
Figura 4.2 – Elementos de diferenças finitas: (a) elemento quadrilateral sobreposto; (b) elemento triangular típico com vetores de velocidade; (c) vetores de forças nodais – modificada pela autora (ITASCA, 2011).



As tensões desviadoras para cada triângulo (Figura 4.2 (b)) são independentes, de modo que são necessários dezesseis componentes de tensão para cada quadrilátero – σ_{xx} (tensão normal na direção x), σ_{yy} (tensão normal na direção y), σ_{zz} (tensão normal na direção z) e σ_{xy} (tensão cisalhante no plano xy), quatro vezes cada. O vetor de forças nodais (Figura 4.2 (c)) é tomado como a média dos vetores atuantes nos quadriláteros adjacentes, porém, se um dos pares de triângulos constituintes do quadrilátero for extremamente distorcido, ou seja, se a área de um dos triângulos for muito inferior à do outro, este quadrilátero será desconsiderado para a determinação da força atuante. Caso ambos os quadriláteros apresentem distorções em seus triângulos, o FLAC emitirá uma mensagem de erro.

A utilização destes elementos triangulares elimina o problema das deformações em forma de ampulheta (Figura 4.3), que podem ocorrer em elementos de diferenças finitas quadrilaterais de deformação constante. Essas deformações de ampulheta são modos de deformação não físicos, que ocorrem durante a integração dos elementos e que não produz nenhuma tensão.

Figura 4.3 – Manifestação das deformações em forma de ampulheta – modificada pela autora.



Disponível em: <<http://www.cae-wiki.info/wikiplus/images/7/77/Hourglassing-1.jpg>>. Acesso em: 05 abr. 2018.

4.2 AMORTECIMENTO MECÂNICO

Todos os sistemas dinâmicos naturais contêm algum grau de amortecimento de sua energia de vibração, do contrário, o sistema oscilaria indefinidamente quando submetido a forças motrizes. Este amortecimento é devido, em parte, à perda de energia resultante do atrito interno do material inalterado e do deslizamento ao longo das interfaces, se presentes.

O FLAC utiliza um algoritmo dinâmico para solução de duas classes gerais de problemas mecânicos – os quasi-estáticos e os dinâmicos. O amortecimento é usado na solução de ambas às classes de problemas, contudo, para os problemas quasi-estáticos é necessário um maior amortecimento para a convergência rápida do equilíbrio.

4.2.1 Amortecimento quasi-estático

Para resolver problemas estáticos, as equações de movimento devem ser amortecidas de modo que forneçam soluções estáticas ou quasi-estáticas². O amortecimento utilizado nos métodos de relaxação dinâmica³ padrão é proporcional à velocidade, isto é, a magnitude da força de amortecimento é proporcional à velocidade nos nós. O uso deste amortecimento envolve três dificuldades principais: a indução de forças de corpo, o desconhecimento das constantes de proporcionalidade e a aplicação do mesmo amortecimento em todos os nós da malha. Para superar estes obstáculos, o FLAC utiliza uma forma de amortecimento denominada amortecimento não viscoso local. Nesta, a força de amortecimento em um nó é proporcional à magnitude da força de desequilíbrio⁴ e sua direção é tal que a energia é sempre dissipada.

O programa também fornece uma variação do amortecimento local, aplicada para as situações em que a solução de estado estacionário inclui um movimento uniforme significativo, tal como em uma simulação de fluência ou no cálculo da capacidade última de uma estaca carregada axialmente. Este amortecimento é chamado de amortecimento combinado e é mais

² Aquelas em que a taxa de variação da energia cinética do modelo tende a zero.

³ É uma possível solução para problemas não lineares, onde o equilíbrio estático é solucionado com a utilização de equações dinâmicas integradas no tempo.

⁴ É o vetor máximo de força nodal e indica quando um estado de equilíbrio mecânico é alcançado para uma análise estática. O modelo é considerado em equilíbrio quando esta força é pequena em comparação com as forças totais aplicadas no problema. Se a força de desequilíbrio se aproxima de um valor constante diferente de zero, isso, provavelmente, indica falha do modelo.

eficiente na remoção da energia cinética quando comparado ao amortecimento local. Deve ser utilizado quando houver movimento de corpo rígido relevante no sistema, além do movimento oscilatório a ser dissipado.

4.2.2 Amortecimento dinâmico

Para uma análise dinâmica, o amortecimento na simulação numérica deve reproduzir em magnitude e forma as perdas de energia do sistema natural quando sujeito a um carregamento dinâmico. No solo e na rocha, o amortecimento natural é principalmente hysterético, ou seja, independente de uma frequência. É difícil reproduzir este tipo de amortecimento numericamente, devido, a pelo menos, dois problemas, primeiramente, muitas funções hysteréticas simples não suavizam todos os componentes igualmente quando várias ondas são superpostas; em segundo lugar, as funções hysteréticas levam à dependência do caminho, o que dificulta a interpretação dos resultados. Ainda assim, se for encontrado um modelo constitutivo que contenha uma representação adequada da histerese que ocorre em um material real não será necessário um amortecimento adicional.

Para projetos de engenharia, devemos utilizar uma representação aproximada da dissipação da energia cíclica. No FLAC, a escolha é entre amortecimento de Rayleigh e amortecimento hysterético. Para baixos níveis de tensão cíclica e condições bastante uniformes, ambos fornecem resultados semelhantes, desde que os níveis de amortecimento estabelecidos para os dois sejam consistentes com os níveis da tensão cíclica.

4.3 INTERFACES

Uma interface é uma conexão entre malhas que podem se separar, deslizar ou abrir. Pode representar uma descontinuidade física e pode ser utilizada para unir malhas que possuam diferentes tamanhos de elementos. Existem várias situações na geomecânica em que é desejável representar planos nos quais o deslizamento ou a separação podem ocorrer, tais como:

- a. juntas, falhas ou planos de estratificação em um meio geológico;
- b. interfaces entre a fundação e o solo;
- c. planos de contato entre uma caixa ou calha e o material que esta contém;

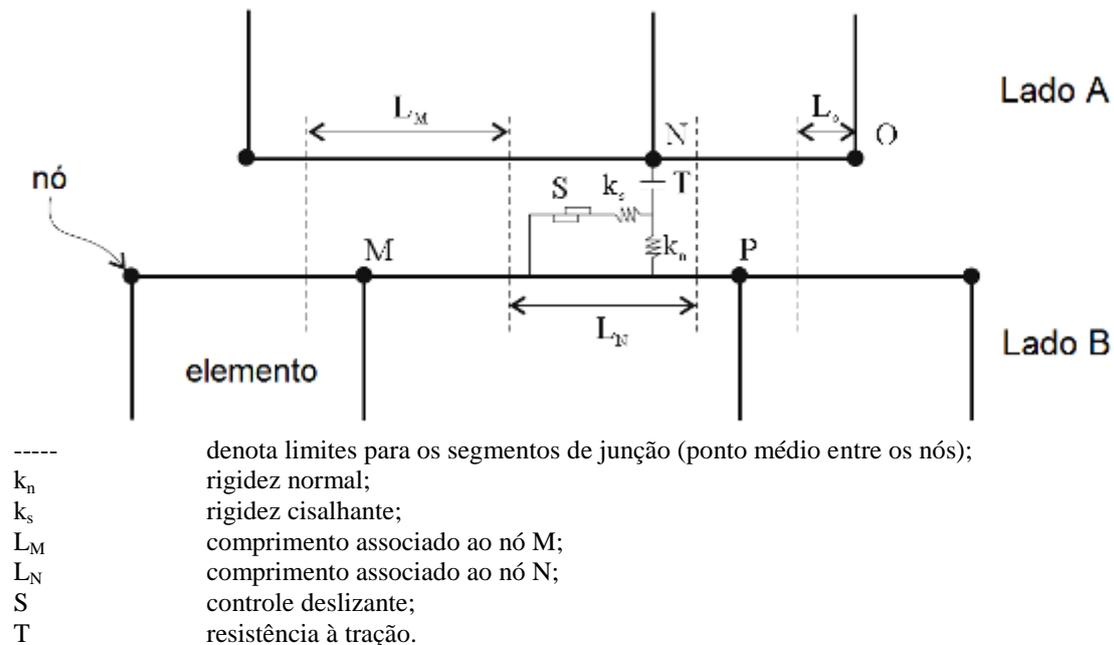
d. contato entre dois objetos que colidem.

O FLAC fornece interfaces que são caracterizadas por deslocamento ou separação por tração, regidos pela teoria de Coulomb, e possuem propriedades de fricção, coesão, dilatação, resistência à tração, rigidez normal e cisalhante.

4.3.1 Formulação

Uma interface é representada como uma rigidez normal e uma rigidez cisalhante entre dois planos que podem entrar em contato um com o outro (Figura 4.4).

Figura 4.4 – Interface representada pelos lados A e B, conectados por molas de rigidez ao cisalhamento e normal – modificada pela autora (ITASCA, 2011).



De acordo com seu código, o FLAC mantém uma lista dos nós da malha que se situam em cada lado de qualquer superfície específica. Cada nó é tomado e verificado quanto a seu contato com o nó vizinho mais próximo, do lado oposto da interface. Por exemplo, na Figura 4.4, o nó N é verificado quanto ao contato no segmento entre os nós M e P. Se o contato for detectado, o vetor normal ao nó N é calculado. Um comprimento, L, também é definido para o contato em N ao longo da interface, este é igual à metade da distância até o nó mais próximo à esquerda de N mais metade da distância até o nó mais próximo à direita, independentemente do nó vizinho estar no mesmo lado da interface ou no lado oposto. Desta forma, toda a interface é dividida em segmentos contíguos, cada um controlado por um nó.

As interfaces podem ser aplicadas em três condições distintas, descritas a seguir:

- I. Interfaces coladas – se as interfaces são declaradas coladas, não é permitido nenhum deslizamento ou abertura;
- II. Interfaces baseadas na teoria de Coulomb – o critério de resistência ao cisalhamento de Coulomb limita a força de cisalhamento pela seguinte relação (Equação 4.1):

$$F_{smáx} = cL_c + \tan \varphi F_n \quad (4.1)$$

onde:

- φ ângulo de atrito da superfície da interface;
- c coesão ao longo da interface;
- F_n força normal;
- $F_{smáx}$ força de cisalhamento máxima;
- L_c comprimento de contato efetivo.

A interface pode se dilatar no início do deslizamento (deslizamento não elástico), sendo governada no modelo de Coulomb por um ângulo de dilatação específico, função da direção do cisalhamento. Durante o deslizamento, os deslocamentos devidos ao cisalhamento podem causar um aumento na tensão normal efetiva da interface.

- III. Interfaces ligadas por tensão – podem ser interfaces ligadas, na qual cada segmento da interface atua como se fosse colado, desde que o esforço neste esteja abaixo da força de ligação especificada, ou interfaces ligadas e com deslizamento, onde o deslizamento ocorrerá independente da separação dos segmentos da interface.

4.3.2 Propriedades

As propriedades atribuídas a uma interface, particularmente a rigidez, dependem da maneira como esta é utilizada. É possível que a interface seja:

- a. um dispositivo artificial para conectar duas malhas;
- b. uma interface real que é rígida quando comparada com o material circundante, mas que pode deslizar e talvez se separar em resposta a um carregamento antecipado. Bem

como, uma interface para a qual as rigidezes são desconhecidas ou sem importância, mas onde o deslizamento ou separação ocorrerão;

c. uma interface real flexível o bastante para influenciar o comportamento do sistema.

Para interfaces reais, utilizadas neste trabalho, as propriedades devem ser derivadas de ensaios em "juntas" reais, adequadamente dimensionadas considerando o efeito escala, ou de dados publicados sobre materiais similares ao material a ser modelado. No entanto, as considerações utilizadas normalmente para interfaces coladas, em relação às rigidezes máximas, ainda são válidas (Equação 4.2).

$$k_{el} = \max \left(\frac{K + \frac{4}{3}G}{\Delta z_{min}} \right) \quad (4.2)$$

onde:

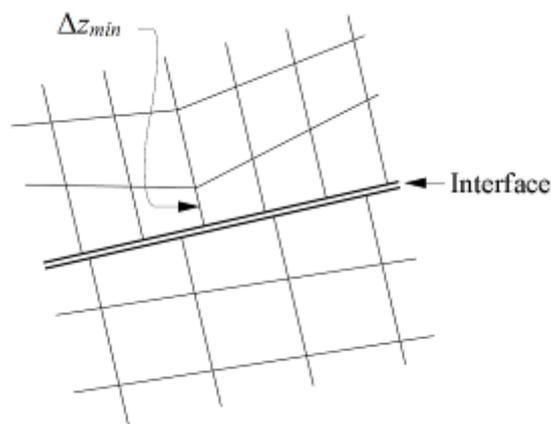
Δz_{min} menor comprimento de um elemento adjacente à interface no sentido normal (Figura 4.5);

G módulo cisalhante;

K módulo volumétrico;

k_{el} rigidez aparente na direção normal de um elemento.

Figura 4.5 – Dimensão do elemento utilizada no cálculo da rigidez da interface – modificada pela autora (ITASCA, 2011).



Se as rigidezes normal e cisalhante forem menores do que dez vezes as rigidezes equivalentes dos elementos adjacentes, não há problema em usar valores físicos (reais). Se a proporção for muito superior a dez, o tempo gasto para solucionar o modelo será significativamente maior do que no caso em que a proporção é limitada. Se a rigidez normal for muito baixa, podem ocorrer problemas de interpenetração. Neste caso, é recomendado estimar, aproximadamente, o deslocamento normal da interface, resultante da aplicação das tensões do sistema. Este deve ser pequeno quando comparado com as dimensões de um elemento da malha. Se for maior do que 10% do tamanho de um elemento adjacente pode haver erro em um dos resultados ou ser necessário aumentar a rigidez, caso se utilize o modo de grandes deformações.

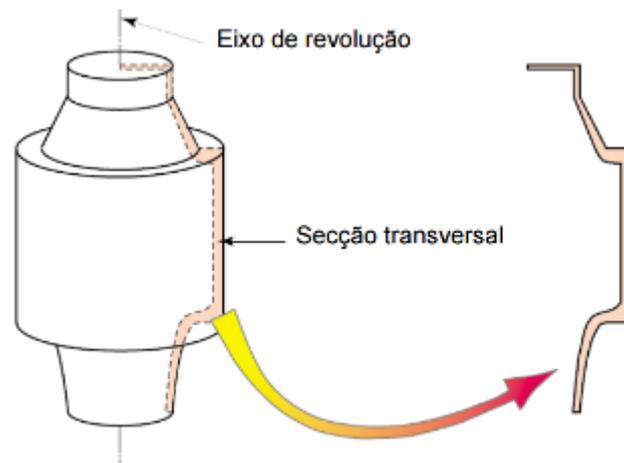
Em suas configurações pré-definidas o FLAC opera no modo de pequenas deformações, onde as coordenadas dos nós não são alteradas, mesmo que os deslocamentos calculados sejam grandes quando comparados com o tamanho dos elementos. Já no modo de grandes deformações, as coordenadas dos nós são atualizadas em cada passo, de acordo com os deslocamentos calculados e é possível a não linearidade geométrica.

4.4 MODELO AXISSIMÉTRICO

O FLAC pode ser aplicado para modelar a distribuição de tensões em sólidos axissimétricos, aqueles representados por uma seção transversal que contém um eixo de revolução, podendo ser gerados pela rotação de 360° da seção transversal em relação a este eixo (Figura 4.6). Para esta simulação, um sistema de coordenadas cilíndricas é empregado, onde, no FLAC, o eixo y é o eixo de simetria, o eixo x corresponde às coordenadas radiais, sendo que apenas a direção positiva deste pode ser utilizada para criar a malha, e o eixo z , fora do plano, corresponde às coordenadas circunferenciais. Quaisquer pontos da malha que possuam coordenadas x nulas serão fixos automaticamente na direção x .

Malhas axissimétricas podem conter interfaces. Todavia, é importante lembrar que uma interface em um modelo axissimétrico representa uma superfície em forma de disco, se a interface for paralela ao eixo x ; uma superfície cilíndrica, se a interface for paralela ao eixo y , ou uma superfície em cônica.

Figura 4.6 – Estrutura axissimétrica gerada a partir de eixo de revolução e seção transversal – modificada pela autora (RODRIGUES, 2009).



4.5 UTILIZAÇÃO DO FLAC

Para configurar a execução de uma simulação com o FLAC, três componentes fundamentais de um problema devem ser especificadas:

- I. malha de diferenças finitas, que define a geometria do problema;
- II. propriedades do material e leis constitutivas, que determinam o tipo de resposta que o modelo exibirá após ser perturbado;
- III. condições de fronteira e iniciais, que definem o estado *in situ*.

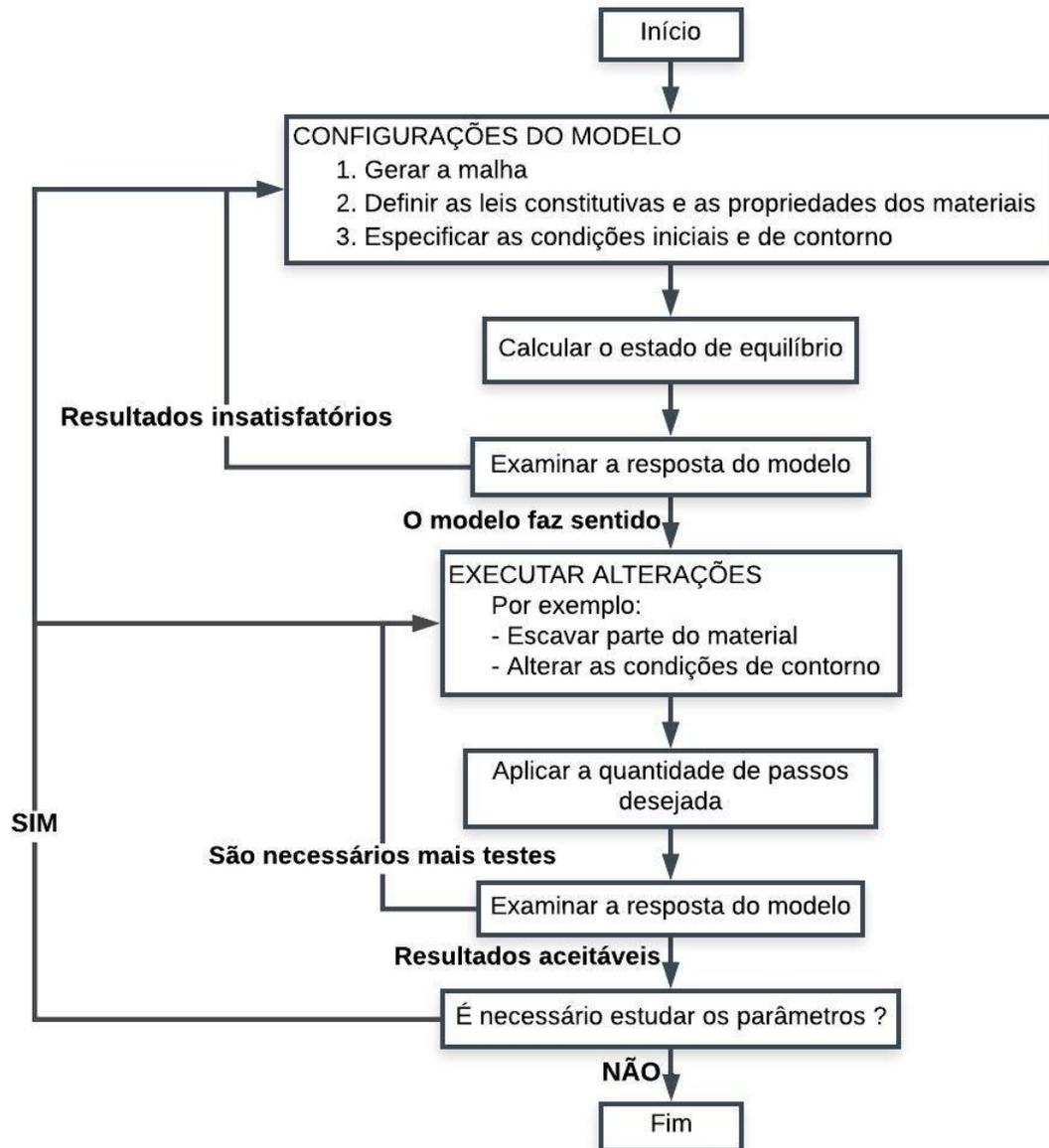
Posteriormente à definição das condições acima enumeradas, o estado de equilíbrio inicial é calculado. Em seguida, é feita uma alteração, por exemplo, a escavação de parte do material ou alterações nas condições de contorno; e a resposta resultante do modelo é calculada (Figura 4.7). No FLAC a solução é alcançada após uma série de etapas computacionais (passos), sendo que a quantidade de etapas necessárias para alcançar uma solução pode ser controlada automaticamente pelo código ou manualmente pelo usuário.

4.5.1 Atribuição de modelos aos materiais

Uma vez que a malha foi gerada, um ou mais modelos de materiais e propriedades devem ser atribuídos a todos os elementos da simulação. O FLAC possui onze modelos de materiais

incorporados, sendo três deles, modelo nulo, modelo Mohr e modelo elástico suficientes para as análises deste trabalho.

Figura 4.7 – Procedimento de simulação com o FLAC – modificada pela autora (ITASCA, 2011).



Cada modelo é desenvolvido para representar um tipo específico de comportamento constitutivo comumente associado a materiais geológicos. O modelo nulo é utilizado para representar o material removido da simulação. O modelo elástico é válido para materiais contínuos homogêneos e isotrópicos que apresentam comportamento linear de tensão-deformação, enquanto o elástico transversalmente isotrópico é apropriado para materiais elásticos que exibem uma anisotropia bem definida. O modelo de plasticidade de Mohr-

Coulomb é utilizado para materiais que rompem quando submetidos a carregamentos cisalhantes superiores à tensão cisalhante de resistência, que depende apenas das tensões principais máximas e mínimas.

4.5.2 Aplicação das condições iniciais e de contorno

As condições de contorno em um modelo numérico consistem em valores de variáveis de campo, por exemplo, tensão e deslocamento; que são determinados no limite da malha. Os contornos são de duas categorias: reais e artificiais. Os reais são aqueles que existem no objeto físico que está sendo modelado, como a superfície de um túnel ou a superfície do solo, e os artificiais não existem na realidade, mas devem ser introduzidos para delimitar a quantidade de elementos escolhidos para representar uma região de dimensões infinitas. Já as condições iniciais referem-se ao estado de todas as variáveis do modelo antes de qualquer perturbação ou mudança nos carregamentos.

Após a geração da malha, as condições iniciais e de contorno são aplicadas. As variáveis passíveis de atribuição são:

- a. pressão;
- b. tensões totais, nas direções x , y e z ;
- c. força, nas direções x , y e z ;
- d. velocidade, nas direções x e y ;
- e. poro pressão;
- f. saturação;
- g. deslocamento, nas direções x e y .

Vale ressaltar que, ao definir as variáveis acima como condições de contorno, estas não serão alteradas enquanto FLAC estiver calculando uma solução, a menos que isto seja especificamente solicitado pelo usuário. O contrário ocorre quando estas são indicadas como condições iniciais – os valores atribuídos as variáveis podem se alterar a medida em que os cálculos prosseguem.

4.5.3 Equilíbrio inicial

O modelo do FLAC, antes de sofrer quaisquer alterações, deve estar em um estado inicial de força e equilíbrio. As condições iniciais e de contorno podem ser atribuídas de modo que o modelo esteja, inicialmente, em equilíbrio. No entanto, pode ser necessário calcular o estado de equilíbrio inicial sob as condições iniciais e de contorno dadas, particularmente para os problemas com geometrias complexas ou múltiplos materiais. Isso é feito com a utilização dos comandos *solve* ou *step* – no qual o usuário especifica uma quantidade fixa de etapas de cálculo a serem executadas. O modelo está em equilíbrio quando o vetor de força nodal líquida em cada nó da malha é próximo de zero.

Dois valores diferentes são visualizados na tela durante a solução do modelo: a força de desequilíbrio e a razão de equilíbrio – maior proporção entre a força de desequilíbrio máxima e a força média aplicada entre todos os nós da malha. Utilizando um ou ambos os números como um guia, o usuário pode avaliar quando o equilíbrio é alcançado. É importante perceber que, para uma análise numérica, a força de desequilíbrio nunca alcançará exatamente zero. Contudo, é suficiente dizer que o modelo está em equilíbrio quando esta força é pequena em comparação com as forças aplicadas no problema (entre 1 e 0,1%).

Quando da utilização do comando *solve*, o FLAC apresenta alguns critérios para a interrupção do cálculo do modelo, tais como, um número máximo de cem mil passos ou um tempo de processamento máximo de 1440 minutos.

4.5.4 Alterações e resposta da simulação

O FLAC permite que as condições do modelo sejam alteradas em qualquer momento. Estas modificações podem ocorrer da seguinte forma:

- a. escavação de material – através da aplicação do modelo nulo;
- b. adição ou exclusão de cargas ou pressões nos nós;
- c. mudança no modelo dos materiais ou propriedades para qualquer elemento;
- d. velocidades fixas ou movimentações impedidas para qualquer nó.

Depois de realizadas as alterações, alguns passos (*steps*) devem ser realizados para verificar se a resposta inicial está no local correto e apresenta o sinal certo. Recomenda-se, também, fazer estimativas da ordem de grandeza esperada para as tensões e deslocamentos para comparação com os dados de saída do FLAC. Caso sejam obtidos resultados inesperados em uma determinada etapa da análise, as etapas anteriores devem ser revistas. Os dados de saída devem ser criticamente examinados antes da simulação prosseguir.

CAPÍTULO 5

MATERIAIS E MÉTODOS

O método numérico utilizado para esta pesquisa foi o Método das Diferenças Finitas Explícito, implementado no FLAC (ITASCA, 2011), com o objetivo de simular o processo mecânico de cravação estática de estacas metálicas tubulares de ponta aberta em areia para avaliar a formação do tampão de solo no interior destas.

5.1 MALHA E CONDIÇÕES INICIAIS

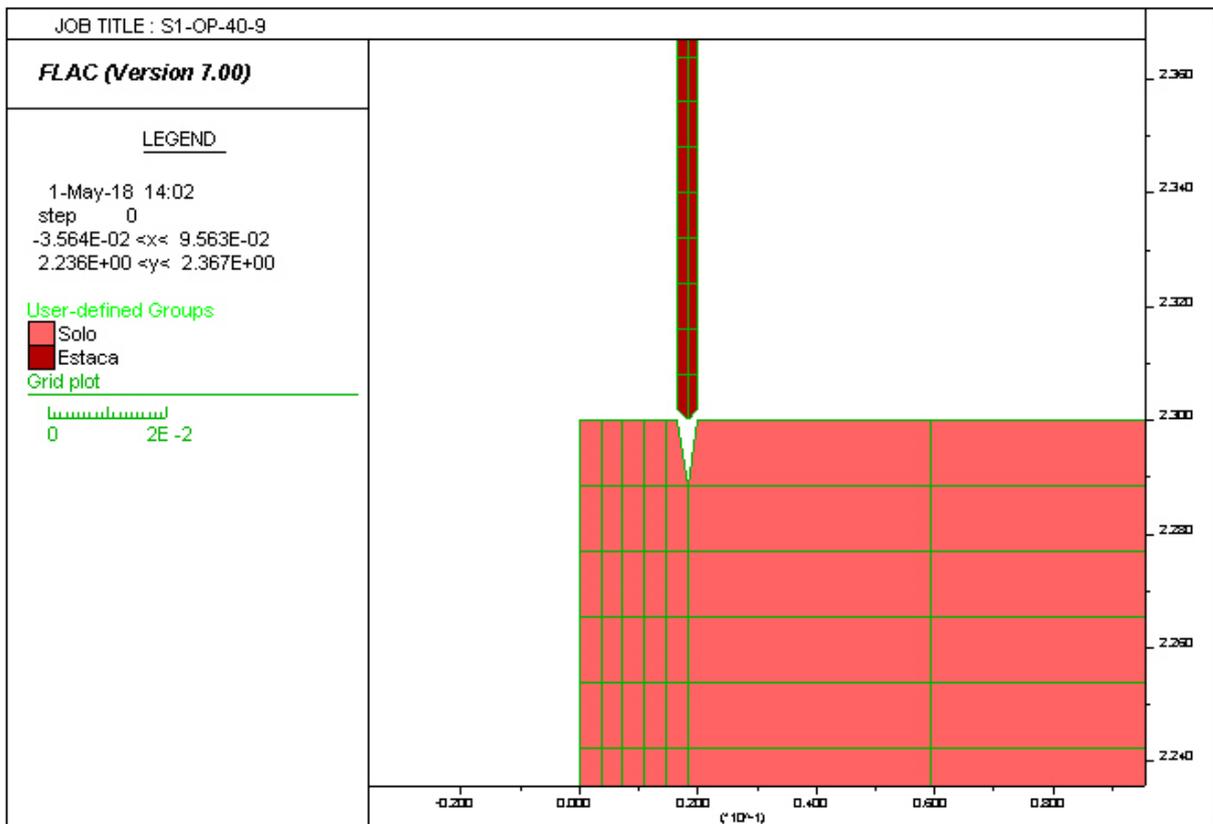
A geometria da malha de solo pode ser determinada de duas maneiras distintas: em função do tamanho máximo do volume de influência da solicitação (tensão-deformação), em casos de obras, ou do contorno real do experimento ou modelo físico, em caso de ensaios de laboratório. Para a primeira, diversos autores realizaram análises do contorno para avaliar a influência deste nos resultados de seus modelos (BOLTON *et al.*, 1999; CONTE; TRONCONE; VENA, 2013; KELESOGLU; SPRINGMAN, 2011; MATLOCK, 1970; RAHMANI; PAK, 2012; SAID; GENNARO; FRANK, 2009; TEYMUR; MADABHUSHI, 2003; ULLAH *et al.*, 2014; ZHOU; RANDOLPH, 2006), sendo eles numéricos ou em escala reduzida, e constaram que uma relação de largura e altura da malha de quinze e duas vezes o diâmetro e o comprimento da estaca, respectivamente, é satisfatória (DIJKSTRA; BROERE; HEERES, 2011; DONG *et al.*, 2017; HENKE; GRABE, 2008; ZHOU *et al.*, 2016). Já para a segunda, em casos onde a simulação é a reprodução de um ensaio de laboratório previamente realizado, as fronteiras da malha devem coincidir com as fronteiras do ensaio, por exemplo, em ensaios de câmara de calibração, a malha terá geometria de dimensões iguais a da câmara e condições de contorno adequadas para sua simulação.

Posteriormente a definição da geometria da malha, axissimétrica onde o problema apresentar eixo de simetria, deve ser realizada uma análise de convergência, com o possível uso de elementos com dimensões diferentes – utilizados para melhorar a qualidade dos resultados na região de interesse do estudo, onde os elementos serão menores, e diminuir a quantidade de elementos para reduzir o tempo de análise, elementos maiores. Ressalta-se que no FLAC é

possível variar o comprimento ou largura dos elementos com um uso de uma taxa de variação (*ratio*).

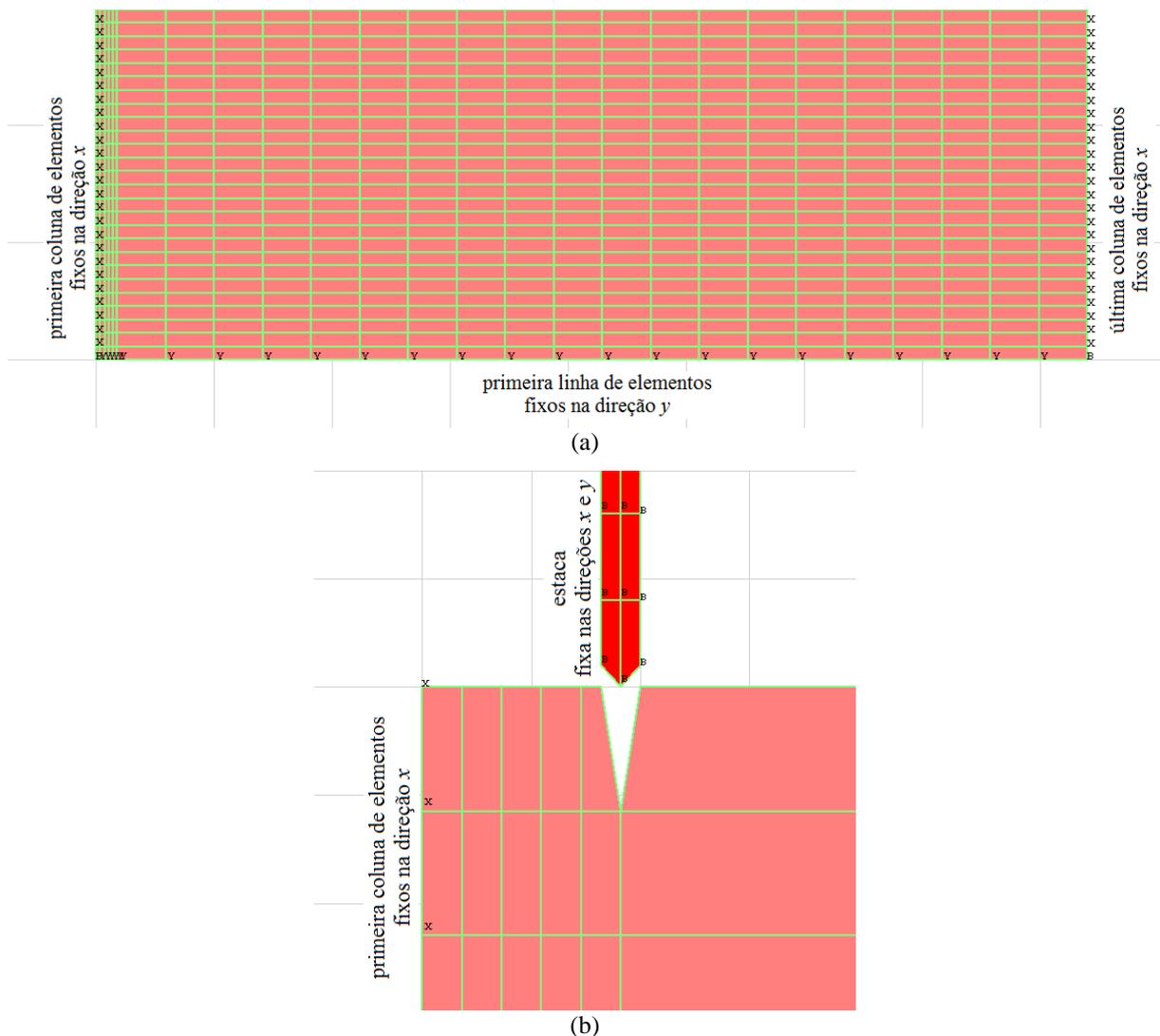
Quanto à geometria da estaca, para facilitar o processo de cravação, recomenda-se que esta seja modelada com ponta com inclinação de 60° , semelhante ao cone do ensaio CPT (KONKOL, 2015), ou com inclinação igual à da zona ativa da cunha de ruptura de Terzaghi (1943, p. 54). Além disso, no local de início da cravação, a malha do solo deve apresentar uma abertura de espessura inicial igual à espessura da estaca, para reproduzir a separação das partículas do solo arenoso que ocorre quando do apoio da estaca nesta superfície, e deve ser dividida em duas regiões, solo interno e externo à estaca (Figura 5.1). A estaca pode ser modelada como material elástico, com peso específico, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson conhecidos, e o solo como material elástico (peso específico, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson) ou Mohr-Coulomb (peso específico, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, ângulo de atrito e coesão), de acordo com os dados disponíveis.

Figura 5.1 – Geometria da ponta da parede da estaca tubular e da abertura no solo – modelo axissimétrico.



As condições de contorno aplicadas são tais que os deslocamentos na direção vertical foram impedidos na primeira linha de nós (limite inferior) e os deslocamentos na direção horizontal na última e primeira colunas de nós (Figura 5.2 (a)). Ademais, na etapa inicial, onde alcança-se o estado de equilíbrio inicial, os deslocamentos da estaca são impedidos, ou seja, a estaca é fixa nas direções x e y , visto que é necessária a estabilização do modelo para posteriores alterações e a estaca livre se movimentaria ininterruptamente devido à gravidade (Figura 5.2 (b)). Nesta mesma etapa, as malhas do solo interno e externo à estaca são unidas de modo a trabalhar como uma única malha – separação e deslizamento não são permitidos (*attach*¹).

Figura 5.2 – Condições iniciais e de contorno.

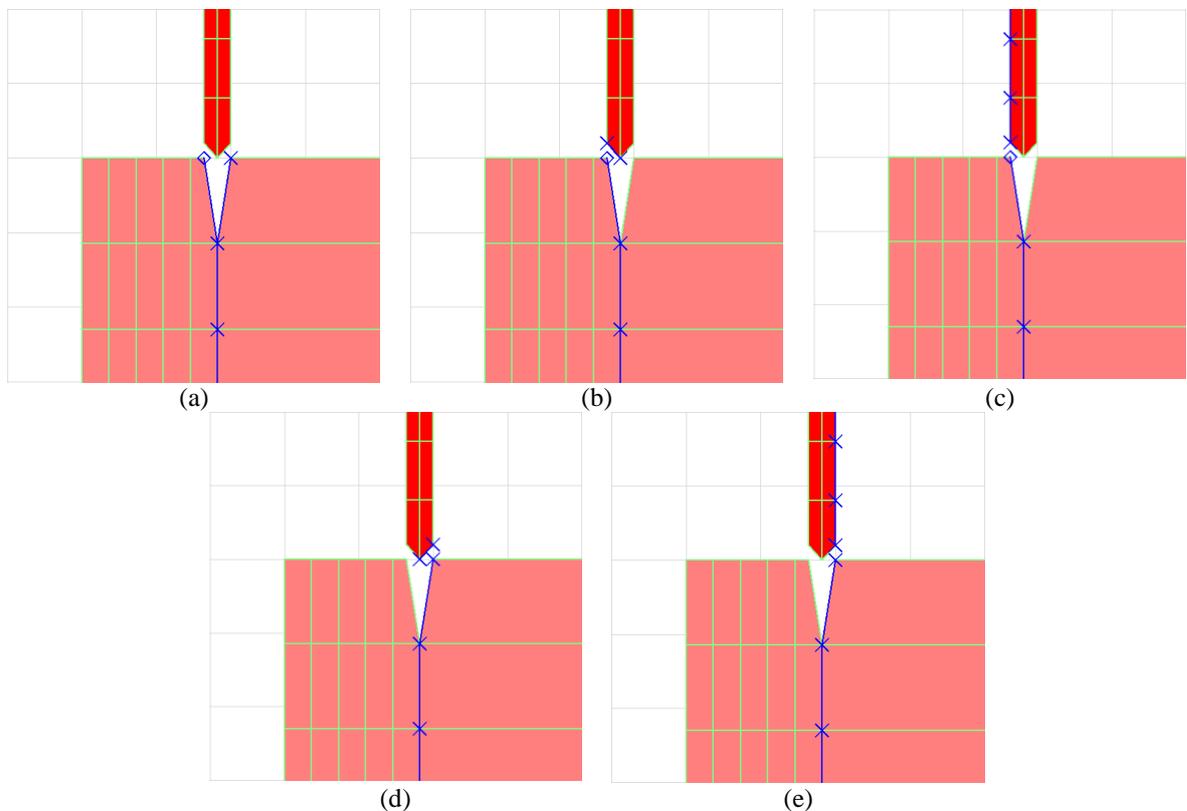


¹ O comando *attach* é utilizado para a união de pares de nós pertencentes a malhas distintas. Com a utilização deste, as malhas passam a trabalhar como uma só, sem deslizamento ou separação. Vale ressaltar que, para o correto funcionamento do comando, a quantidade de nós a serem unidos de cada malha deve ser igual.

5.2 ALTERAÇÕES E PROCESSO DE CRAVAÇÃO

Após a determinação do estado de equilíbrio inicial, algumas alterações precisam ser realizadas na malha. Primeiramente, é necessário selecionar o modo de grandes deformações, visto que nesta simulação é preciso acompanhar os deslocamentos dos nós da malha da estaca e da malha de solo interno à estaca. Em seguida a movimentação da estaca é liberada, esta passa a ser cravada à velocidade constante, e as malhas do solo interno e externo da estaca não são mais coladas, estas passam a serem unidas por elementos de interface baseados na teoria de Coulomb (interfaces reais), que permitem deslizamento e separação das malhas. Ao todo são utilizadas cinco interfaces, a primeira destinada à ligação das malhas de solo interno e externo à estaca (Figura 5.3 (a)), a segunda e a terceira destinadas à ligação entre a malha da estaca e a malha de solo interno à estaca, com ponta e parede da estaca separadas (Figuras 5.3 (b) e (c)); e a quarta e a quinta semelhantes às anteriores, porém referentes à malha de solo externo à estaca (Figuras 5.3 (d) e (e)).

Figura 5.3 – Interfaces: (a) solo-solo; (b) ponta da estaca-solo interno; (c) parede da estaca-solo interno; (d) ponta da estaca-solo externo; (e) parede da estaca-solo externo.



Durante o processo de cravação, devem ser registrados os deslocamentos dos nós da primeira linha de elementos malha de solo no interior da estaca e do nó da ponta da estaca, para que, com a utilização destes, sejam determinadas as curvas IFR ou PLR *versus* comprimento cravado da estaca. Para obtenção do comprimento do tampão de solo no interior da estaca, a ser utilizado na determinação do PLR ou IFR, considera-se o deslocamento médio dos nós.

5.3 ANÁLISE DAS INTERFACES E VELOCIDADE DE CRAVAÇÃO

As interfaces carecem de análise cuidadosa. Seus parâmetros, coesão, ângulo de atrito e módulos normal e cisalhante, são correlatos aos materiais que estas unem. Deste modo, faz-se necessária a retroanálise para calibração de seus parâmetros, com a utilização de dados de ensaios previamente realizados ou utilização de outros trabalhos, onde interfaces semelhantes com objetivos próximos tenham sido utilizadas. No caso da simulação de ensaios anteriormente realizados, idealmente deve-se separar um dos resultados para calibração das interfaces. Recomenda-se que os parâmetros sejam variados individualmente, para que a análise de sua relevância não seja influenciada por outro fator.

Quanto à velocidade de cravação do modelo, esta não necessariamente será igual à aplicada nos ensaios. No FLAC velocidades elevadas não permitem que a interface opere no modelo de maneira correta, visto que os deslocamentos relativos entre os elementos de ambos os lados da interface no tempo de um passo tornam-se significativos. Deste modo, indica-se a realização de calibrações da velocidade com um dos resultados dos ensaios simulados.

CAPÍTULO 6

RESULTADOS E ANÁLISES

Neste capítulo, serão apresentados os resultados da aplicação da metodologia proposta, utilizada para a simulação dos ensaios realizados por Gavin (1998) e para a modelagem da cravação estática de estacas com o objetivo da realização de uma análise paramétrica da geometria do problema, com a variação do diâmetro interno, da espessura da parede e da inclinação da ponta das estacas, e dos parâmetros mecânicos do solo, ângulo de atrito, densidade e módulo de elasticidade das areias.

6.1 ENSAIOS DE GAVIN (1998)

Buscando calibrar os parâmetros necessários para a aplicação da metodologia desenvolvida e validar seus resultados, utilizou-se os ensaios realizados por Gavin (1998), desenvolvidos em uma câmara de calibração com 1,68 e 2,3 m de diâmetro e altura, nesta ordem, preenchida com areia com densidade mínima e máxima de 1450 e 1730 kg/m³, respectivamente, e ângulo de atrito de 31°. Nestes ensaios foram utilizados dois perfis de solo, o perfil S1, onde nenhuma tensão é aplicada à superfície da areia, e o perfil S2, no qual membranas posicionadas no topo e na base da câmara de calibração aplicam uma tensão de 50 kPa à areia. A Tabela 6.1 apresenta as estacas ensaiadas.

Tabela 6.1 – Detalhes das estacas ensaiadas – modificada pela autora (GAVIN, 1998).

Nomenclatura	Diâmetro externo (mm)	Espessura da parede (mm)	Tensão Aplicada (kPa)	Velocidade de Instalação (mm/s)
S1-OP-114-6	114	14,6	0	1
S1-OP-40-9	40	3,6	0	1
S1-OP-40-31	40	1,2	0	1
S1-OP-114-12	114	8,2	0	2
S2-OP-114-12	114	8,2	50	2

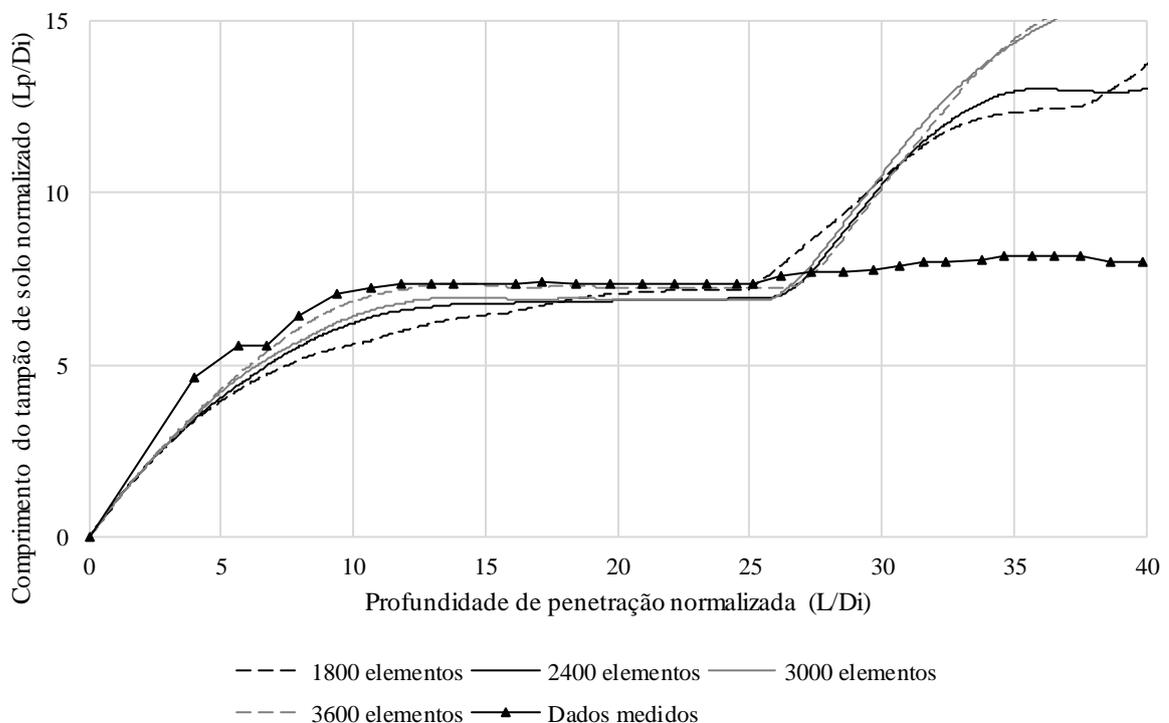
Na simulação numérica, considerou-se a areia no estado fofo, com densidade de 1450 kg/m³, módulo de elasticidade de 46 MPa e coeficiente de Poisson de 0,2 (Gavin, 1998). Para a estaca, adotou-se densidade de 7850 kg/m³, módulo de elasticidade de 200 GPa e coeficiente

de Poisson de 0,3. A estaca S1-OP-40-9 foi utilizada nas simulações da etapa de calibração do modelo. Neste estudo não foi utilizado o modelo Mohr-Coulomb no solo, já que a região de plastificação ou ruptura ocorre na superfície do contato estaca-solo, já modelado com a utilização dos elementos de interface, e se dá em uma área muito pequena deste contato.

6.1.1 Calibrações

Para modelagem proposta são necessárias calibrações da malha, da velocidade de cravação e dos parâmetros das interfaces. A primeira destas foi realizada com a variação da quantidade de elementos da malha de solo, entre 1800 e 3600, sendo selecionada a menor quantidade possível relativa à estabilização das curvas comprimento do tampão de solo normalizado *versus* profundidade de penetração normalizada. Na Figura 6.1 pode-se observar que a malha de 2400 elementos de solo apresenta comportamento similar ao obtido por Gavin (1998). Assim, considerando a pequena variação entre as curvas de 2400 e 3000 elementos, a malha adotada conta com 2400 elementos de solo.

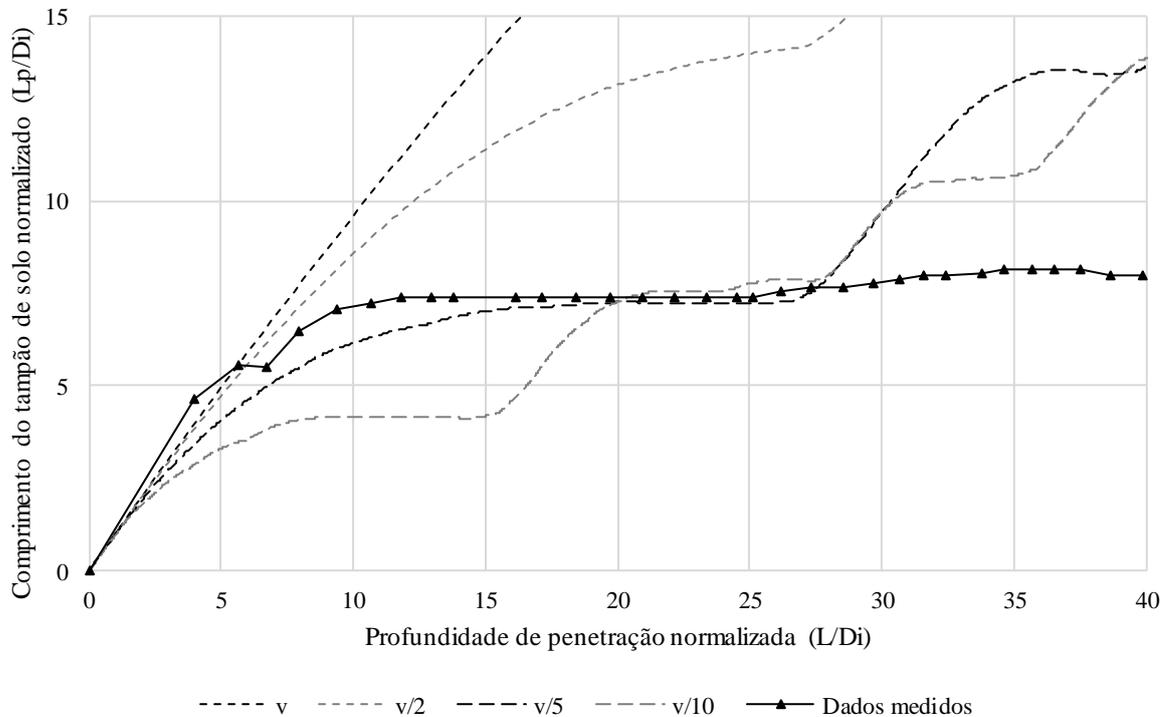
Figura 6.1 – Calibração da malha de elementos de diferenças finitas com o ensaio S1-OP-40-9.



A calibração da velocidade foi realizada com a aplicação de velocidades proporcionais à de ensaio, conforme Figura 6.2. Assim, optou-se por uma velocidade de 1/5 da velocidade real.

Ainda mais, com a observação dos resultados obtidos na Figura 6.2, recomenda-se a utilização de velocidades com uma ordem de grandeza de, no máximo, 10^{-4} m/s.

Figura 6.2 – Calibração da velocidade de cravação com o ensaio S1-OP-40-9.



Para a calibração das interfaces foram considerados variáveis os parâmetros relativos ao módulo cisalhante (k_s) e normal (k_n). Além destes, foi arbitrado seu ângulo de atrito, sendo utilizado o ângulo de atrito do solo de 31° para a interface solo-solo e 18° para as interfaces solo-estaca, conforme Lehane e Gavin (2001). Desta calibração obtiveram-se os seguintes resultados:

- para a interface solo-solo os parâmetros avaliados não apresentaram influência nos resultados do modelo (Figura 6.3), sendo recomendada a utilização de valores iguais ao módulo cisalhante do solo (G_s) para k_n e k_s ;
- para a interface solo-estaca, o parâmetro k_n apresenta grande relevância nos resultados obtidos (Figura 6.4 (a)); assim, recomenda-se a utilização de k_n igual à cem vezes G_s ;
- ainda para a interface solo-estaca, o parâmetro k_s não interfere nos resultados (Figura 6.4 (b)); deste modo, indica-se a adoção de k_s igual à G_s .

Figura 6.3 – Calibração da interface solo-solo com o ensaio S1-OP-40-9, análise da influência do parâmetro: (a) k_n ; (b) k_s .

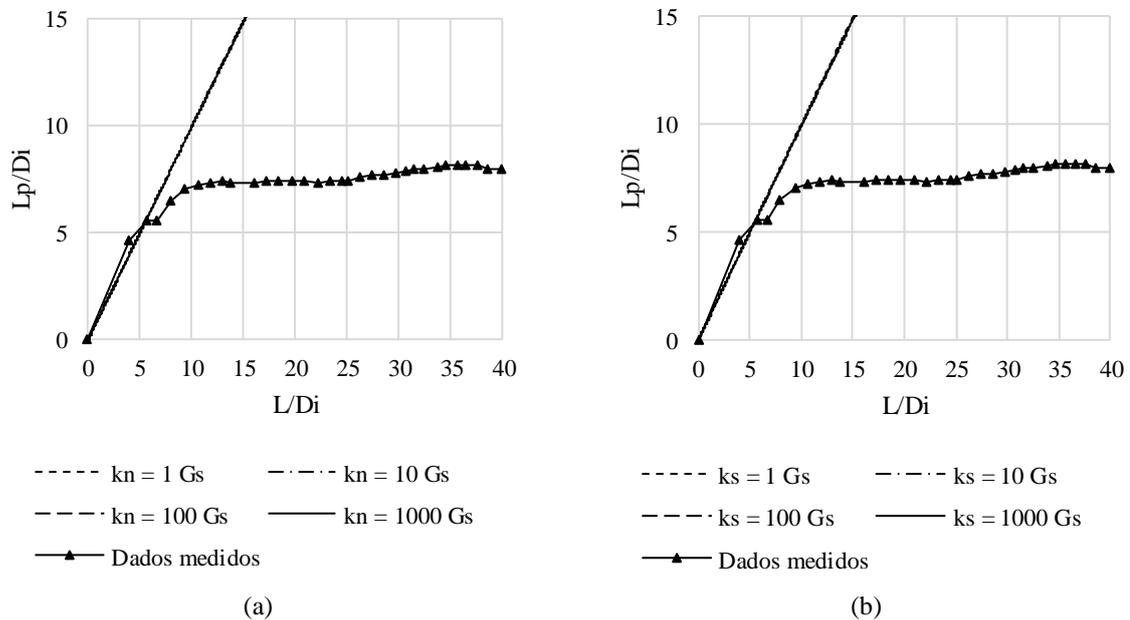
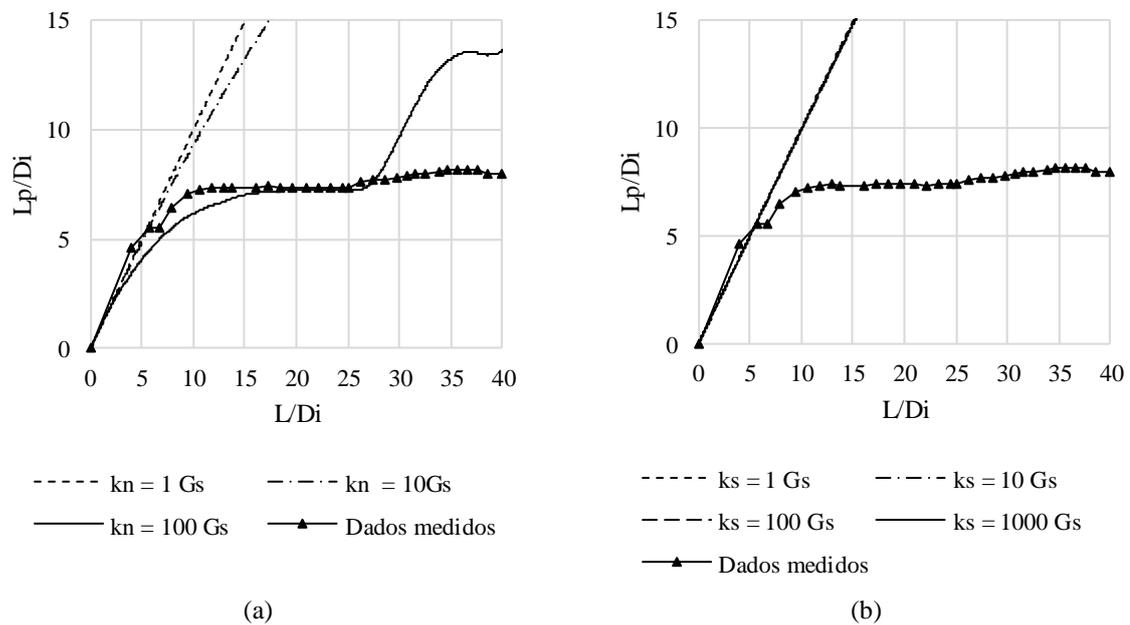
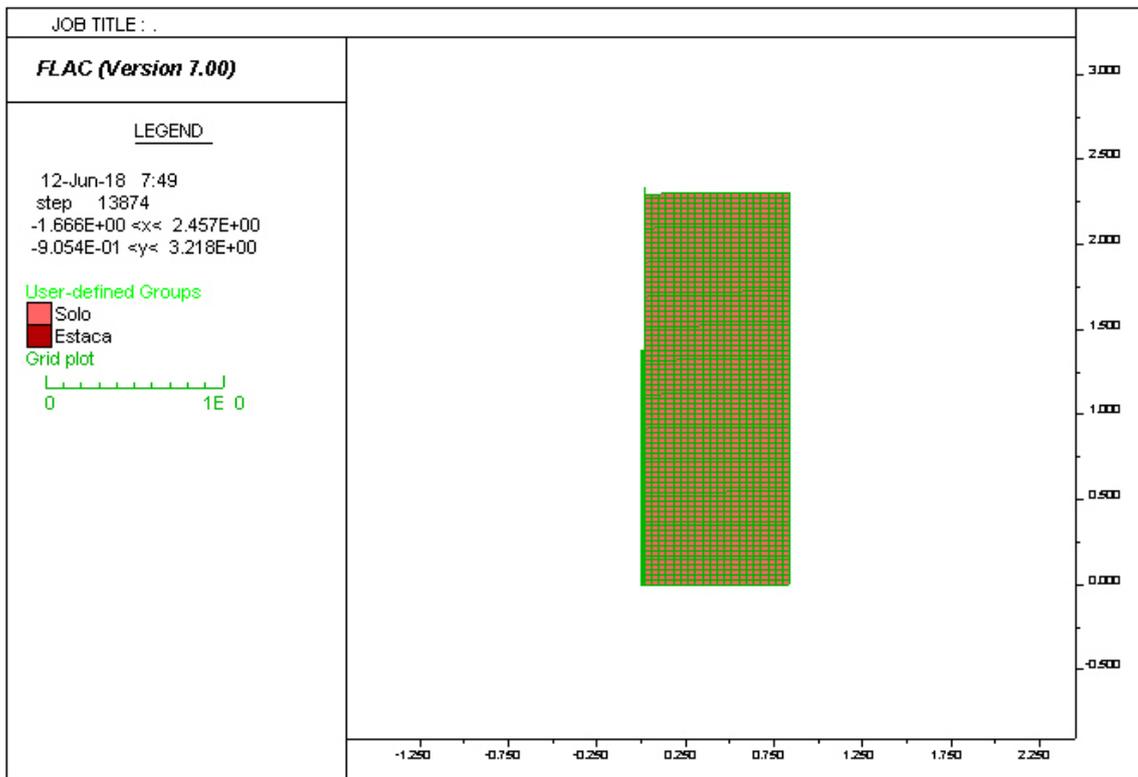


Figura 6.4 – Calibração da interface solo-estaca, análise da influência do parâmetro: (a) k_n ; (b) k_s .

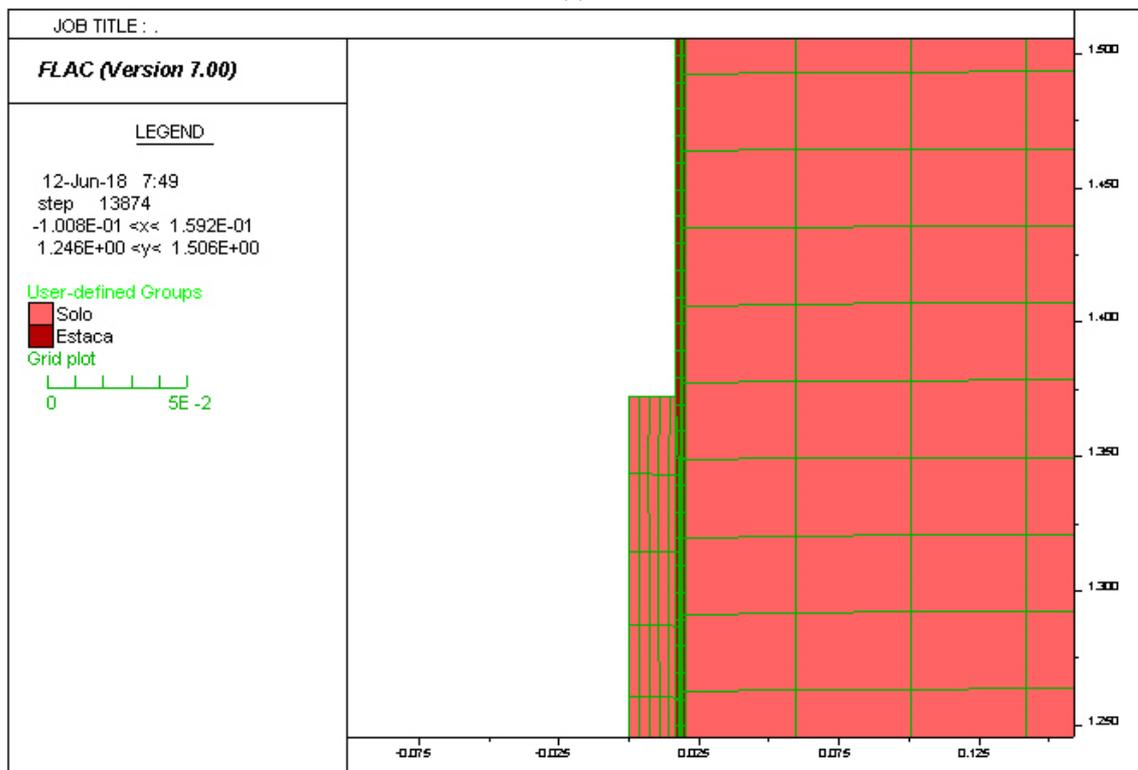


Nas Figuras 6.1 e 6.2 podem ser observadas diferenças entre as curvas obtidas através das simulações numéricas e as obtidas por Gavin (1998), tais diferenças decorrem da adoção do modelo elástico como modelo constitutivo do solo, sendo que, as mudanças de direção das curvas relativas às simulações representam ruptura elástica do material. A Figura 6.5 (a) apresenta a malha após a cravação de todo o comprimento da estaca S1-OP-40-9, sendo possível visualizar em detalhe (Figura 6.5 (b)) a formação do tampão de solo.

Figura 6.5 – Malha para a estaca S1-OP-40-9: (a) após a cravação de todo o comprimento da estaca; (b) detalhe – formação do tampão de solo.



(a)



(b)

6.1.2 Validações

Para validar a calibração realizada com a estaca S1-OP-40-9, foram simuladas as cravações de estacas com diferentes diâmetros, espessura da parede, tensão confinante e velocidade de cravação (Tabela 6.1). Quanto ao comportamento observado nestas simulações (Figura 6.6), nota-se que:

- a. para um comprimento cravado de até cinco diâmetros, na maioria dos modelos, em exceção à estaca S1-OP-114-6 (Figura 6.6 (a)); as curvas comprimento do tampão de solo normalizado *versus* profundidade de cravação normalizada apresentaram resultados semelhantes às curvas obtidas por Gavin (1998) – comportamento próximo ao de estacas não tamponadas;
- b. para a estaca S1-OP-40-31 (Figura 6.6 (b)), em ambos os modelos – numérico e em escala reduzida; após um comprimento de cravação igual a 22 diâmetros, há um acréscimo no comprimento da coluna de preenchimento;
- c. no modelo numérico, de maneira similar ao observado por Lehane e Gavin (2001), tensões confinantes não interferem na formação do tampão de solo – estacas S1-OP-114-12 (Figura 6.6 (c)) e S2-OP-114-12 (Figura 6.6 (d)), de mesma geometria, mas submetidas a diferentes tensões confinantes durante a cravação.

Destas simulações constata-se que a metodologia desenvolvida é válida para a modelagem da cravação de estacas metálicas tubulares de ponta aberta, visto que o erro médio máximo obtido foi de 27,55% – estaca S1-OP-114-6 (Figura 6.6 (a)). Contudo, para as demais estacas os erros médios encontrados foram de: 14,43%, para a estaca S1-OP-114-12 (Figura 6.6 (b)); 15,31%, para a estaca S1-OP-40-31 (Figura 6.6 (c)), e 17,15%, para a estaca S2-OP-114-12 (Figura 6.6 (d)). Acredita-se que a discrepância entre os erros médios, entre a estaca S1-OP-114-6 e as demais, é devida a elevada espessura da parede desta estaca (Figura 6.7), que promove maior deslocamento da malha e deformação dos elementos; é possível que para uma modelagem mais assertiva desta estaca seja necessária recalibração da malha.

Figura 6.6 – Estaca: (a) S1-OP-114-6; (b) S1-OP-40-31; (c) S1-OP-114-12; (d) S2-OP-114-12.

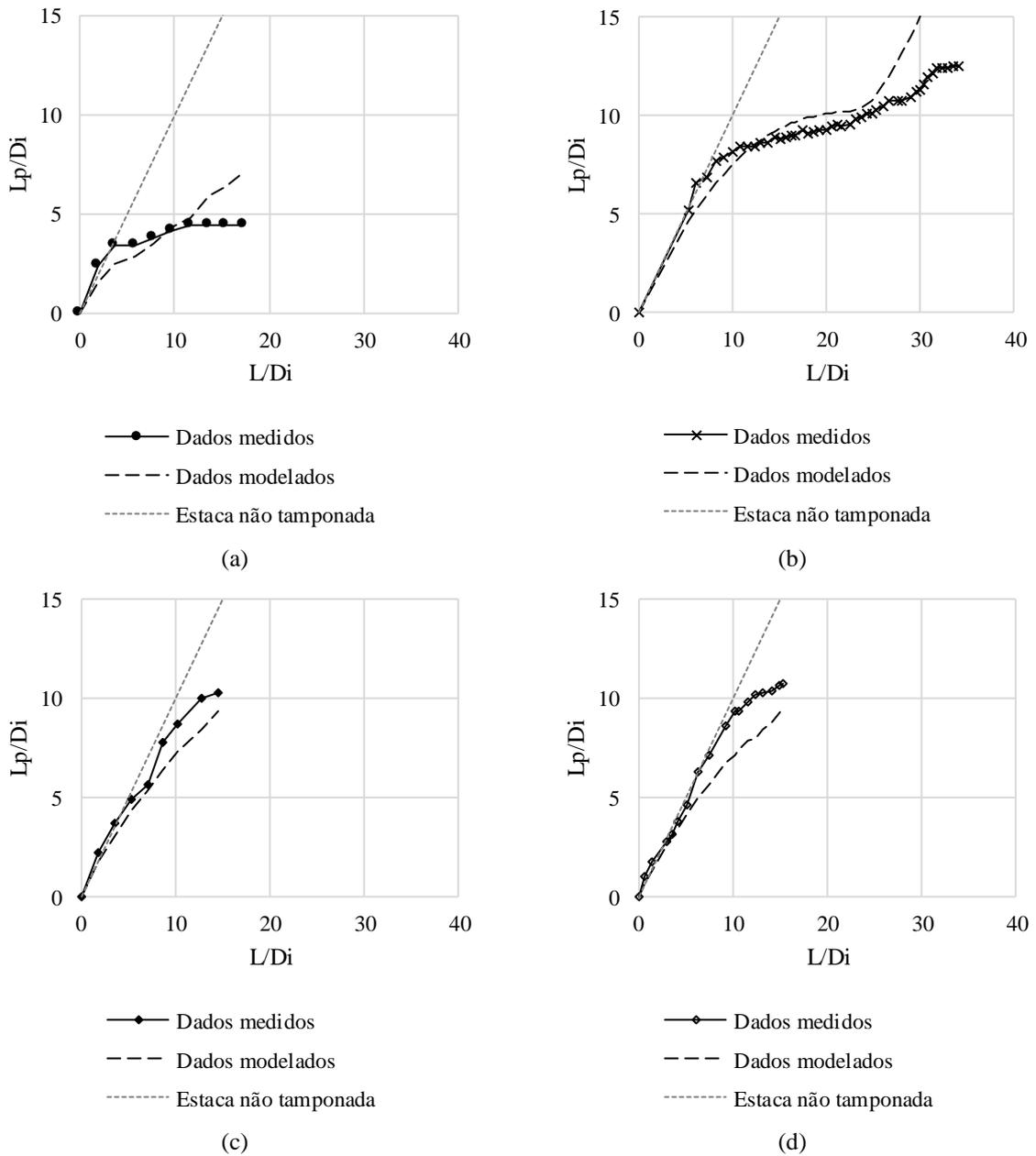
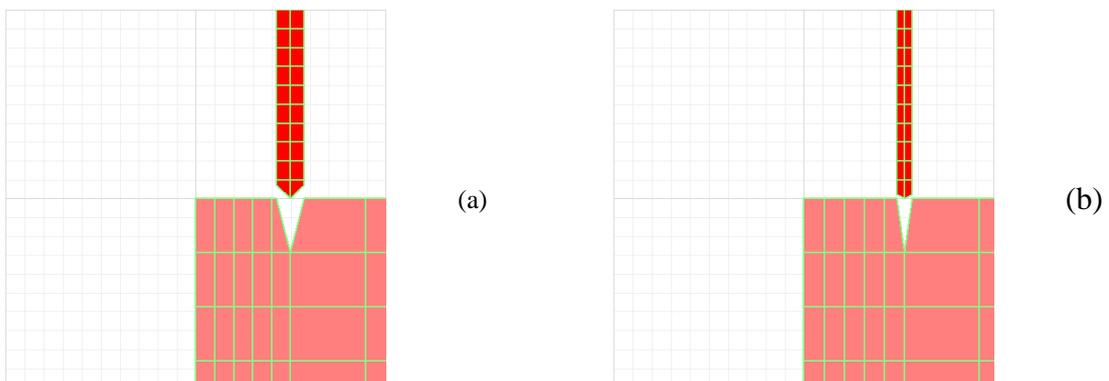


Figura 6.7 – Detalhes das estacas: (a) S1-OP-114-6 – parede espessa; (b) S1-OP-114-12 – parede estreita.



6.2 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Considerando que a capacidade de carga das estacas tubulares de ponta aberta é relacionada a formação do tampão de solo que pode ocorrer no interior destas, diversos autores estudaram a influência da geometria das estacas e dos índices do solo neste tamponamento (JEONG *et al.*, 2015; KO; JEONG, 2015; KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016a; LEE; SALGADO; PAIK, 2003; PAIK *et al.*, 2003; PAIK; LEE, 1993; PAIK; SALGADO, 2003; PAIKOWSKI; WHITMAN, 1990). Buscando avaliar numericamente a influência desses fatores – diâmetro interno, espessura da parede e inclinação da ponta das estacas e peso específico, ângulo de atrito e módulo de elasticidade do solo – foram realizadas simulações numéricas no FLAC, (Tabela 6.2). Nestas simulações foram utilizadas as calibrações apresentadas no item 6.1.1.

Tabela 6.2 – Dados da análise paramétrica.

Parâmetro	Caso	d_i (mm)	t (mm)	D (m)	θ (°)	γ (kN/m ³)	ϕ (°)	E_{solo} (MPa)
Diâmetro interno	DI1	300						
	DI2	400						
	DI3	500	8	10	60	18	35	45
	DI4	600						
	DI5	700						
Espessura da parede	EP1		4					
	EP2		6					
	EP3	500	8	10	60	18	35	45
	EP4		10					
	EP5		12					
Inclinação da ponta	IP1				30			
	IP2				45			
	IP3	500	8	10	60	18	35	45
	IP4				75			
	IP5				90			
Peso específico	D1					14		
	D2					16		
	D3	500	8	10	60	18	35	45
	D4					20		
	D5					22		
Ângulo de atrito	A1						25	
	A2						30	
	A3	500	8	10	60	18	35	45
	A4						40	
	A5						45	
Módulo de elasticidade do solo	E1							25
	E2							35
	E3	500	8	10	60	18	35	45
	E4							55
	E5							65

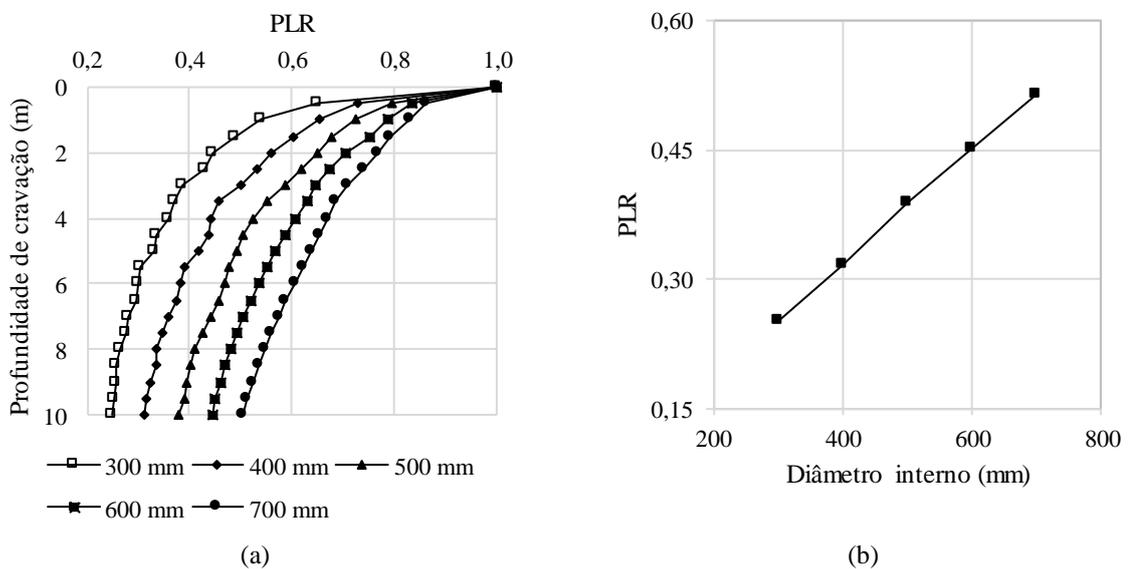
γ	peso específico do solo;	d_i	diâmetro interno da estaca;
θ	inclinação da ponta da parede da estaca;	E_{solo}	módulo de elasticidade do solo;
ϕ	ângulo de atrito do solo;	t	espessura da parede da estaca.
D	comprimento cravado da estaca;		

Quanto ao ângulo de atrito, ressalta-se que sua análise decorre da aplicação deste às interfaces.

6.2.1 Efeito do diâmetro interno das estacas

A Figura 6.8 apresenta os efeitos do diâmetro interno das estacas no PLR para a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, parede com 8 mm de espessura e ponta com inclinação de 60° , em areia, com peso específico de 18 kN/m^3 , ângulo de atrito de 35° e módulo de elasticidade de 45 MPa. Observa-se que o comprimento do tampão de solo aumenta com acréscimos no diâmetro interno (Figura 6.8 (a)), ou seja, o PLR e o diâmetro interno das estacas estão em uma relação diretamente proporcional (Figura 6.8 (b)). Com os resultados obtidos, verifica-se que estacas de grandes diâmetros, superiores à 500 mm, apresentam menores comprimentos de coluna de preenchimento, quando comparadas com estacas de pequenos diâmetros (FATTAH; AL-SOUDANI; OMAR, 2016; KO; JEONG, 2015; KUMARA; KIKUCHI; KURASHINA, 2016a; PAIK *et al.*, 2003).

Figura 6.8 – Variação do PLR em função do diâmetro interno das estacas.

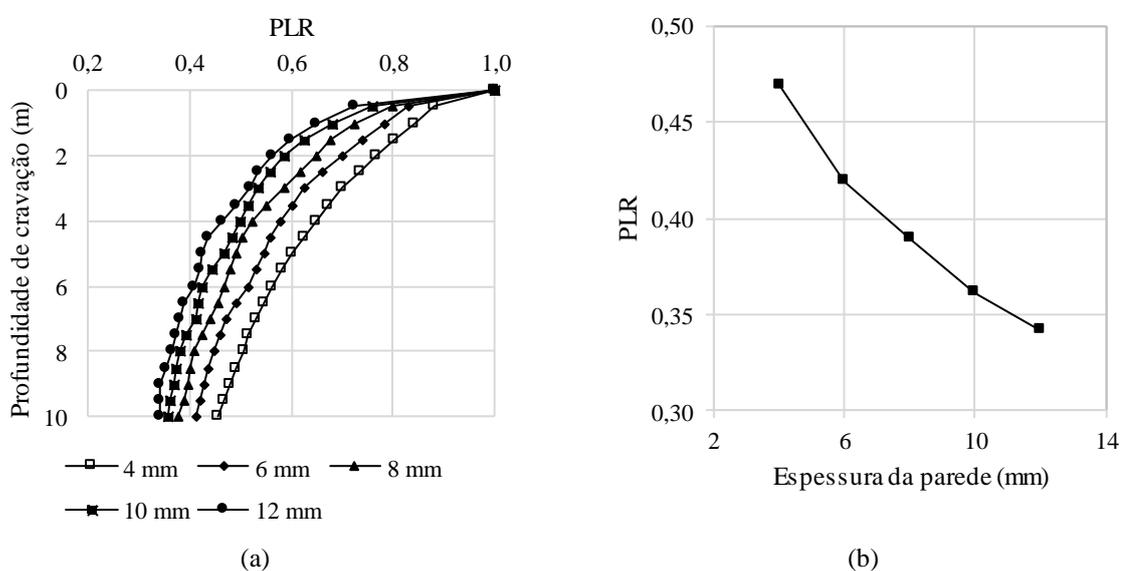


6.2.2 Efeito da espessura das paredes das estacas

A Figura 6.9 exhibe os impactos da espessura da parede das estacas no PLR para a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, 500 mm de diâmetro interno e ponta com inclinação de 60° , em areia, com peso específico de 18 kN/m^3 , ângulo de atrito de 35° e módulo de

elasticidade de 45 MPa. Nota-se que o comprimento do tampão de solo diminui com o aumento da espessura das paredes (Figura 6.9 (a)), ou seja, o PLR e a espessura das paredes das estacas estão em uma relação inversamente proporcional (Figura 6.9 (b)). Deste modo, os resultados obtidos estão em conformidade com os resultados de Lehane e Gavin (2001) e Kumara *et al.* (2016), que constataram que quanto maior a espessura da parede das estacas mais próximo do comportamento de estacas metálicas tubulares de ponta fechada estará seu desempenho.

Figura 6.9 – Variação do PLR em função da espessura da parede das estacas.



6.2.3 Efeito da inclinação da ponta da parede das estacas

Os efeitos da inclinação da ponta da parede das estacas, de 30 a 90°, no PLR foram avaliados com a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, diâmetro interno de 500 mm e parede com 8 mm de espessura, em areia, com peso específico de 18 kN/m³, ângulo de atrito de 35° e módulo de elasticidade de 45 MPa. Observa-se que esta inclinação não apresenta influência no tamponamento das estacas (Figura 6.10), e que, no contexto avaliado, com a estaca cravada a uma profundidade de 10 m, o PLR encontra-se entre 0,386 e 0,390.

6.2.4 Efeito do peso específico

Os impactos do peso específico do solo no PLR foram avaliados com a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, diâmetro interno de 500 mm, parede com 8 mm de espessura e

ponta com inclinação de 60° , em areia, com ângulo de atrito de 35° e módulo de elasticidade de 45 MPa. Nota-se que o peso específico não apresenta influência no tamponamento das estacas (Figura 6.11) e que, para esta simulação, com a estaca cravada a uma profundidade de 10 m, o PLR encontra-se entre 0,388 e 0,390.

Figura 6.10 – Variação do PLR em função da inclinação da ponta da parede das estacas.

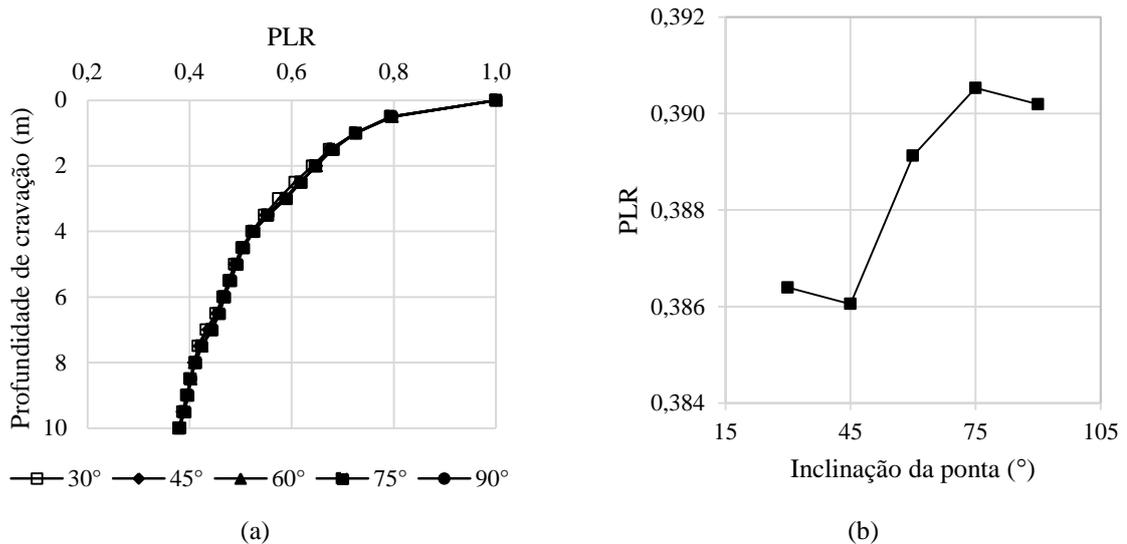
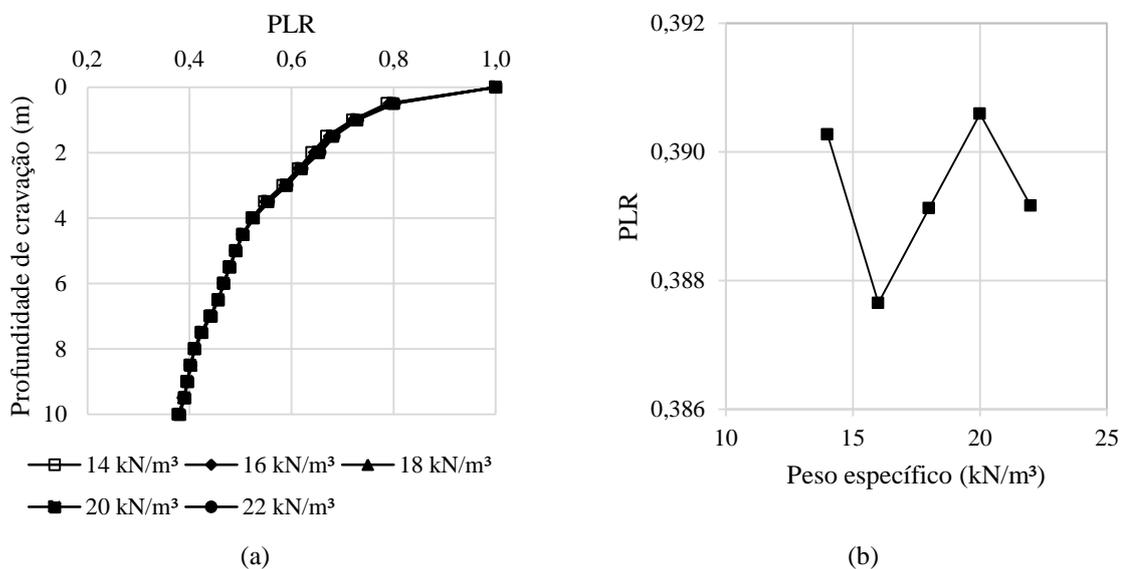


Figura 6.11 – Variação do PLR em função do peso específico do solo.

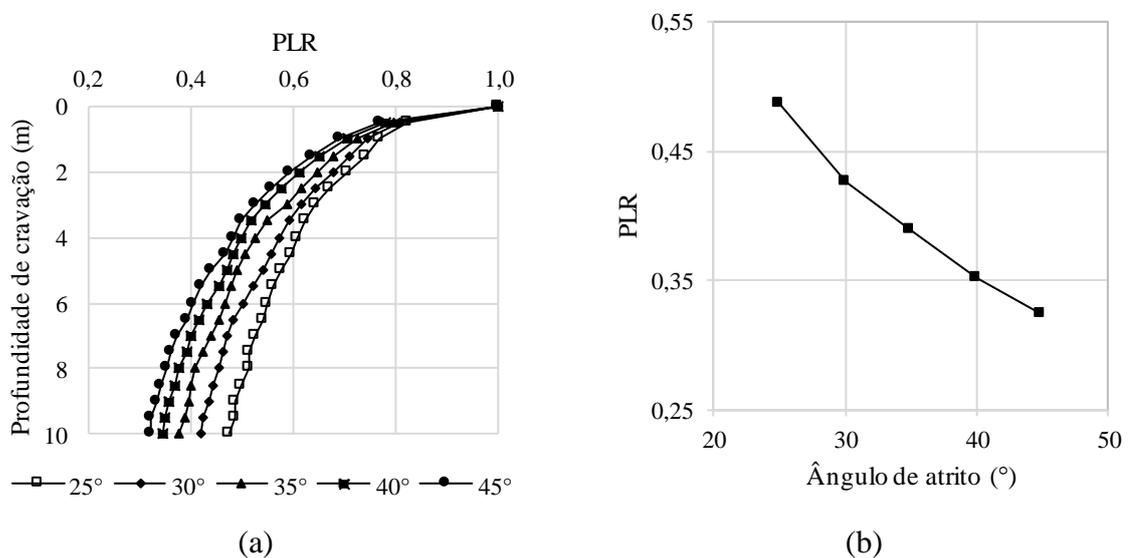


6.2.5 Efeito do ângulo de atrito do solo aplicado às interfaces

Apesar da utilização do modelo elástico para a representação do solo onde ocorre a cravação das estacas, as contribuições do ângulo de atrito foram avaliadas através da aplicação deste às

interfaces. De modo que, para a interface solo-solo utilizou-se valores iguais ao ângulo de atrito do solo, enquanto que para as interfaces solo-estaca o valor utilizado foi 50% do ângulo de atrito do solo. A Figura 6.12 apresenta os efeitos do ângulo de atrito do solo no PLR para a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, diâmetro interno de 500 mm, parede com 8 mm de espessura e ponta com inclinação de 60° , em areia, com peso específico de 18 kN/m^3 e módulo de elasticidade de 45 MPa . Observa-se que o comprimento do tampão de solo diminui com o aumento do ângulo de atrito (Figura 6.12 (a)), ou seja, o PLR e o ângulo de atrito do solo estão em uma relação inversamente proporcional (Figura 6.12 (b)).

Figura 6.12 – Variação do PLR em função do ângulo de atrito do solo aplicado às interfaces.

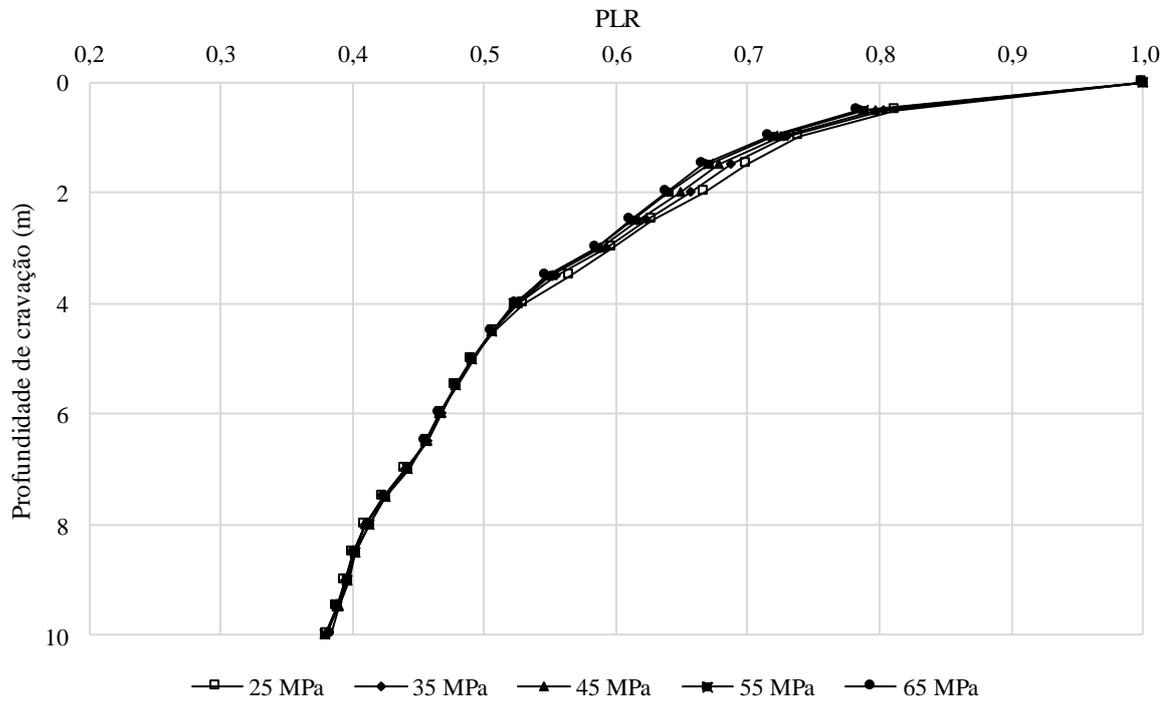


Os resultados encontrados estão de acordo com os resultados obtidos por Raines, Ugaz e O'Neill (1992) e Paik e Lee (1993) – a medida que o ângulo de atrito do solo, e consequentemente o ângulo de atrito do contato solo-estaca, aumenta o comprimento da coluna de preenchimento diminui.

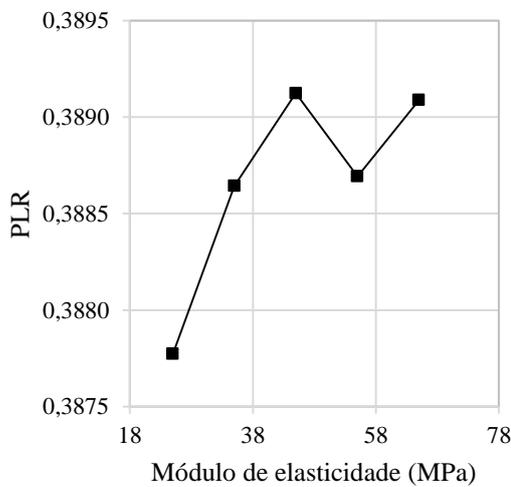
6.2.6 Efeito do módulo de elasticidade do solo

Os efeitos do módulo de elasticidade do solo, de 25 a 65 MPa , no PLR foram avaliados com a cravação de estacas, com 10 m de comprimento, diâmetro interno de 500 mm, parede com 8 mm de espessura e ponta com inclinação de 60° , em areia, com peso específico de 18 kN/m^3 e ângulo de atrito de 35° . Constata-se que o módulo de elasticidade não apresenta influência no tamponamento das estacas para a profundidade total de cravação (Figura 6.13 (a) e (b)).

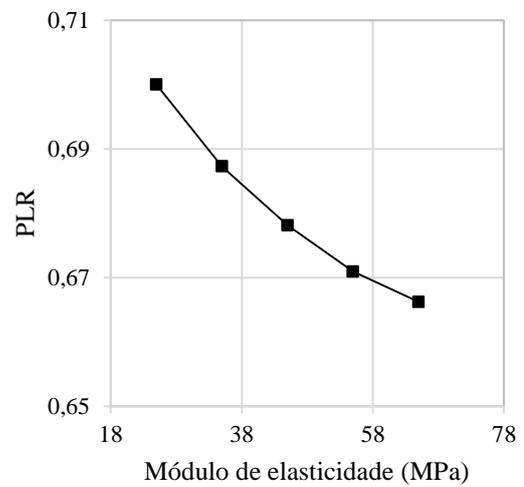
Figura 6.13 – Variação do PLR em função do módulo de elasticidade do solo.



(a)



(a)



(b)

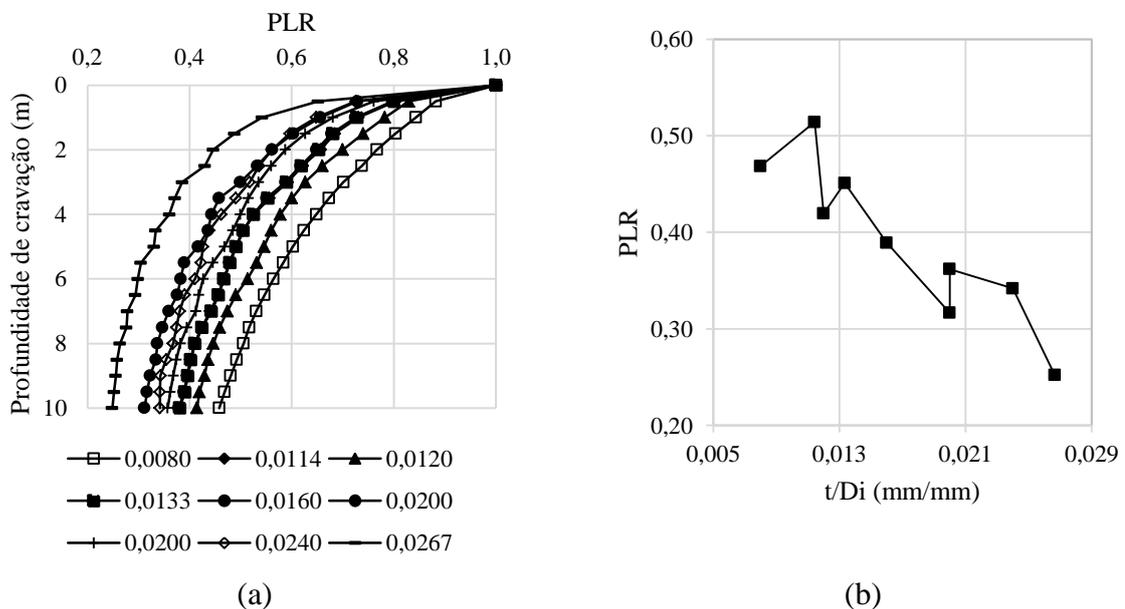
Na Figura 6.13 é possível observar que durante os primeiros quatro metros da cravação existe uma maior diferença entre curvas, ou seja, há influência do módulo de elasticidade nestes estágios da cravação. O estágio cuja a diferença é mais significativa refere-se ao comprimento de 1,5 m de estaca cravada, onde o comprimento da coluna de preenchimento diminui à medida que o módulo de elasticidade aumenta, isto é, o PLR e o módulo de elasticidade estão em uma relação inversamente proporcional (Figura 6.13 (c)). Assim, neste estágio de

cravação, os resultados encontrados concordam com os obtidos por outros autores (JEONG *et al.*, 2015; KO; JEONG, 2015; PAIK *et al.*, 2003), que compararam o processo de cravação das estacas tubulares com os ensaios CPT e SPT, cujos resultados podem ser relacionados ao módulo de elasticidade do solo.

6.2.7 Efeito da relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas

Os efeitos da relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas no PLR foram avaliados com a utilização dos resultados obtidos para as simulações relativas aos efeitos do diâmetro interno (item 6.2.1) e da espessura da parede das estacas (item 6.2.2), onde foram simuladas a cravação de estacas, com 10 m de comprimento e ponta com inclinação de 60°, em areia, com peso específico de 18 kN/m³, ângulo de atrito de 35° e módulo de elasticidade de 45 MPa. Nota-se que o comprimento do tampão de solo diminui com o aumento da relação espessura da parede-diâmetro interno (Figura 6.14 (a)), ou seja, o PLR e relação espessura da parede-diâmetro interno estão em uma relação inversamente proporcional (Figura 6.14 (b)).

Figura 6.14 – Variação do PLR em função da relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas.



CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES

Este trabalho constitui-se de uma investigação sobre os fatores que interferem no comportamento de estacas metálicas tubulares de ponta aberta. Seu principal objetivo era a simulação numérica do processo de cravação destas estacas em um programa de elementos de diferenças finitas, FLAC, com a utilização de elementos de interface.

7.1 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Da análise dos resultados obtidos nas simulações numéricas, conclui-se:

- O método das diferenças finitas é eficaz na simulação do processo de cravação das estacas metálicas tubulares de ponta aberta, simulando satisfatoriamente a formação do tampão de solo no interior destas. A utilização do FLAC foi validada através da comparação dos resultados simulados com os resultados obtidos por Gavin (1998). Nesta validação observa-se um erro máximo médio entre ambos os resultados inferior a 30%;
- A utilização do modelo elástico para a simulação do solo no qual a estaca será cravada é adequada, visto que o comportamento obtido pelo modelo executado no FLAC é similar aos comportamentos encontrados na literatura;
- Quanto à velocidade de cravação, observa-se que velocidades com uma ordem de grandeza de 10^{-4} m/s apresentam bons resultados. A utilização da velocidade real de cravação na simulação não é recomendada quando esta apresenta ordem de grandeza superior, visto que sua utilização promoveria grandes deslocamentos relativos nas interfaces durante a simulação numérica;
- Da análise dos parâmetros de interface, módulos normal e cisalhante, conclui-se que o único parâmetro de relevância no processo de cravação é o módulo normal da interface solo-estaca, o qual, neste trabalho, foi adotado, via retroanálise, como cem vezes o módulo cisalhante do solo. Para os demais módulos das interfaces, recomenda-se a utilização de valores equivalentes aos do solo onde a estaca será

cravada. Ressalta-se que o ângulo de atrito e a coesão das interfaces não foram calibrados, visto que foram adotados valores similares ao do solo;

- O PLR é diretamente proporcional ao diâmetro interno das estacas, isto é, estacas de grande diâmetro interno (acima de 500 mm) possuem maiores valores de PLR, quando comparadas a estacas de pequeno diâmetro;
- Em relação à espessura das paredes das estacas, esta apresenta uma relação inversamente proporcional ao PLR, de modo que a quantidade de solo no interior das estacas diminui com o aumento da espessura das paredes destas;
- Quanto ao ângulo de atrito do solo, quanto maior este for menor será a quantidade de solo no interior das estacas, assim o PLR e o ângulo de atrito do solo estão em uma relação inversamente proporcional, de maneira similar a espessura das paredes das estacas;
- A inclinação da ponta da parede das estacas e o peso específico do solo não apresentaram efeitos significativos nas curvas PLR *versus* comprimento cravado da estaca;
- Quando da avaliação da influência do módulo de elasticidade no PLR, para um comprimento cravado de dez metros, está não se mostrou relevante. Contudo, nos primeiros quatro metros de cravação esta influência é mais significativa, de modo que, neste estágio, o comprimento da coluna de preenchimento de solo diminui com o aumento do módulo de elasticidade;
- O PLR é indiretamente proporcional à relação espessura da parede-diâmetro interno das estacas, ou seja, quando maior a relação espessura da parede-diâmetro interno menor a quantidade de solo no interior das estacas.

7.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Considerando os resultados e conclusões oriundos deste trabalho, recomenda-se:

- A simulação de outros processos de cravação, percussão e vibração, para a comparação entre estes e a cravação por prensagem, buscando verificar qual a influência do processo de cravação na formação do tampão de solo no interior das estacas;

- Avaliação da resistência ao atrito interno nas estacas metálicas tubulares de ponta aberta, buscando compreender a contribuição desta na capacidade de carga das estacas e no processo de formação do tampão de solo, assim como quantificar o comprimento efetivo da coluna de preenchimento, para a utilização do SPI (*Soil Plugging Index*);
- Análise do comportamento carga-recalque das estacas metálicas tubulares de ponta aberta e da contribuição do tampão de solo na resistência de ponta destas estacas;
- Modelagem da cravação de estacas metálicas tubulares de ponta fechada, com o objetivo de comparar os resultados obtidos do carregamento destas com os oriundos do carregamento de estacas parcialmente preenchidas ou completamente tamponadas;
- Simular o solo com a utilização do modelo elástico não-linear em substituição ao elástico, visto que este é um passo crucial rumo à simulação da cravação de estacas em solos argilosos;
- Avaliar a influência da dilatação dos solos aplicada aos elementos de interface.

REFERÊNCIAS

- AHMADI, M. M.; BYRNE, P. M.; CAMPANELLA, R. G.. Cone tip resistance in sand: modeling, verification, and applications. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 42, n. 4, p.977-993, ago. 2005. DOI: <http://dx.doi.org/10.1139/t05-030>.
- BOLTON, M. D. et al. Centrifuge cone penetration tests in sand. **Géotechnique**, [S.l.], v. 49, n. 4, p.543-552, ago. 1999. DOI: <http://dx.doi.org/10.1680/geot.1999.49.4.543>.
- BOWLES, J. E.. **Foundation analysis and design**. 5. ed. [S.l.]: Mcgraw-hill, 1996.
- CONTE, E.; TRONCONE, A.; VENA, M.. Nonlinear three-dimensional analysis of reinforced concrete piles subjected to horizontal loading. **Computers and Geotechnics**, [S.l.], v. 49, p.123-133, abr. 2013. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2012.10.013>.
- DECKNER, F.. **Ground vibrations due to pile and sheet pile driving**: influencing factors, predictions and measureme. 2013. 126 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia, Department of Civil and Architectural Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2013.
- DEEKS, A. D.; WHITE, D.; BOLTON, M. D.. A comparison of jacked, driven and bored piles in sand. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND GEOTECHNICAL ENGINEERING, 16., 2005, Osaka. **Proceedings...** . Rotterdam: Millpress, 2005. v. 4, p. 2103 - 2106.
- DIJKSTRA, J.; BROERE, W.; HEERES, O. M.. Numerical simulation of pile installation. **Computers and Geotechnics**, [S.l.], v. 38, n. 5, p.612-622, jul. 2011. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2011.04.004>.
- DONG, J. et al. Numerical analysis of the boundary effect in model tests for single pile under lateral load. **Bulletin of Engineering Geology and the Environment**, [S.l.], p.1-12, 26 out. 2017. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10064-017-1182-5>.
- FATTAH, M. Y.; AL-SOUDANI, W. H.; OMAR, M.. Estimation of bearing capacity of open-ended model piles in sand. **Arabian Journal of Geosciences**, [S.l.], v. 9, n. 3, p.1-14, mar. 2016. DOI: [tp://dx.doi.org/10.1007/s12517-015-2194-8](http://dx.doi.org/10.1007/s12517-015-2194-8).
- FERREIRA, J. M. C.. **Vibrações induzidas pela cravação de estacas**: análise e modelagem numérica. 2015. 101 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Lisboa, 2015. Disponível em: <https://sigarra.up.pt/feup/pt/pub_geral.show_file?pi_gdoc_id=413336>. Acesso em: 22 out. 2016.
- GAVIN, K. G.. **Experimental investigations of open and closed-ended piles in sand**. 1998. 334 f. Tese (PhD) - Curso de Engenharia, Department of Civil, Structural & Environmental Engineering, University of Dublin, Dublin, 1998.
- GAVIN, K. G.; LEHANE, B. M.. The shaft capacity of pipe piles in sand. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 40, n. 1, p.36-45, fev. 2003. DOI: <http://dx.doi.org/10.1139/t02-093>.
- HENKE, S.; GRABE, J.. Numerical investigation of soil plugging inside open-ended piles with respect to the installation method. **Acta Geotechnica**, [S.l.], v. 3, n. 3, p.215-223, 15 ago. 2008. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s11440-008-0079-7>.
- ITASCA. **FLAC**: online manual table of contents. 5. ed. Minneapolis: Itasca Consulting Group, Inc., 2011.
- JEONG, S. et al. Bearing capacity analysis of open-ended piles considering the degree of soil plugging. **Soils and Foundations**, [S.l.], v. 55, n. 5, p.1001-1014, out. 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.sandf.2015.06.007>.
- KELESOGLU, M. K.; SPRINGMAN, S. M.. Analytical and 3D numerical modelling of full-height bridge abutments constructed on pile foundations through soft soils. **Computers and Geotechnics**, [S.l.], v. 38, n. 8, p.934-948, dez. 2011. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2011.07.011>.
- KO, J.; JEONG, S.. Plugging effect of open-ended piles in sandy soil. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 52, n. 5, p.535-547, maio 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1139/cgj-2014-0041>.

- KO, J.; JEONG, S.; LEE, J. K.. Large deformation FE analysis of driven steel pipe piles with soil plugging. **Computers and Geotechnics**, [S.l.], v. 71, p.82-97, jan. 2016. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2015.08.005>.
- KONKOL, J.. Numerical Estimation of the Pile Toe and Shaft Unit Resistances During the Installation Process in Sands. **Studia Geotechnica et Mechanica**, [S.l.], v. 37, n. 1, p.37-44, 1 jan. 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1515/sgem-2015-0005>.
- KUMARA, J. J. et al. Understanding inner friction mechanism of open-ended piles - an experimental study. **Japanese Geotechnical Society Special Publication**, [S.l.], v. 2, n. 37, p.1333-1338, 2016. DOI: <http://dx.doi.org/10.3208/jgssp.lka-01>.
- KUMARA, J. J.; KIKUCHI, Y.; KURASHINA, T.. Effects of the lateral stress on the inner frictional resistance of pipe piles driven into sand. **International Journal of Geo-engineering**, [S.l.], v. 7, n. 1, p.1-14, 25 jan. 2016a. DOI: <http://dx.doi.org/10.1186/s40703-016-0015-x>.
- _____. The effectiveness of thickened wall at the pile base of open-ended piles in increasing soil plugging. **Japanese Geotechnical Society Special Publication**, [S.l.], v. 4, n. 6, p.138-143, 2016b. DOI: <http://dx.doi.org/10.3208/jgssp.v04.j29>.
- LEE, J.; SALGADO, R.; PAIK, K.. Estimation of Load Capacity of Pipe Piles in Sand Based on Cone Penetration Test Results. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 129, n. 5, p.391-403, maio 2003. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2003\)129:6\(391\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2003)129:6(391)).
- LEHANE, B. M.; GAVIN, K. G.. Base Resistance of Jacked Pipe Piles in Sand. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 127, n. 6, p.473-480, jun. 2001. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2001\)127:6\(473\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2001)127:6(473)).
- LIYANAPATHIRANA, D. S.; DEEKS, A. J.; RANDOLPH, M.. Numerical analysis of soil plug behaviour inside open-ended piles during driving. **International Journal For Numerical and Analytical Methods In Geomechanics**, [S.l.], v. 22, n. 4, p.303-322, dez. 1998. DOI: [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1096-9853\(199804\)22:43.0.CO;2-P](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9853(199804)22:43.0.CO;2-P).
- _____. Numerical modelling of large deformations associated with driving of open-ended piles. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, [S.l.], v. 24, n. 14, p.1079-1101, set. 2000. DOI: [https://doi.org/10.1002/1096-9853\(20001210\)24:143.0.CO;2-E](https://doi.org/10.1002/1096-9853(20001210)24:143.0.CO;2-E).
- MABSOUT, M. E.; TASSOULAS, J. L.. A finite element model for the simulation of pile driving. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, [S.l.], v. 37, n. 2, p.257-278, 30 jan. 1994. DOI: <http://dx.doi.org/10.1002/nme.1620370206>.
- MAHUTKA, K.-p.; KONIG, F.; GRABE, J.. Numerical modelling of pile jacking, driving and vibratory driving. In: Numerical simulation of construction processes in geotechnical engineering for urban environment, 2006, Bochum. **Proceedings**. London: Taylor & Francis, 2006. p. 235 - 246.
- MASOUMI, H. R.; DEGRANDE, G.. **Numerical modeling of free field vibrations due to pile driving using a dynamic soil-structure interaction formulation**. 2008. 12 f. Curso de Engenharia Civil, Department Of Civil Engineering, Katholieke Universiteit Leuven, Leuven, 2008.
- MATLOCK, H.. Correlation for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay. **Offshore Technology Conference**, [S.l.], p.577-588, 1970. DOI: <http://dx.doi.org/10.4043/1204-ms>.
- NICOLA, A. de; RANDOLPH, M. F.. The plugging behaviour of driven and jacked piles in sand. **Géotechnique**, [S.l.], v. 47, n. 4, p.841-856, set. 1997. DOI: <http://dx.doi.org/10.1680/geot.1997.47.4.841>.
- PAIK, K. et al. Behavior of Open- and Closed-Ended Piles Driven Into Sands. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 129, n. 4, p.296-306, abr. 2003. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2003\)129:4\(296\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2003)129:4(296)).
- PAIK, K.; LEE, S.. Behavior of soil plugs in open-ended model piles driven into sands. **Marine Georesources & Geotechnology**, [S.l.], v. 11, n. 4, p.353-373, out. 1993. DOI: <http://dx.doi.org/10.1080/10641199309379929>.
- PAIK, K.; SALGADO, R.. Determination of Bearing Capacity of Open-Ended Piles in Sand. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 129, n. 1, p.46-57, jan. 2003. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2003\)129:1\(46\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2003)129:1(46)).

- PAIKOWSKY, S. G.; WHITMAN, R. V.. The effects of plugging on pile performance and design. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 27, n. 4, p.429-440, ago. 1990. DOI: [http:// dx.doi.org/10.1139/t90-059](http://dx.doi.org/10.1139/t90-059).
- RAHMANI, A.; PAK, A.. Dynamic behavior of pile foundations under cyclic loading in liquefiable soils. **Computers And Geotechnics**, [S.l.], v. 40, p.114-126, mar. 2012. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2011.09.002>.
- RAINES, R. D.; UGAZ, O. G.; O'NEILL, M. W.. Driving Characteristics of Open-Toe Piles in Dense Sand. **Journal of Geotechnical Engineering**, [S.l.], v. 118, n. 1, p.72-88, jan. 1992. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9410\(1992\)118:1\(72\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9410(1992)118:1(72)).
- RODRIGUES, C. Y. C.. **Análise de estruturas axissimétricas**: aplicação a reservatórios circulares. 2009. 100 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2009.
- SAID, I.; GENNARO, V. de; FRANK, R.. Axisymmetric finite element analysis of pile loading tests. **Computers And Geotechnics**, [S.l.], v. 36, n. 1-2, p.6-19, jan. 2009. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2008.02.011>.
- TEHRANI, F. S. et al. Comparison of Press-Replace Method and Material Point Method for analysis of jacked piles. **Computers and Geotechnics**, [S.l.], v. 78, p.38-53, set. 2016. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.04.017>.
- TERZAGHI, K.. **Theoretical soil mechanics**. New York: John Wiley & Sons, 1943. 510 p.
- TEYMUR, B.; MADABHUSHI, S. P. G.. Experimental study of boundary effects in dynamic centrifuge modelling. **Géotechnique**, [S.l.], v. 53, n. 7, p.655-663, set. 2003. DOI: <http://dx.doi.org/10.1680/geot.2003.53.7.655>.
- ULLAH, S. N. et al. Lateral Boundary Effect in Centrifuge Tests for Spudcan Penetration in Uniform Clay. **Applied Mechanics and Materials**, [S.l.], v. 553, p.458-463, maio 2014. DOI: <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.553.458>.
- VELLOSO, D. de A.; LOPES, F. de R.. **Fundações**: critérios de projeto, investigação do subsolo, fundações superficiais, fundações profundas. São Paulo: Oficina de Textos, 2010.
- VIEIRA, S. H. de A.. **Controle da cravação de estacas pré-moldadas**: avaliação de diagramas de cravação e fórmulas dinâmicas. 2006. 122 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Programa de Pós-graduação de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.
- WHENHAM, V.; HOLEYMAN, A.. Load Transfers During Vibratory Driving. **Geotechnical and Geological Engineering**, [S.l.], v. 30, n. 5, p.1119-1135, 12 jun. 2012. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10706-012-9527-0>.
- WU, J. et al. A simplified method for the determination of vertically loaded pile-soil interface parameters in layered soil based on FLAC3D. **Frontiers of Structural and Civil Engineering**, [S.l.], v. 10, n. 1, p.103-111, 17 dez. 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s11709-015-0328-4>.
- YANG, J. et al. Observed Performance of Long Steel H-Piles Jacked into Sandy Soils. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 132, n. 1, p.24-35, jan. 2006. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2006\)132:1\(24\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2006)132:1(24)).
- YU, F.; YANG, J.. Base Capacity of Open-Ended Steel Pipe Piles in Sand. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [S.l.], v. 138, n. 9, p.1116-1128, set. 2012. DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)gt.1943-5606.0000667](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)gt.1943-5606.0000667).
- ZHOU, H.; RANDOLPH, M. F.. Large deformation analysis of suction caisson installation in clay. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 43, n. 12, p.1344-1357, dez. 2006. DOI: <http://dx.doi.org/10.1139/t06-087>.
- ZHOU, M. et al. Numerical simulation of plug formation during casing installation of cast-in-place concrete pipe (PCC) piles. **Canadian Geotechnical Journal**, [S.l.], v. 53, n. 7, p.1093-1109, jul. 2016. DOI: <http://dx.doi.org/10.1139/cgj-2015-0162>.