

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM GEOTECNIA

MATHEUS MORATO ANNICCHINI

Efeito da taxa de avanço de instalação no comportamento de fundações por
estacas helicoidais em areia

São Carlos

2020

Versão Corrigida. Original encontra-se disponível na unidade que aloja o programa.

MATHEUS MORATO ANNICCHINI

Efeito da taxa de avanço de instalação no comportamento de fundações por
estacas helicoidais em areia

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências, Programa de Pós-Graduação em Geotecnia.

Orientador: Prof. Dr. José Antonio Schiavon.
Coorientadora: Profa. Assoc. Dra. Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha.

São Carlos
2020

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da
EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

615e Annicchin, Matheus Morato
 Efeito da taxa de avanço de instalação no
comportamento de fundações por estacas helicoidais em
areia / Matheus Morato Annicchin; orientador José
Antonio Schiavon; coorientador Cristina de Hollanda
Cavalcanti Tsuha. São Carlos, 2020.

Dissertação (Mestrado) - Programa de
Pós-Graduação e Área de Concentração em Geotecnia --
Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de
São Paulo, 2020.

1. Perturbação na instalação. 2. Modelagem
física. 3. Capacidade de carga. 4. Torque de
instalação. 5. Controle de instalação. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **MATHEUS MORATO ANNICCHINI**.

Título da dissertação: "Efeito da taxa de avanço de instalação no comportamento de fundações por estacas helicoidais em areia".

Data da defesa: 09/09/2020

Comissão Julgadora

Resultado

Prof. Dr. **José Antonio Schiavon**
(Orientador)
(Instituto Tecnológico de Aeronáutica/ITA)

Aprovado

Prof. Dr. **Cesar Alberto Ruver**
(Universidade Federal do Rio Grande do Sul/UFRGS)

Aprovado

Prof. Dr. **José Orlando Avesani Neto**
(Escola Politécnica/EP-USP)

Aprovado

Coordenadora do Programa de Pós-Graduação em Geotecnia:
Profa. Associada **Valéria Guimarães Silvestre Rodrigues**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, que sempre esteve comigo me fortalecendo, dando saúde e coragem rumo a um futuro melhor. À toda minha família e à Vanessa, que também me apoiaram incessantemente. Ao meu orientador e amigo Prof. José Schiavon, que serviu de grande apoio e fonte de inspiração para construir um trabalho de excelência. À minha coorientadora, Profa. Cristina Tsuha, que também muito contribuiu para o bom desenvolvimento da pesquisa. Agradecimento especial também aos membros convidados da banca de qualificação e defesa, Prof. Dr. Cesar Alberto Ruver (UFRGS), Prof. Dr. Diego Fagundes (FURG) e Prof. Dr. José Orlando Avesani Neto (USP) que forneceram muitas ideias e questionamentos construtivos para o bom fechamento do estudo. Por fim, ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelas bolsas de Pós-Graduação concedida ao autor e pelo auxílio Chamada Universal, processo 425770/2016-8, concedido para a construção da Câmara de Calibração à Vertice Engenharia, Vallourec, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (EESC-USP) e Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA) por todo o apoio durante a realização dessa pesquisa.

RESUMO

ANNICCHINI, M. M. Efeito da taxa de avanço da instalação no comportamento de fundações por estacas helicoidais em areia. 2020. 142 p. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

O comportamento sob tração das estacas helicoidais em areia é fortemente dependente da maneira como sua instalação no terreno é conduzida. É recomendação comum da prática que a instalação ocorra a uma taxa de avanço vertical correspondente à extensão de 1 passo de hélice para cada revolução de instalação, de modo a garantir o menor grau de perturbação do solo possível. Taxas menores tenderiam a causar deslocamento e transporte ascendente do solo (tradagem), com conseqüente alívio no torque de instalação e na força vertical descendente aplicada ao topo da estaca (*pulldown*). Por outro lado, supõe-se que instalação a taxas maiores que 1 passo/revolução exigiria maior torque e *pulldown*. Apesar disso, os efeitos das diferentes taxas de avanço da instalação sobre o desempenho da fundação são abordados na literatura de maneira quase que totalmente qualitativa. Estudos que tentam identificar quantitativamente o impacto do uso de diferentes taxas de avanço são escassos. Portanto, o presente trabalho investiga a influência da taxa de avanço de instalação sobre o comportamento de estacas helicoidais em areia por meio de experimentos em câmara de calibração. Um modelo reduzido em escala de 1:4 de estaca helicoidal foi instalado diversas vezes em areia compacta sob três diferentes taxas de avanço (0,8, 1,0 e 1,2 passo/revolução) e, posteriormente, ensaiado sob carregamento de tração (monotônico e cíclico) e compressão (monotônico). A estaca foi instrumentada com extensômetros elétricos de resistência para determinação do torque e da força axial no nível da hélice. Adicionalmente, células de tensão total foram usadas para conhecer as tensões radiais no maciço de areia. Quando instalada à taxa de 1,2 passo/revolução, a fundação apresentou capacidade de carga superior ao caso de instalação à taxa unitária, bem como os maiores acréscimos de tensões radiais no maciço. Por sua vez, a fundação instalada sob taxa inferior à unitária apresentou os menores valores de capacidade de carga à tração e à compressão. Os presentes resultados sugerem que a instalação a taxas de 0,8 passo/revolução (e inferiores) afetam negativamente ambas as capacidades de carga à tração e à compressão. Sendo assim, recomenda-se que seja feito controle da instalação de modo a garantir taxas de avanço entre 1 e 1,2 passo/revolução.

Palavras-chave: Perturbação na instalação 1. Modelagem física 2. Capacidade de carga 3. Torque de instalação 4. Controle da instalação 5.

ABSTRACT

ANNICCHINI, M. M. Effect of the installation advance rate on the helical pile behavior in sand. 2020. 142 p. Master's Dissertation (Geotechnical Engineering) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

The tensile behaviour of helical piles in sand is strongly dependent on the way in which they are driven into the ground. A common recommendation in the practice is that the pile installation should be conducted at a vertical advance rate corresponding to one helix pitch length per pile revolution, in order to ensure the lowest possible degree of soil disturbance. Lower rates would cause displacement and upward transportation of soil (augering), with consequent decrease in installation torque and downward vertical force applied to the pile top (pulldown). On the other hand, installation at rates greater than 1 pitch/revolution would be expected to require greater torque and pulldown efforts. Nevertheless, the effects of advance rates on the foundation performance are addressed in the literature almost entirely qualitatively. Studies that attempt to evaluate the impact of the use of different advance rates in a quantitative manner are scarce. Therefore, the current work investigates the influence of the installation advance rate on the behaviour of helical piles in sand via calibration chamber experiments. A 1:4-reduced scale model of helical pile was installed in compact sand at three different feed rates (0.8, 1.0 and 1.2 pitch/revolution) and subsequently tested under tensile (monotonic and cyclic) and compressive (monotonic) loading. The model pile was instrumented with strain gauges to evaluate the torque and axial force at the helix level. Additionally, soil pressure sensors were installed to determine radial stresses in the soil mass. When installed at a rate of 1.2 pitch/revolution, the helical pile exhibited a higher load capacity as well as the largest increases in the radial stresses in the sand mass in comparison with the installation at the unit rate. On the other hand, the pile installed at a lower rate than the unit exhibited the lowest bearing capacity in both tension and compression load tests. The current results suggest that installation at 0.8 pitch/revolution (and lower) rate affect negatively both tensile and compressive load capacities. Therefore, installation control is recommended to be performed in order to ensure advance rates between 1 and 1.2 pitch/revolution.

Keywords: Installation disturbance 1. Physical modelling 2. Bearing capacity 3. Installation torque 4. Installation control 5.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Três tipos de ancoragens	19
Figura 2: Parcelas integrantes da resistência de estacas helicoidais com grande espaçamento entre as hélices.....	20
Figura 3: Denominação pelo número de hélices	20
Figura 4: Detalhe de emenda para extensões.....	22
Figura 5: (a) Torquímetro; (b) Detalhe do torquímetro	23
Figura 6: Modelo de superfície de ruptura em estacas helicoidais multi-hélices: (a) condição rasa; (b) condição profunda	25
Figura 7: Profundidade crítica $(H/D)_{cr}$ para diferentes ângulos de atritos de pico (ϕ_p)	26
Figura 8: Relação do fator de capacidade de carga em relação à razão D/d e a tensão última	27
Figura 9: Fator de capacidade de carga à tração (N_q) em relação à razão H/D para estacas helicoidais em areia	27
Figura 10: Representação das forças resistentes mobilizadas em estaca múlti-hélice: (a) compressão; (b) tração.....	28
Figura 11: Resposta carga-deslocamento na compressão e tração de duas estacas similares ..	29
Figura 12: Superfície de ruptura típica de estacas helicoidais em areia ancoradas na condição rasa e solicitadas à tração.....	31
Figura 13: Formação do cone de atrito para situação de tração	32
Figura 14: Parcelas mobilizadas para condições de ruptura: (a) rasa; (b) profunda.....	33
Figura 15: Valores de coeficiente de empuxo sugeridos para estacas helicoidais à tração.....	34
Figura 16: Representação da distribuição uniforme dos esforços de reação das hélices frente a um carregamento pontual axial: (a) de compressão; (b) de tração	36
Figura 17: Fator de capacidade de carga à tração N_q	38
Figura 18: (a) correlação N_{SPT} e valor do torque de instalação; (b) correlação torque de instalação e capacidade de carga à tração.....	40
Figura 19: Diagrama representando momentos resistentes durante instalação	43
Figura 20: Diagrama de forças resistentes ao arrancamento	43
Figura 21: Analogia entre o modelo de instalação de parafuso à rosca e estaca helicoidal em areia	45
Figura 22: Elementos da analogia: (a; b) vista em planta do modelo; (c; d) forças do modelo bidimensional; (e; f) polígono de equilíbrio das forças atuantes no sistema.....	46
Figura 23: Modelo de superfície de ruptura de hélice em ancoragem profunda.....	47

Figura 24: Modos de ruptura: (a) superfície de cisalhamento cilíndrica; (b) capacidades individuais das hélices	48
Figura 25: Visualização do efeito de instalação de estaca helicoidal em modelo reduzido em centrífuga: (a) após a instalação; (b) após instalação e carregamento à tração	53
Figura 26: Observações da tomografia: (a) região escura dentro do cilindro, onde ocorre maior perturbação; (b) percebe-se com mais clareza a existência de uma região externa ao cilindro e adjacente ao solo intacto, de valor aproximado de $0,27D$, com menor intensidade de alteração; (c) resumo das zonas observadas	54
Figura 27: Modelo da influência da passagem das hélices em solos: (a) areia fofa; (b) areia compacta	55
Figura 28: Contribuição “F” (1º trio a,b,c) e Eficiência “E” (2º trio a,b,c) – (a) da segunda hélice dentre duas hélices; (b) da segunda dentre três hélices; (c) da terceira dentre três hélices	57
Figura 29: Resposta força-deslocamento em areia com $D_r = 56\%$ (1º trio) e $D_r = 85\%$ (2º trio): (a) $D = 214$ mm, (b) $D = 326$ mm, (c) $D = 440$ mm	58
Figura 30: Comportamento da rigidez tangente inicial (E_i) em relação ao diâmetro, número de hélices e compacidade relativa da areia	59
Figura 31: Comparação de capacidade de carga entre estaca helicoidal aparafusada normalmente e enterrada	60
Figura 32: Distorção individual das partículas: (a) condição inicial; (b) condição após aplicação de esforço, com aumento de vazios na estrutura	62
Figura 33: Mudança de um estado: (a) de alta densidade; (b) para outro intermediário após atuação de tensões em areia densa	63
Figura 34: Relação entre o ângulo de atrito e índice de vazios	63
Figura 35: Componentes de resistência ao cisalhamento em solos arenosos	65
Figura 36: (a), (b), (c) Resposta tensão-deformação para areia compacta ($e_0 = 0,605$) e fofa ($e_0 = 0,834$); Ensaio hidrostático (isotrópico) para areias com diferentes densidades iniciais: (d) variação do índice de vazios para alteração da tensão de confinamento; (e) evolução da deformação volumétrica para variação de tensão confinante	66
Figura 37: <i>Fabric</i> de uma partícula: (a) <i>orientation fabric</i> ; (b) <i>packing</i>	68
Figura 38: Influência do d_{50} da areia para o ângulo de atrito residual em superfície de aço com $10 \mu\text{m}$ de rugosidade	70
Figura 39: Representação do raio efetivo da hélice e a necessidade de se encontrar valores mínimos de w/d_{50}	72

Figura 40: (a) esquema da câmara de calibração; (b) interior da câmara de calibração com membrana de borracha para aplicação de tensão na base do maciço; (c) aparato de chuva de areia para reconstituição do maciço; (d) transdutores de tensão instalados no solo; (e) membrana de borracha para aplicação da tensão vertical	74
Figura 41: Modelos de condições de contorno para câmaras de calibração.....	74
Figura 42: Modelo de câmara de calibração utilizado por Nagai <i>et al.</i> (2018).....	76
Figura 43: Modelo de câmara de calibração utilizada por Nagata e Hirata (2005).....	77
Figura 44: Tendência do fator de capacidade à tração N_q para estacas simples em diferentes profundidades (H/D).....	78
Figura 45: (a) tanque antes da pintura anti-oxidante; (b, c) após pintura.....	80
Figura 46: Morfologia dos grãos variando de angular a subangular	80
Figura 47: Distribuição granulométrica da areia ensaiada	81
Figura 48: Esquema de medição do peso específico por coleta nas profundidades de 30, 50 e 90 cm	83
Figura 49: Algumas etapas do ensaio de cisalhamento direto: (a) corpo de prova moldado; (b) tela de contato; (c) peso padrão sob molde; (d) equipamento de cisalhamento; (e,f) final do ensaio	84
Figura 50: (a) gráfico de tensão de cisalhamento x deslocamento dos ensaios de cisalhamento direto.....	84
Figura 51: Envoltória da areia ensaiada	85
Figura 52: (a) Modelo reduzido do trado helicoidal; (b) imagem real da estaca modelo.....	86
Figura 53: Barras roscadas: (a) passo de 48 mm, (b) passo de 40 mm, (c) passo de 32 mm; (d) pórtico de instalação	87
Figura 54: (a) Esquema da localização dos extensômetros na estaca helicoidal (dimensões em metros); (b) visualização na estaca (dimensões em milímetros)	88
Figura 55: (a) Esquema pórtico de instalação; (b) pórtico de reação para prova de carga à tração e compressão; (c) ensaio de tração; (d) ensaio de compressão.....	89
Figura 56: Posicionamento dos sensores de pressão	90
Figura 57: Célula de tensão total	91
Figura 58: Chuva de areia em processo.....	92
Figura 59: Representação do espaçamento dos furos da placa de fundo (<i>rainer</i>).....	93
Figura 60: Simulação da tensão efetiva de campo através da pressão imposta pela bolsa de reação.....	94
Figura 61: Bolsa de reação: (a) Modelo; (b) protótipo em campo	95

Figura 62: (a) Compressor à ar; (b) painel de controle de pressurização da bolsa de reação...	95
Figura 63: Resultados da instalação para $v_r = 0,8, 1,0$ e $1,2$	100
Figura 64: Efeito da taxa de avanço no torque de instalação	101
Figura 65: Comportamento carga-deslocamento na tração: força axial na célula de carga e na instrumentação (ambos em função de U/D), e tensão radial normalizada (células de tensão total).....	103
Figura 66: Efeito da taxa de avanço na tensão de suporte à tração da hélice	104
Figura 67: Efeito da taxa de avanço no atrito lateral (f_{s-T}) da haste no final do ensaio	105
Figura 68: Efeito da taxa de avanço no fator de correlação de torque	105
Figura 69: Resumo dos ensaios cíclicos à tração em estacas instaladas à (a) $v_r = 0,8$ e (b) $v_r = 1,0$	107
Figura 70: Rigidez axial secante (E_s) em função de v_r nos ensaios cíclicos à tração	108
Figura 71: Comportamento carga-deslocamento na compressão: força axial na célula de carga e na instrumentação (ambos em função de U/D).....	109
Figura 72: Tensão de suporte na hélice à compressão para diferentes taxas de avanço.....	110
Figura 73: Resposta carga-deslocamento em ensaios de tração	111
Figura 74: Resposta carga-deslocamento em ensaios de compressão.....	112
Figura 75: Resposta carga-deslocamento de todos os ensaios na tração e compressão	113
Figura 76: Efeito da taxa de avanço na razão q_{h-T} / q_{h-C}	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Razões entre capacidade de carga (compressão/tração) disponíveis na literatura.....	29
Tabela 2: Direcionamento de utilização de ângulos de atrito.....	67
Tabela 3: Características em relação ao tipo de material aço e chapa soldada: (a) rugosidade; (b) ângulo de atrito residual.....	69
Tabela 4: Correlação entre ângulos de atrito residual (δ_r) para diferentes d_{50} e compacidade relativa (D_r).....	70
Tabela 5: Configurações e resultados dos ensaios de Wang <i>et al</i> (2020).....	77
Tabela 6: Resumo parâmetros do solo estudado	82
Tabela 7: Pesos específicos para as profundidades de 30, 50, 90 cm na câmara de calibração.....	82
Tabela 8: Tabela dos sensores de pressão total utilizados.....	90
Tabela 9: Comparação da reprodutibilidade na D_r de métodos consagrados.....	93
Tabela 10: Resumo dos ensaios realizados.....	97
Tabela 11: Resumo dos resultados dos ensaios realizados.....	98
Tabela 12: Resumo dos resultados dos ensaios realizados.....	112
Tabela 13: Valores preditivos da estaca modelo	115

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA	14
1.1. Objetivos.....	16
1.2. Desafios	17
1.3. Estrutura geral e breve descrição dos capítulos	17
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1. Estaca helicoidal	19
2.1.1. Breve histórico	21
2.1.2. Etapas construtivas.....	22
2.1.3. Considerações sobre o uso de estacas helicoidais.....	23
2.1.4. Capacidade de carga de estacas helicoidais em areia.....	24
2.1.5. Métodos de previsão da capacidade de carga de estacas multi-hélices em areia	30
• Método da superfície de atrito	30
• Capacidades individuais das hélices	36
• Correlação com torque de instalação	38
• Modelo de torque (mecanismo físico – modelo analítico).....	41
2.1.6. Fatores de influência no comportamento das estacas durante a instalação.....	51
2.2. Comportamento mecânico das areias	61
2.2.1. Comportamento mecânico das interfaces estaca-areia.....	69
2.3. Modelagem Física.....	70
• Efeito escala	71
• Reconstituição dos maciços	72
• Câmara de calibração	73
• Estudos relevantes.....	75
3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	79
3.1. Câmara de calibração.....	79

3.2. Solo estudado	80
• Ensaio de cisalhamento direto.....	82
3.3. Trados e instalação das estacas-modelo em câmara de calibração	85
3.4. Instrumentação em câmara de calibração	90
3.5. Chuva de areia	92
3.6. Bolsa de reação e sistema de pressurização	93
3.7. Ensaio de carregamento em câmara de calibração	96
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	98
4.1. Torque, força de instalação e tensões radiais.....	99
4.2. Carregamento monotônico em tração	102
4.2.1. Carregamento cíclico.....	106
4.3. Carregamento monotônico em compressão	108
4.4. Comparação do comportamento em tração <i>versus</i> compressão	111
4.5. Comparação com métodos de previsão de capacidade de carga.....	114
5. CONCLUSÃO.....	118
5.1. Sugestão para pesquisas futuras.....	119
REFERÊNCIAS	120
APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração	129

1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA

A partir do final do século XX, o uso de estacas helicoidais apresentou crescimento no Brasil, sendo utilizadas em obras de linhas de transmissão de energia, onde encontram seu principal e mais frequente uso na sustentação de torres estaiadas e autoportantes. Por serem adequadas para resistir tanto a cargas de compressão quanto de tração, é possível utilizá-las em outros tipos de estruturas e até em grandes centros urbanos brasileiros para obras prediais e residenciais.

Segundo Stephenson (2002), o mercado de estacas helicoidais ampliou-se intensamente nos últimos 40 anos nos demais países de primeiro mundo. Este tipo de estaca passou a ser utilizado não só como fundação de torres de linhas de transmissão e de telecomunicações, mas também em diversas obras, como estruturas de contenção, postes de luz, painéis solares, estruturas temporárias, mezaninos e pisos adicionais em edificações já concluídas. Para Spagnoli (2013), as estacas helicoidais têm grande potencial de se tornarem possíveis alternativas para fundações em estruturas de geração de energia eólica em alto mar (*offshore*), em especial na Europa, que despontava a posição de líder mundial em produção deste modal de energia no ano em que seu trabalho foi publicado. Elsayw *et al.* (2019), por sua vez, afirmam ter um futuro promissor em países que sofrem com ações sísmicas. Todas estas novas aplicações devem-se às características inerentes a este tipo de fundação, tais quais: agilidade de instalação, ausência de vibrações, possibilidade de instalação inclinada, correlação da capacidade de carga com o torque de instalação, entre outros.

Diante do crescente uso deste tipo de estaca em nosso país, para suportar tanto cargas monotônicas quanto cíclicas, é essencial que os métodos de previsão de capacidade de carga sejam melhorados. Análises cuidadosas do efeito da instalação na capacidade de carga das fundações por estacas são necessárias para o ajuste e atualização dos métodos de previsão a fim de garantir a segurança da estrutura.

Apesar deste crescimento, os métodos de previsão de capacidade de carga usados na prática não proporcionam a acurácia desejada para se estabelecer o comportamento das estacas helicoidais. Um dos principais motivos está associado às incertezas no estado do solo na condição pré e pós instalação. Além disso, os mecanismos de interação solo-estaca helicoidal ainda não são satisfatoriamente esclarecidos. Para melhorar a acurácia dos métodos é fundamental que se entenda as mudanças ocorridas no solo após os processos de instalação.

A grande importância dada à experiência prática individual de um projetista se deve em parte à falta de um entendimento mais aprofundado dos mecanismos envolvidos no desempenho

das fundações por estacas. Por isso, o conhecimento empírico prevalece. Não se discute aqui o valor da experiência acumulada, que é de grande importância na Engenharia de Fundações. No entanto, é fundamental conhecer os mecanismos físicos envolvidos na interação estaca-solo na instalação e no carregamento para que os modelos de previsão de comportamento possam proporcionar resultados mais acurados.

Atualmente, existe uma ampla variedade de tipos de estacas, e a resposta aos carregamentos impostos varia significativamente em função do processo de instalação ou método executivo empregado (BASU; PREZZI; BASU, 2010). A diversificação dos métodos de instalação de estacas como: injetadas, aparafusadas, prensadas, cravadas, vibradas, perfuradas e concretadas (de deslocamento ou não), tem acrescentado ainda mais incerteza aos métodos de previsão de comportamento. É importante relacionar a capacidade de carga das estacas com as propriedades do solo em seu entorno na condição pós-instalação (BASU; PREZZI, 2009). Por exemplo, a intensidade do deslocamento do solo decorrente da instalação das estacas do tipo ômega pode variar do sutil até o completo deslocamento (como o das estacas cravadas), dependendo do trado utilizado na perfuração e da tecnologia do procedimento executivo.

A preocupação com um melhor entendimento dos mecanismos resistentes de diferentes tipos de fundações por estacas é uma tendência atual e mundialmente reconhecida. Grupos de pesquisa em países como Inglaterra (*Imperial College London*), Estados Unidos (Universidade Purdue), Austrália (Universidade da Austrália Ocidental), Holanda (Universidade Técnica de Delft) têm se dedicado a aprimorar os métodos de previsão do comportamento de estacas (primariamente as de deslocamento) e torná-los mais confiáveis. Além disso, há grupos que focam especificamente na evolução do uso de estacas helicoidais para fundações *offshore* na Universidade de Oxford (Inglaterra), Universidade de Dublin (Irlanda), Universidade de Dundee (Escócia) e Universidade da Austrália Ocidental.

Somados às incertezas inerentes aos métodos de previsão, existem muitos fatores já conhecidos e explorados na literatura que são fontes de perturbação das propriedades do solo durante a instalação de estacas helicoidais e seus desdobramentos deletérios ao comportamento das fundações. Sabe-se, por exemplo, que esforços de cisalhamento torsional e vertical, além de deslocamento lateral, são impostos ao maciço transposto pela rotação das hélices e penetração do fuste. Em areias compactas, percebe-se uma considerável perturbação no volume de solo atravessado pelas hélices causada pelo movimento ascendente das partículas. Ao mesmo tempo, observa-se um deslocamento lateral das partículas, que implica em aumento de tensões no solo circundante. Uma vez que a capacidade à tração da estaca helicoidal é diretamente

relacionada às propriedades geotécnicas do solo acima das hélices neste cilindro, tais modificações precisam ser levadas em conta e estudadas mais a fundo (NARASIMHA RAO; PRASAD, 1992).

O efeito da taxa de avanço da instalação em relação ao passo da hélice, por sua vez, embora seja citado por alguns autores, como por Tsuha (2007), não é abordado a fundo na literatura técnico-científica. Não se nega a importância e contribuição dos trabalhos disponíveis na literatura para a comunidade científica. Contudo, a presente pesquisa tem o intuito de complementá-los e reafirmá-los em alguns pontos, uma vez que a instalação das estacas estudadas até então ou utilizaram força axial descendente suficiente para garantir o avanço vertical correspondente a um passo de hélice por revolução ou não focaram especificamente nos efeitos da taxa de avanço, ou ainda avaliaram de uma outra maneira, como será abordado detalhadamente no Item 2.3 - Estudos relevantes. Neste documento, serão apresentados os resultados de ensaios com distintas taxas de avanço vertical na instalação. Sabe-se vagamente que, quanto mais próximo da taxa de avanço vertical de 1 passo de hélice para cada revolução, menor a perturbação no solo transpassado. Para taxas menores, a literatura relata que o solo pode sofrer tradagem pela estaca. Para taxas maiores, o torque e a força descendente (*pulldown*) requeridos para instalação poderão aumentar, inviabilizando o processo. Deste modo, o presente trabalho foi elaborado com o intuito de tornar este aspecto mais claro e galgar mais um degrau rumo a um conhecimento embasado cientificamente.

1.1. Objetivos

O presente trabalho investiga a influência da taxa de avanço da instalação no comportamento de estacas helicoidais em areia, a partir de experimentos em de câmara de calibração com condições controladas de reconstituição de solo, de instalação e de carregamento. Para tal, investiga-se taxas de avanço de instalação correspondentes a 80, 100 e 120% do passo da estaca modelo por revolução (0,8, 1,0 e 1,2 passos/revolução).

São listados como objetivos específicos:

- Avaliar e comparar experimentalmente o torque e a força axial descendente (*pulldown*) para as diferentes taxas de avanço de instalação;
- Avaliar a capacidade de carga em tração e em compressão para estacas instaladas com diferentes taxas de avanço de instalação;
- Avaliar o comportamento da fundação em ensaio cíclico de tração para estacas instaladas com diferentes taxas de avanço de instalação;

- Analisar os dados da instrumentação do modelo e do maciço para compreender as variações nas tensões radiais no solo;
- Comparar os resultados de métodos de previsão com os resultados experimentais.

1.2. Desafios

O trabalho de pesquisa proposto se insere na atual necessidade de se aprimorar modelos teóricos do comportamento das fundações a partir de resultados de estudos experimentais e numéricos que visam identificar e quantificar os fenômenos responsáveis pelos mecanismos resistentes da fundação (RANDOLPH, 2003; CHAKRABORTY *et al.*, 2012; DIYALJEE, 2014; ZARRABI; ESLAMI, 2016). No entanto, o estudo de tais fenômenos não é trivial. Os principais desafios científicos e tecnológicos que esta pesquisa se propõe a superar para atingir os objetivos são:

- Adequar a câmara de calibração e os equipamentos necessários para realizar as etapas de instalação das estacas helicoidais;
- Garantir que as etapas de instalação sejam representativas das condições do protótipo instalado em areia;
- Durante a modelagem física, medir tensões no interior do solo de maneira consistente durante instalação e carregamento (poderá haver efeito escala pelo tamanho do sensor de medida em relação ao tamanho das partículas do solo).

Além disso, um desafio contínuo desta pesquisa consiste da preparação dos aparatos experimentais (com todos os sensores de medição envolvidos), dos maciços de areia e dos modelos de estudo, de modo evitar interferências, desvios e erros nos resultados, bem como garantir repetitividade e reprodutibilidade.

1.3. Estrutura geral e breve descrição dos capítulos

Este trabalho encontra-se dividido em 5 capítulos, sendo eles Introdução, Revisão Bibliográfica, Materiais e Métodos, Resultados e Discussão, e Conclusões.

O capítulo 2, de revisão da literatura, faz inicialmente uma breve introdução histórica, para então abordar os conceitos teóricos e práticos envolvidos no processo de instalação e predição da capacidade de carga por alguns métodos analíticos para as estacas helicoidais. Ainda no capítulo 2, são apresentados diferentes fatores perturbadores das condições do solo

que influenciam na capacidade de carga para a fundação, bem como os métodos analíticos para a previsão da capacidade de carga deste tipo fundação.

O capítulo 3 descreve os equipamentos e os materiais utilizados para execução dos ensaios de modelagem física em câmara de calibração realizados nesta pesquisa. As peculiaridades da câmara de calibração utilizada, do Campo Experimental da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) e todo o procedimento de execução dos ensaios são descritas neste capítulo.

Os resultados dos 7 ensaios em modelo reduzido de estaca em câmara de calibração são apresentados e discutidos no capítulo 4. Inicialmente, avalia-se os resultados de torque, força axial e tensões radiais obtidos nas instalações da estaca com vistas a identificar qualquer influência da taxa de velocidade de instalação. Em seguida, analisa-se os resultados dos ensaios de carregamento de tração (monotônico e cíclico) e compressão (monotônico) também com o propósito de identificar possível influência da taxa de avanço de instalação. Posteriormente, compara-se os resultados do modelo físico com os resultados de métodos analíticos presentes na literatura a fim de avaliar os desvios apresentados em função da intensidade do efeito alvo ocorrido.

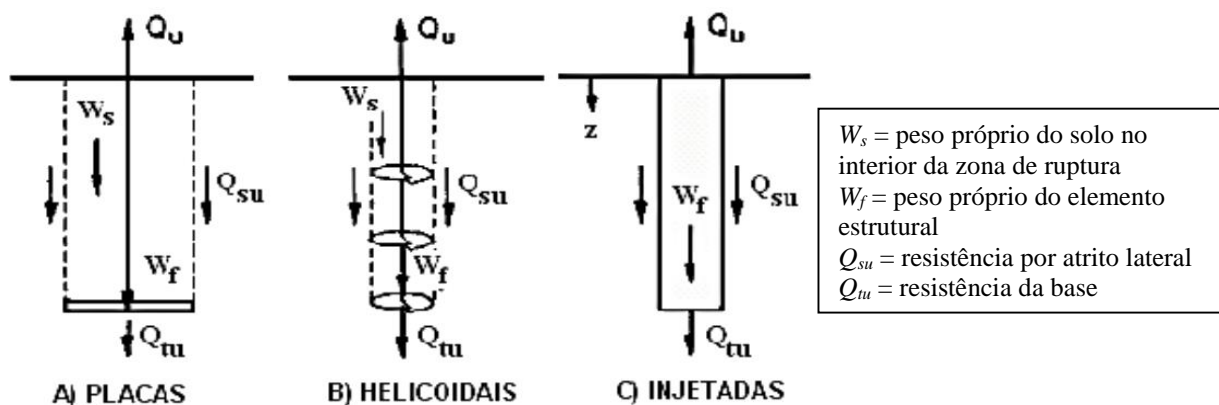
No capítulo 5 de conclusão, apresenta-se os principais achados do presente trabalho, com as ponderações e recomendações pertinentes à aplicação prática. Apresenta-se, por fim, sugestões de trabalhos futuros à luz do que podê-se depreender com a presente pesquisa. Além disso, foi formulado um manual detalhado dos procedimentos de instalação e ensaios de carga no APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Estaca helicoidal

A estaca metálica helicoidal é constituída de uma ou mais hélices circulares de chapas de aço, soldadas a um tubo central (fuste ou haste) com certo espaçamento entre hélices (MITSCH; CLEMENCE, 1985). Segundo Perko (2009), tais estacas são instaladas por meio de aparafusamento no solo, onde exercem seu papel de fundação. Seu comportamento é comparado com o comportamento de ancoragens em placa profundas, nas mesmas dimensões da hélice quando solicitadas à tração (NARASIMHA RAO *et al.*, 1991). Autores como Kulhawy (1985) denominam de *ancoragem* este tipo de comportamento quando as estruturas estão unicamente submetidas à tração. As ancoragens são classificadas em três categorias básicas: placas (Figura 1a), helicoidais (Figura 1b) e injetadas (Figura 1c). As placas podem ser constituídas de aço, madeira ou concreto, sendo que as cargas são transmitidas à ancoragem por meio de ligação por cabos ou hastes de aço; as injetadas são através de cabo ou barra de aço que após inseridas no solo recebem argamassa fluída em seu entorno no poço escavado; as helicoidais constituem-se das hélices que são fixadas em tubos de aço, sendo o conjunto aparafusado no solo.

Figura 1: Três tipos de ancoragens

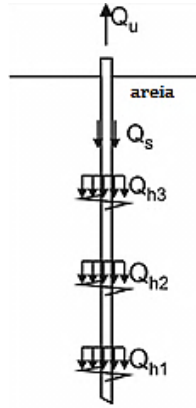


Fonte: Kulhawy (1985).

Basicamente, para a capacidade de carga à tração de estacas helicoidais com grande espaçamento entre as hélices (igual a 3 ou mais vezes o diâmetro da hélice), tem-se a contribuição de 2 parcelas de resistência: a resultante da resistência de atrito lateral do tubo central (Q_s) e a resultante das capacidades individuais de ancoragem das hélices (Q_h), sendo na

maioria dos casos a primeira parcela é inferior em intensidade (GAVIN; DOHERTY; TOLOOIYAN, 2014), resumindo-se na Figura 2 e Eq. 1.

Figura 2: Parcelas integrantes da resistência de estacas helicoidais com grande espaçamento entre as hélices

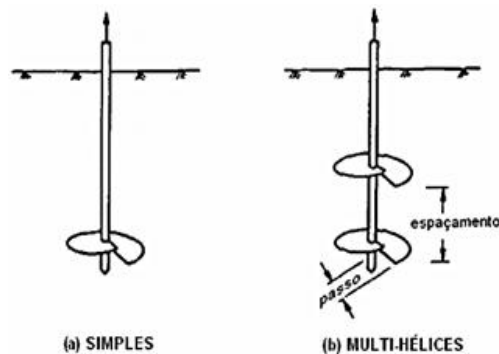


Fonte: Tsuha *et al.* (2012).

$$Q_u = Q_s + Q_h \quad \text{Eq. 1}$$

Quanto à denominação, distinção é feita pelo número de hélices: as estacas de apenas uma são chamadas simples (Figura 3a); as estacas de duas ou mais são chamadas multi-hélice (Figura 3b). As últimas podem ter uma configuração cilíndrica, quando se tem hélices de mesmo diâmetro, ou cônica, quando os diâmetros são crescentes da ponta para o topo, com o intuito de minimizar-se a alteração do solo para as hélices de diâmetros superiores durante a passagem das de menor (KULHAWY, 1985).

Figura 3: Denominação pelo número de hélices



Fonte: Kulhawy (1985).

O número de hélices e o diâmetro serão definidos de acordo com as características do solo *in situ* e a capacidade de carga desejada. Tipicamente, o diâmetro das hélices varia de duas a quatro vezes do diâmetro da haste. Já o passo e o espaçamento entre hélices de cada estaca devem ser escolhidos de modo a perturbar o mínimo possível o solo. O espaçamento geralmente é três vezes o valor do diâmetro da hélice inferior, para se atingir a máxima eficiência. Deve-se tomar o cuidado de não ultrapassar o valor máximo de torque de instalação indicado pelo fabricante, para que o tubo central não seja danificado pela torção na instalação (TSUHA, 2007).

2.1.1. Breve histórico

As estacas helicoidais foram desenvolvidas por volta de 1838, quando o engenheiro civil Alexander Mitchell, seu criador, utilizou-as pela primeira vez na fundação do Farol de Maplin Sands no Rio Tâmisa. As dimensões eram de diâmetro de 127 mm e atingiam 8 m de comprimento, sendo que os materiais utilizados eram de ferro fundido ou madeira para a haste e apenas ferro para a hélice (LITTLE, 1961). Passou a ser utilizada de modo recorrente em outros faróis na Inglaterra e, posteriormente, espalhou-se para todo o mundo com a expansão do Império Britânico (PERKO, 2009)

Nos Estados Unidos, as estacas helicoidais foram de grande utilidade também nos faróis a partir de 1940, uma vez que os fluxos de gelo impunham empuxos laterais e as estacas helicoidais respondiam melhor em relação às fundações escavadas. Atualmente, inúmeras linhas de transmissão utilizam este tipo de fundação (CLEMENCE *et al.*, 1994).

As primeiras estacas helicoidais apresentavam usualmente uma hélice, completando apenas uma volta. O diâmetro da hélice variava de duas a oito vezes o diâmetro do eixo da estaca e, o passo, de metade a um quarto deste mesmo diâmetro. A instalação era realizada com o uso de força humana ou animal sobre uma plataforma provisória (RANKINE, 1877). Com a evolução da tecnologia, a força de torção passou a ser aplicada por motores hidráulicos de trados mecânicos (PERKO, 2009). Little (1961) enfatiza a necessidade em se ter um passo suficientemente grande para superar pedras que venham a aparecer. Não se recomenda instalar estacas helicoidais em solos com muitos cascalhos e matacões (FRICK, 1905).

No Brasil, seu uso inicial e primordial é para fundações de torres de linhas de transmissão, iniciadas no final do século XX, embora seu uso no exterior esteja presente há mais de 60 anos (TSUHA, 2007). Atualmente, as estacas helicoidais têm ido muito além do uso como elemento de fundação em torres de transmissão de energia, passando e exercer a

funcionalidade como paredes de contenção em muitas obras subterrâneas, com destaque para os túneis (NARASIMHA RAO *et al.*, 1993). Embora tenha havido toda essa expansão, seu uso ainda é limitado, principalmente por causa da pouca compreensão de seu comportamento no meio técnico em geral. Tal fato relega seu dimensionamento a regras empíricas pouco embasadas cientificamente e a recomendações de fabricantes (CLEMENCE, 1985).

2.1.2. Etapas construtivas

Simplificadamente, Perko (2000) define a instalação como o processo que envolve a rotação da estaca no solo (aparafusamento) através da aplicação de torque no tubo central. O tubo central desempenha o papel de transmitir forças axiais às hélices, de modo que, a cada rotação completa, o comprimento cravado seja equivalente ao passo da hélice. São adicionadas extensões ao tubo central até que se atinja a profundidade mínima estabelecida em projeto, em que cuja camada haja resistência apropriada. Flores *et al.* (2001) denominam de seção guia a primeira peça instalada no solo, a qual possui as hélices dispostas em determinado espaçamento, sendo corriqueiros os valores iguais a três vezes o diâmetro da menor hélice. Após a seção guia, as emendas são fixadas através de tubos de extensão com extremidade alargada, através de parafusos Figura 4.

Figura 4: Detalhe de emenda para extensões

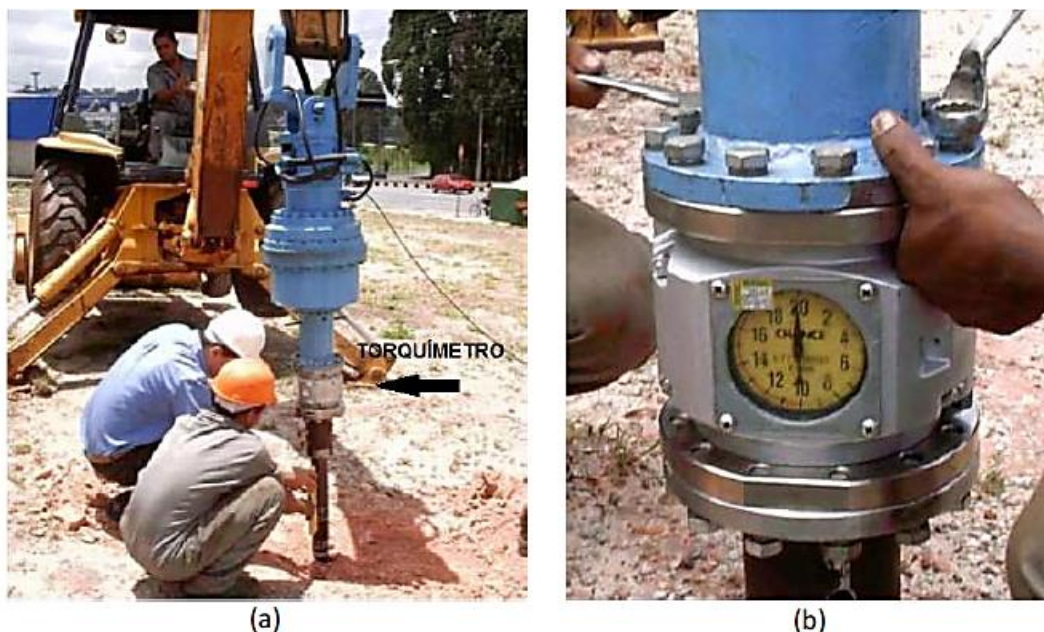


Fonte: Santos Filho (2014).

Flores *et al.* (2001) reforçam que, para a instalação da estaca, é necessário equipamento com sistema hidráulico de capacidade de até 12000 lb·ft (16,3 kN·m) e taxas de rotação de 13 a 20 rpm. Como a capacidade de carga tem correlação com o torque de instalação, pode-se, quando atingido um valor considerado aceitável, paralisar a instalação. A leitura é feita por

meio de um torquímetro (Figura 5a), posicionado no topo da haste central (Figura 5b). Hoyt e Clemence (1989) afirmam que o torque especificado para instalação deve ser o torque médio correspondente a penetração de três vezes o diâmetro da maior hélice.

Figura 5: (a) Torquímetro; (b) Detalhe do torquímetro



Fonte: Tsuha (2007).

2.1.3. Considerações sobre o uso de estacas helicoidais

As estacas helicoidais são largamente utilizadas no Brasil e no mundo por causa de alguns comportamentos característicos como: elevada capacidade de carga à tração e compressão, possibilidade de execução abaixo do lençol freático sem necessidade de rebaixamento e em solos congelados, alta produtividade devido à rapidez de execução execução (10 m de ancoragem podem levar cerca de 3 minutos), facilidade de instalação em locais de acesso limitado utilizando-se equipamentos reduzidos, baixa vibração e ruído (vantagem fundamental para a execução de fundações de edifícios em grandes centros urbanos). Podem entrar em serviço imediato após a instalação, uma vez que não utiliza concreto, eliminando o tempo de cura e retirada de formas; pode-se obter uma boa estimativa entre a capacidade de carga através do torque durante a instalação; podem ser instaladas inclinadas; não geram bota-fora; podem ser removidas e reutilizadas em obras temporárias e, como resistem a esforços de tração e compressão, podem ser uma solução alternativa para obras de pontes por resistir a solapamentos (PERKO, 2000; STEPHENSON, 2002). Além disso, um estudo recente de

Elsawy *et al.* (2019) aponta que estacas helicoidais podem ser substitutas adequadas para fundações convencionais em locais de atividades sísmicas elevadas, após ser observado que estruturas construídas com fundações deste tipo na Califórnia (EUA) e Christchurch (Nova Zelândia) apresentaram danos estruturais desprezíveis por série de terremotos. Os autores afirmam, no entanto, serem necessários estudos mais contundentes quanto a influência do diâmetro e configurações das hélices na rigidez da estaca.

Alguns outros aspectos que podem ser trabalhados em cima deste tipo de fundação são descritas por Du-Plat-Taylor (1949): proteção à corrosão, já que podem ser executada pintura galvanizada protetora; os equipamentos necessários para instalação são mais leves que as das demais estacas; pode-se atingir a capacidades de carga iguais ou maiores a outras estacas mais profundas, já que se tem a possibilidade de aumentar o diâmetro e quantidade de hélices; facilidade de transporte pois as peças tubulares são parafusadas. Além disso, Prasad e Narasimha Rao (1994) afirmam que em carregamentos cíclicos laterais, as estacas helicoidais são as que menos perdas sofrem quanto a resistência ao arrancamento, e segundo Ghaly (1995), o método de instalação das estacas helicoidais é o que causa menor alteração no solo. Algumas dessas características descritas, que ao ver comum podem ser ditas como “vantagens”, têm de ser analisadas tecnicamente em cada ocasião particular, pois em determinadas circunstâncias podem trabalhar contra a segurança ou de forma não colaborativa à estabilidade da obra.

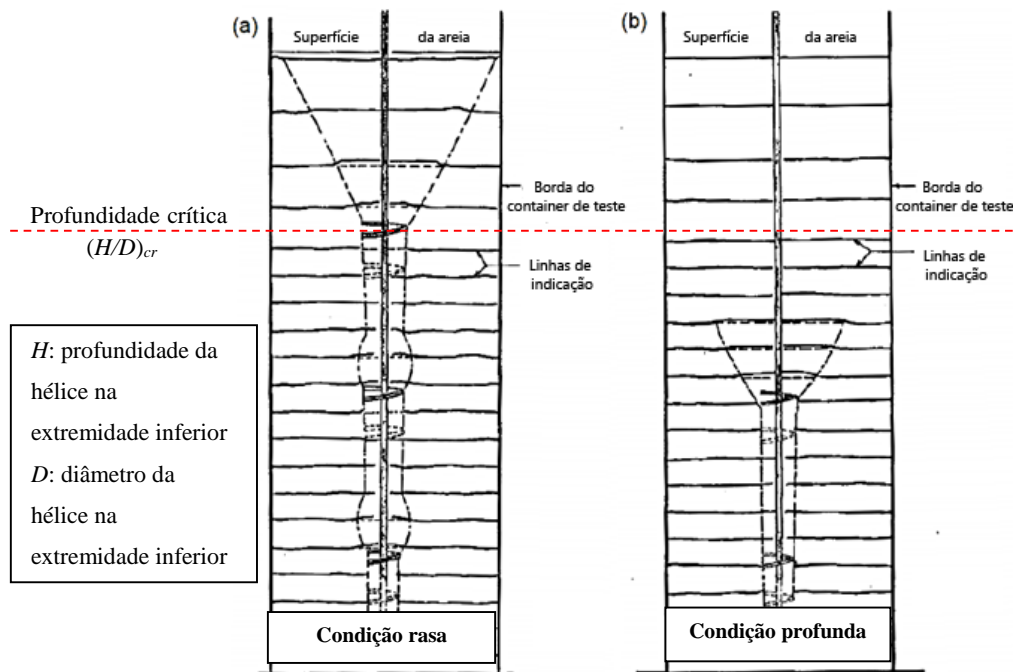
Deve-se atentar ao fato de que este tipo de fundação é contraindicado para solos de alta concentração de matacões e pedregulhos, podendo danificar ou até mesmo impedir a instalação da estaca (CARVALHO, 2007). Outro ponto a se considerar é a flambagem. Também não se indica estacas helicoidais para suportar elevados momentos fletores, sendo exigida atenção extra para quando é preciso atravessar camadas espessas de baixas resistências (solos “moles”). Caso esteja em contato com camadas de baixa resistência, pode-se fazer o grauteamento da haste ou o lançamento de grupo de estacas adequadamente arranjadas (STEPHENSON, 2002).

2.1.4. Capacidade de carga de estacas helicoidais em areia

A capacidade de carga à tração de estacas helicoidais multi-hélices em areia pode ser influenciada pela profundidade das hélices e pelo ângulo de atrito da areia em que está inserida. Define-se profundidade relativa como a relação H/D (cota da hélice mais rasa dividida pelo seu diâmetro). Se alguma de suas hélices estiver em profundidade rasa - cota de valor inferior ao da profundidade relativa crítica, $(H/D)_{cr}$ - forma-se uma superfície de ruptura de geometria cônica que vai do topo da hélice mais próxima à profundidade crítica, até a superfície do solo

(Figura 6a), com uma inclinação proporcional ao ângulo de atrito do solo (MEYERHOF; ADAMS, 1968). Enquanto que, para estacas com todas as hélices mais profundas que $(H/D)_{cr}$, tem-se apenas influência do ângulo de atrito da areia. Forma-se, então, uma superfície de ruptura essencialmente vertical e limitada a um pequeno trecho acima de cada uma (Figura 6b).

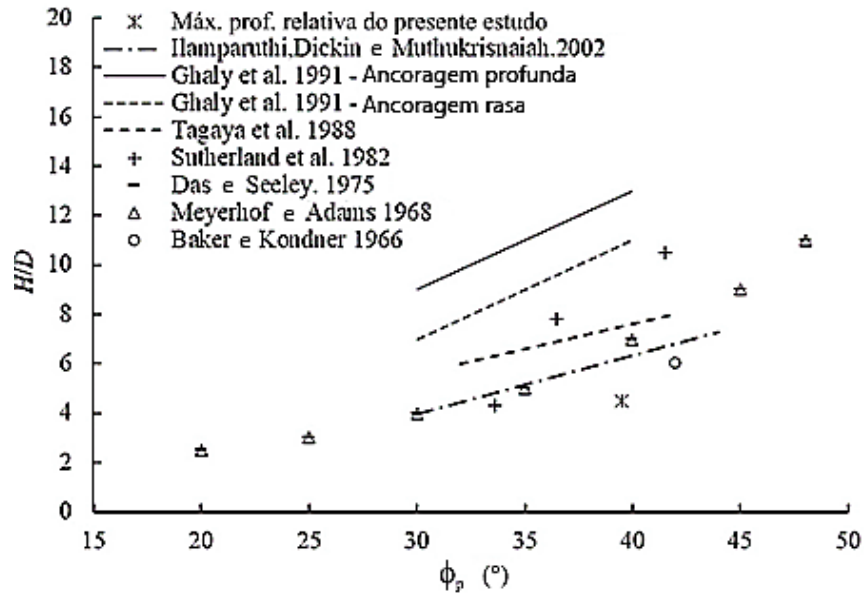
Figura 6: Modelo de superfície de ruptura em estacas helicoidais multi-hélices: (a) condição rasa; (b) condição profunda



Fonte: Adaptado de Mitsch e Clemence (1985).

De maneira geral, o valor da profundidade relativa crítica $(H/D)_{cr}$ é dependente do ângulo de atrito da areia. Como exemplo, a partir dos dados de Das (1990), para areia com ângulo de atrito de 30° , o valor de profundidade crítica é $4D$, enquanto que para 40° , $7D$ (Figura 7).

Figura 7: Profundidade crítica $(H/D)_{cr}$ para diferentes ângulos de atritos de pico (ϕ_p)



Fonte: Adaptado de Wang *et al.* (2020).

Para o caso de estaca helicoidal de hélice simples em areia, a Eq. 2 determina o valor de contribuição da hélice (Q_h) na capacidade de carga à tração da fundação (CLEMENCE *et al.*, 1994).

$$Q_h = A_h \times H \times \gamma' \times N_q \quad \text{Eq. 2}$$

Onde:

A_h : área projetada da hélice;

H : profundidade da hélice;

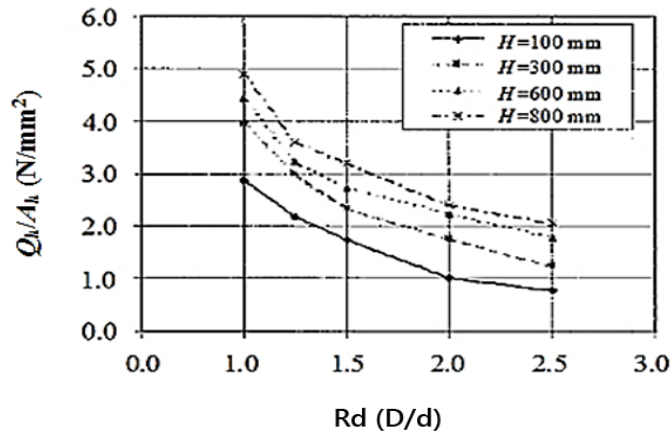
γ' : peso específico efetivo;

N_q : fator adimensional referente à capacidade à tração, determinado pela razão entre tensão de ruptura e a tensão vertical efetiva na profundidade de ancoragem.

Valores de N_q para ancoragens em areias são propostos por diversos autores, como Tagaya *et al.* (1988) e Ilamparuthi *et al.* (2002). Para condição profunda, este fator já não sofre influência da profundidade relativa, sendo, portanto, influenciado pelo ângulo de atrito e compacidade, razão pela qual procura-se utilizar profundidades maiores que a crítica. Em geral, o fator N_q para hélices superiores decresce com o aumento do diâmetro da hélice (ou crescimento da razão entre os diâmetros, $Rd = D/d$ (razão entre diâmetro da hélice e diâmetro da haste), observado na Figura 8. Em contrapartida, o fator N_q aumenta com a profundidade da instalação (ou crescimento da relação H/D) e compacidade do solo, passando a ser considerado

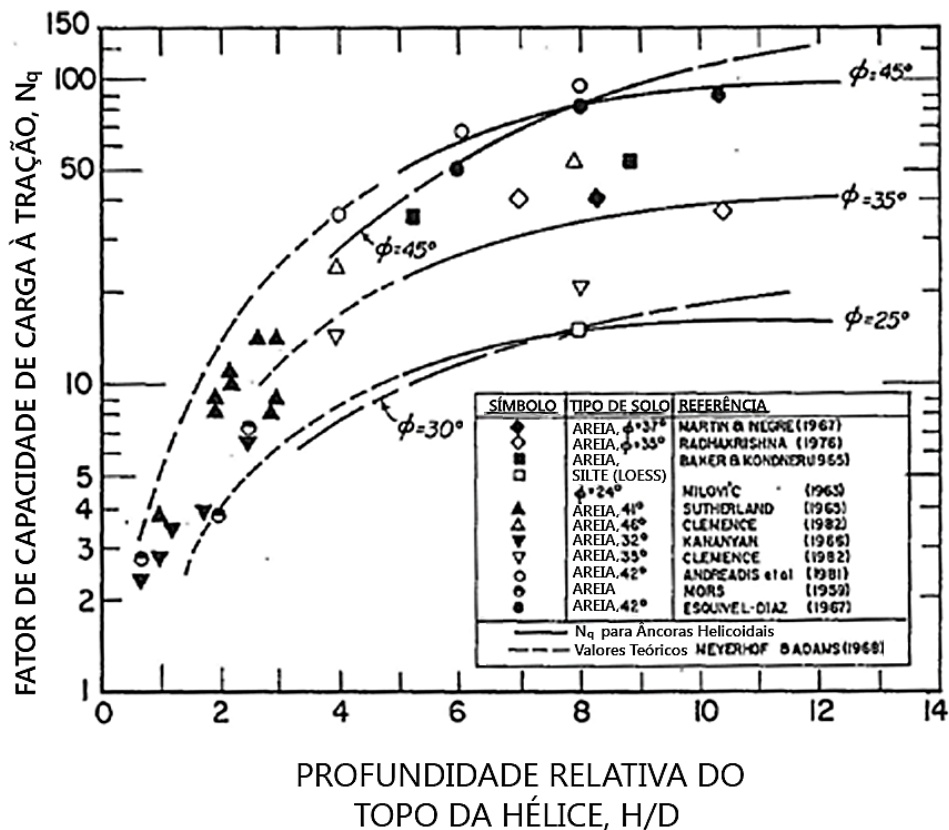
constante após determinado valor, observados na Figura 9 (BAKER; KONDER, 1966; TSANGARIDES, 1978; NAGATA; HIRATA, 2005). Os valores a partir desta tendência assintótica podem apresentar alguma variação por causa de mudanças na compactidade (HAO *et al.*, 2019).

Figura 8: Relação do fator de capacidade de carga em relação à razão D/d e a tensão última



Fonte: Nagata e Hirata (2005).

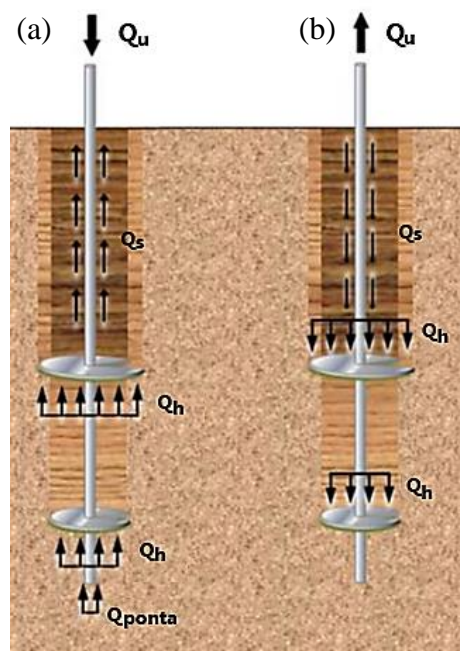
Figura 9: Fator de capacidade de carga à tração (N_q) em relação à razão H/D para estacas helicoidais em areia.



Fonte: Adaptado de Mitsch e Clemence (1985).

A capacidade à compressão de estacas helicoidais é em torno de 1,4 a 1,5 vez maior que a de tração. Constam alguns motivos como: tem-se o adicional da área da ponta da hélice em contato com o solo que trabalha na compressão (Figura 10a); parte do esforço de compressão é resistido por um solo mais compacto (a compactidade usualmente aumenta com profundidade e a instalação também colabora) e não perturbado, enquanto na tração o solo sob carregamento é perturbado pela passagem das hélices. Além disso, na compressão, a deformação elástica radial da seção da estaca tem sentido expansivo, o que colabora com o atrito lateral (efeito Poisson) (TROFIMENKOV; MARIUPOLSKII, 1965). Em ensaios de compressão em estacas de quatro hélices, Kanai (2007) observou que a maior contribuição de mobilização acontece no solo da ponta da estaca por causa de sua maior resistência. Conseqüentemente, a hélice da ponta é a que mais compõe a capacidade de carga da estaca em esforços de compressão. Porém, o autor citado constatou que as hélices superiores, embora não estejam apoiadas em solo intacto, contribuem com suporte mais intensamente na compressão do que na tração.

Figura 10: Representação das forças resistentes mobilizadas em estaca múlti-hélice: (a) compressão; (b) tração

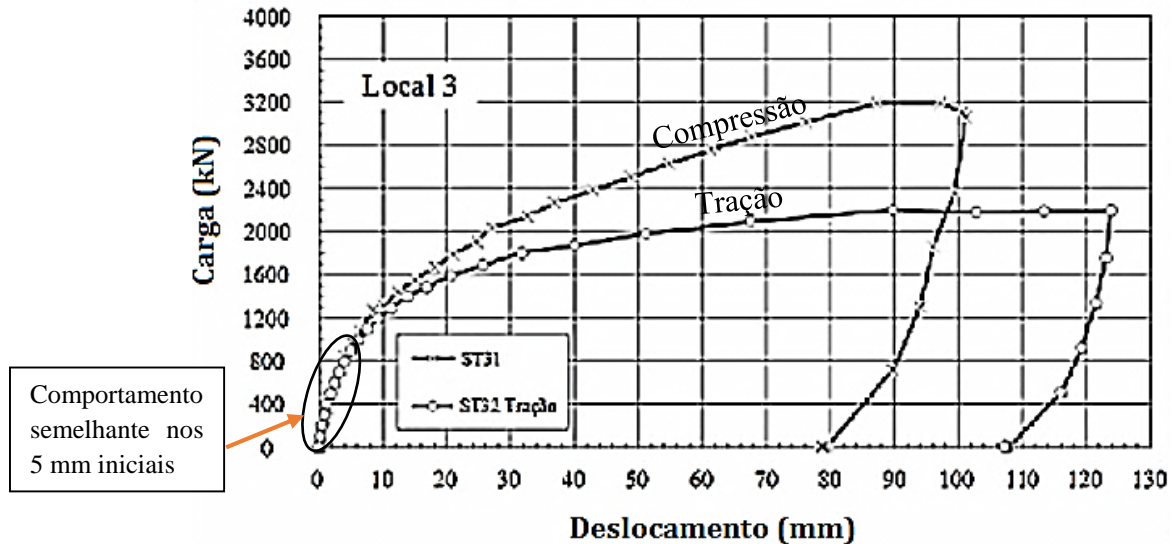


Fonte: Adaptado de Santos Filho (2014).

A partir de onze ensaios de estacas simples e multi-hélices em areia compacta, Sakr (2011) constatou por meio das curvas de carga-deslocamento que os primeiros 5 mm de deslocamento são similares aos esforços de tração e compressão, sendo atrelados ao esforço de atrito lateral da haste em comum. A partir de valores de tensão superiores aos resistidos por esta

parcela, as curvas divergem, sendo que para compressão os valores de suporte são sempre superiores ao de tração (Figura 11).

Figura 11: Resposta carga-deslocamento na compressão e tração de duas estacas similares



Fonte: Adaptado de Sakr (2011).

Segundo Mitsch e Clemence (1985), um dos motivos para a diferença entre as capacidades de tração e compressão é o efeito de instalação, sendo sempre observados maiores valores na compressão (como no exemplo mostrado na Figura 11). A razão entre as capacidades $Q_{u(\text{compressão})}/Q_{u(\text{tração})}$ pode dar uma noção do quão intensa foi a perturbação. Alguns valores estão disponíveis na literatura (Tabela 1).

Tabela 1: Razões entre capacidade de carga (compressão/tração) disponíveis na literatura

Referência	Critério de ruptura / resposta carga-deslocamento	Solo da ponta da estaca	$Q_{u(\text{compressão})}/Q_{u(\text{tração})}$
Trofimenkov e Mariupolskii (1965)	10%D	Argila mole a rija / areia fofa a compacta	1,4 a 1,5
Zhang (1999)	10%D	Argila e areia	2,0
Kanai (2007)	10%D	Pedregulhos	1,8
Livneh e El Naggar (2008)	8%D + desloc. elástico	Silte argiloso	1,8 a 2,0
Livneh e El Naggar (2008)	8%D + desloc. elástico	Areia fina compacta	2,3
Sakr (2009)	10%D	Areia betuminosa	2,0
Perko (2009)	Carga máxima (pico)	Depósito glacial	1,2
Projeto anterior com estacas ancoradas em solo residual brasileiro	10%D	Areia siltosa (solo residual) $N_{SPT} \approx 20$ golpes/30 cm	1,3
Santos Filho (2014)	10%D	Silte areno-argiloso (solo residual) $N_{SPT} \approx 7$	5

Fonte: Santos Filho (2014).

2.1.5. Métodos de previsão da capacidade de carga à tração de estacas multi-hélices em areia

Segundo Perko *et al.* (2000), existem basicamente três métodos de previsão de capacidade de carga para fundações em estacas helicoidais em areia:

- 1) Ruptura cilíndrica
- 2) Capacidade de carga individuais
- 3) Torque de instalação

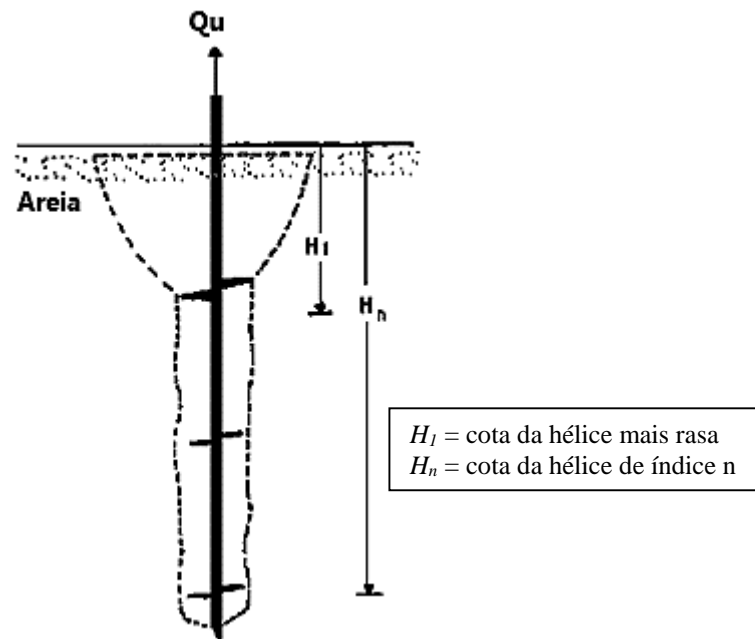
O autor destaca ainda que, para elaboração de projetos e tomada de decisões, os engenheiros deveriam levar em conta o resultado dos três métodos sempre que possível, ponderando a confiabilidade e representatividade dos dados e parâmetros.

Na geotecnia, os métodos mais recorrentes levam consideração os estados-limites, por isso os dois primeiros aparecem com mais frequência. A distinção do qual se encaixa melhor será feita em função do espaçamento entre as hélices, sendo que ambos são utilizados no cálculo para determinação do número e diâmetro de hélices para que, em conjunto com a capacidade de suporte do solo, respondam satisfatoriamente quando solicitados pelas cargas previstas em projeto.

- *Método da superfície de atrito*

O método tem como premissa que todo o solo entre as hélices é mobilizado quando a estaca é solicitada, pois as hélices estão muito próximas. Para ocorrência desta condição, o manual da A. B. Chance Co. (2002) sugere distâncias inferiores a três vezes o diâmetro das hélices. No estado limite, desenvolvem-se duas superfícies de ruptura distintas, uma acima da última hélice, adquirindo formato cônico proporcional ao ângulo de atrito do solo, enquanto, entre as hélices, forma-se outra de geometria cilíndrica ou cônica (para hélices de diâmetros iguais ou diferentes, respectivamente), indicando que todo o solo compreendido naquela região se comporta de forma similar ao cisalhamento de uma estaca na superfície de interface, conforme Figura 12 (DAS, 1990; MITSCH; CLEMENCE, 1985).

Figura 12: Superfície de ruptura típica de estacas helicoidais em areia ancoradas na condição rasa e solicitadas à tração



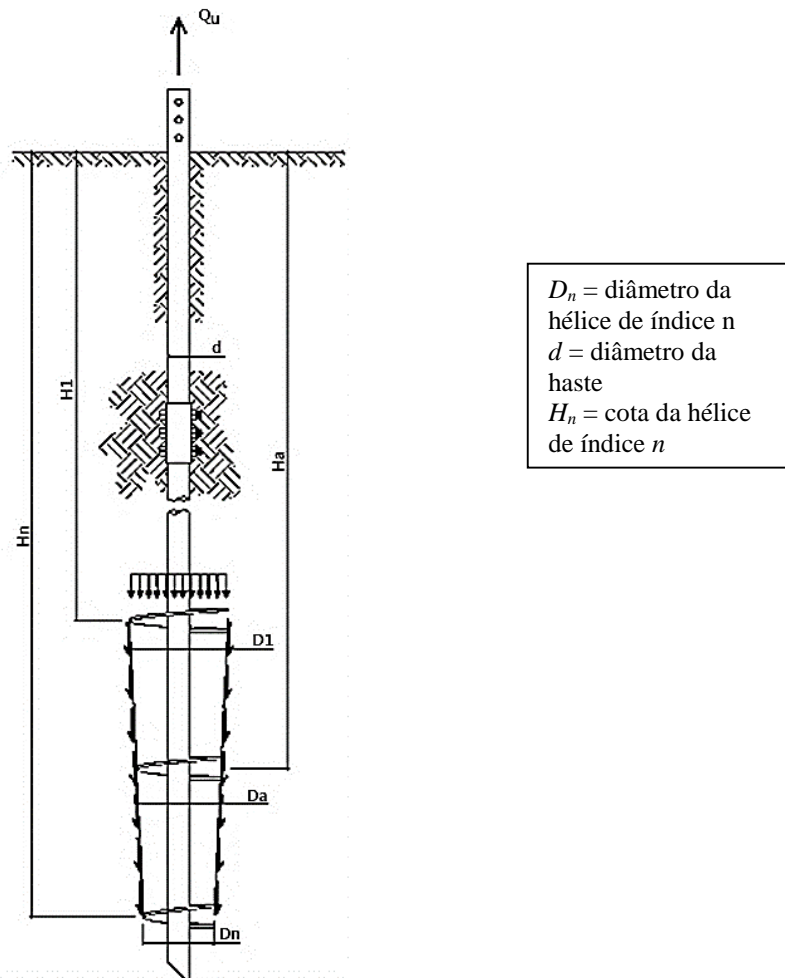
Fonte: Adaptado de Das (1990).

Assim, a capacidade de carga da estaca à tração (Q_u) compreende o somatório da resistência de cisalhamento na superfície de ruptura formada entre as hélices superior e inferior, e a resistência ao cisalhamento da superfície formada no solo acima da área (líquida - descontase a haste) da hélice superior (topo), proporcional às propriedades mecânicas do trecho de solo envolvido (

Figura 13a). Para casos de compressão, a única diferença é a troca da resistência da hélice superior pela resistência de ponta exercida pelo conjunto hélice inferior e ponta da haste em contato com o solo abaixo (

Figura 13b), e acrescenta-se a resistência de atrito lateral do trecho da haste acima da hélice superior. A resistência de ponta será determinada pelas características de suporte deste solo de contato (PERKO, 2009).

Figura 13: Formação do cone de atrito para situação de tração

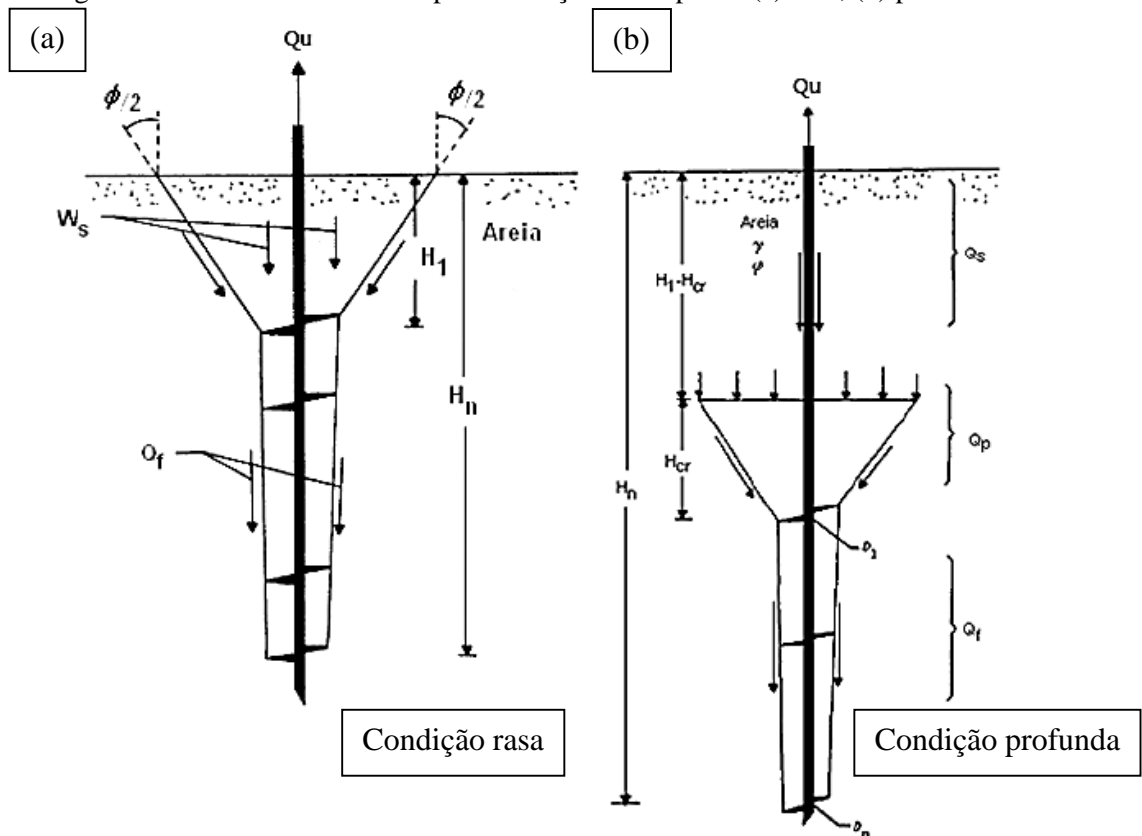


Fonte: Adaptado de Perko (2009).

A Eq. 3 diz respeito a estacas helicoidais rasas em areia. A formulação refere-se aos casos de esforços de tração, porém podem ser também utilizadas para compressão. Neste caso, troca-se os parâmetros da hélice superior e do solo acima pelos parâmetros da hélice inferior e do solo abaixo, para então utilizar o fator N_q , sem levar em consideração o efeito da instalação para a hélice inferior. Mitsch e Clemence (1985) recomendam que, no método da ruptura cilíndrica, utilize-se coeficientes de pressão lateral (K_u) menores ao invés dos coeficientes de fundações para ruptura à tração (N_q), propostos por Meyerhof e Adams em 1968.

Mitsch e Clemence (1985) explicam que a capacidade de carga à tração para a condição de ruptura rasa (Figura 14a) envolve apenas a resistência à ruptura da superfície acima da hélice do topo (Q_p) e a da superfície cilíndrica delimitada pelas hélices de topo e de ponta (Q_f), conforme expresso na Eq. 3 e na Eq. 4.

Figura 14: Parcelas mobilizadas para condições de ruptura: (a) rasa; (b) profunda



Fonte: Adaptado de Das (1990).

$$Q_u = Q_p + Q_f$$

Eq. 3

Onde:

Q_p : resistência à ruptura acima da hélice de topo;

Q_f : resistência por atrito na superfície cilíndrica formada entre as hélices de ponta e de topo.

Resultando na formulação:

$$Q_u = \pi \gamma' K_u \tan \phi \left[\cos^2 \left(\frac{\phi}{2} \right) \right] \left(\frac{D_1 H_1^2}{2} + \frac{H_1^3 \tan \left(\frac{\phi}{2} \right)}{3} \right) + W_s + \frac{\pi}{2} D_a \gamma' (H_n^2 - H_1^2) K_u \tan \phi$$

Eq. 4

Onde:

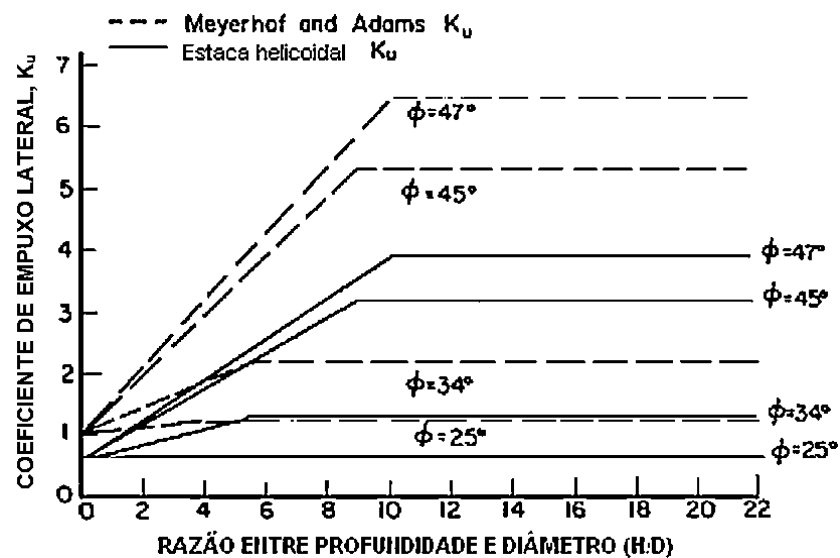
Q_u : capacidade de carga à tração;

K_u : coeficiente de empuxo;

A_n : área da hélice superior;

- H_1 : profundidade da primeira hélice;
 H_n : profundidade da hélice da ponta;
 D_a : diâmetro médio das hélices;
 N_q : fator de capacidade de carga à tração para areias;
 W_s : peso do solo dentro da superfície de ruptura;
 p_s : perímetro da haste;
 K_u : coeficiente de empuxo (podendo ser obtido pela Figura 15).

Figura 15: Valores de coeficiente de empuxo sugeridos para estacas helicoidais à tração



Fonte: Adaptado de Mitsch e Clemence (1985).

Para condições de ruptura profunda (Figura 14b), as mesmas parcelas aparecem, porém adiciona-se a resistência por atrito entre a haste e o solo do trecho acima da hélice de topo (Q_s), conforme expresso na Eq. 5 e na Eq. 6.

$$Q_u = Q_p + Q_f + Q_s \quad \text{Eq. 5}$$

Onde:

Q_p : resistência à ruptura da superfície acima da hélice de topo;

Q_f : resistência por atrito na superfície cilíndrica formada entre as hélices de ponta e de topo;

Q_s : resistência por atrito entre a haste e o solo acima da hélice de topo.

Resultando na formulação:

$$Q_u = \frac{\pi}{4} N_{qu} \gamma' D_1^2 H_1 + \frac{\pi}{2} D_a \gamma' (H_u^2 - H_1^2) K_u t g \phi + P_s H_1 \left(\frac{\gamma' H_1}{2} \right) K_u t g \phi \quad \text{Eq. 6}$$

Onde:

Q_u : capacidade de carga à tração;

K_u : coeficiente de empuxo;

H_1 : profundidade da hélice da ponta;

H_n : profundidade da hélice superior;

D_a : diâmetro médio das hélices;

N_q : fator de capacidade de carga à tração para areias;

P_s : perímetro do tubo da estaca;

Perko (2009) destaca que nas luvas de conexão das hastes ocorre uma protuberância por possuir um diâmetro ligeiramente maior, o que cria um espaço vazio circular ao redor do fuste durante a instalação, justificando em partes a desconsideração da parcela de atrito lateral ou adesão nas hastes de extensão em métodos de cálculo de capacidade de carga. Além disso, o torque aplicado na instalação gera elevadas tensões de cisalhamento no solo em contato com a haste, enfatizando o papel da resistência de atrito residual, que é a que efetivamente atua. Deste modo, muitos projetistas acabam desprezando a contribuição da parcela do atrito entre a haste e o solo ou utilizando a resistência residual. Para Kanai (2007), estacas helicoidais em que as extensões têm o mesmo diâmetro da guia, a contribuição por atrito lateral é nula por causa da modificação do solo, sendo recomendada seções de guia reduzidas. Contudo, em alguns casos específicos, a contribuição desta parcela é considerável, principalmente para hastes profundas e de maior diâmetro. Nestes casos, Perko (2009) sugere multiplicar a parcela correspondente ao atrito lateral na haste por um fator de redução α (Eq. 7.) Entretanto, ressalta-se que tal sugestão deve ser seguida apenas em caráter orientativo, uma vez que a resistência de interfaces é função de diversos outros aspectos, como será abordado a posteriori no texto.

$$\alpha = 2T/3 \quad \text{Eq. 7}$$

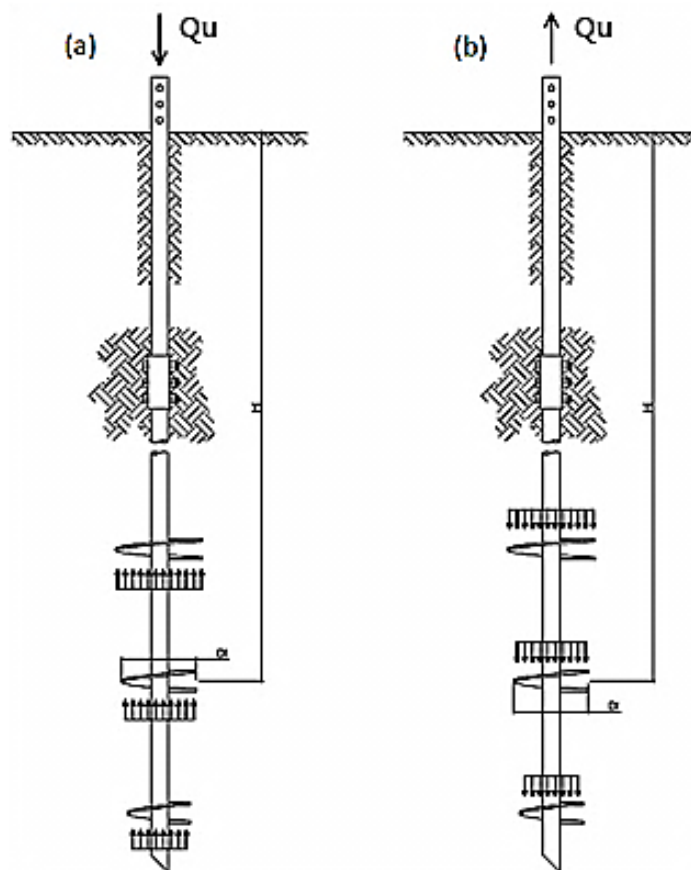
Onde:

T : resistência ao cisalhamento do solo.

- *Capacidades individuais das hélices*

Quando o espaçamento entre as hélices é igual a no mínimo três vezes o diâmetro da hélice inferior (de menor diâmetro), é mais provável ocorrer ruptura por perda das capacidades individuais de cada hélice (A. B. CHANCE CO., 2002). Para A. B. Chance Co. (2002), o método fica viável quando o espaçamento das hélices é de três diâmetros, e, neste caso, o método de cargas individuais e o da ruptura cilíndrica, ambos os casos de ancoragem profunda, aproximam-se em seus resultados. Neste modelo de previsão, as capacidades de cada hélice são somadas por se comportarem independentemente. Além disso, considera-se uma distribuição uniforme de tensões normais de contato nas hélices (Figura 16).

Figura 16: Representação da distribuição uniforme dos esforços de reação das hélices frente a um carregamento pontual axial: (a) de compressão; (b) de tração



Fonte: Adaptado de Perko (2009).

Deste modo, segundo Perko (2009), a capacidade de carga do sistema fica definida pelo somatório da contribuição das “ n ” hélices presentes, junto ao atrito por toda a haste (Eq. 8).

$$Q_u = \sum_{i=1}^n Q_{u,i} + Q_s \quad \text{Eq. 8}$$

Onde:

Q_u : capacidade de carga total da estaca;

$Q_{u,i}$: tensão de ruptura do solo acima (tração) ou abaixo (compressão) da hélice de índice i ;

Q_s : resistência por atrito entre a haste e o solo acima da hélice de topo (conf. Eq. 6).

A.B. Chance Co. (1994) salienta que, para hastes de diâmetro superior a 89 mm, a resistência por atrito lateral deve ser considerada, bem como sugere uma formulação do fator de capacidade de carga N_q individual para cada hélice com base no ângulo de atrito na Eq. 9. A capacidade de carga do sistema fica definida pelo somatório das capacidades individuais das hélices pela Eq. 10.

$$Q_h = A_h \bar{q} N_q \leq Q_s \quad \text{Eq. 9}$$

$$Q_t = \sum Q_h \quad \text{Eq. 10}$$

Onde:

Q_h : capacidade de carga individual de cada hélice;

Q_s : limite superior determinado pela resistência estrutural da hélice.

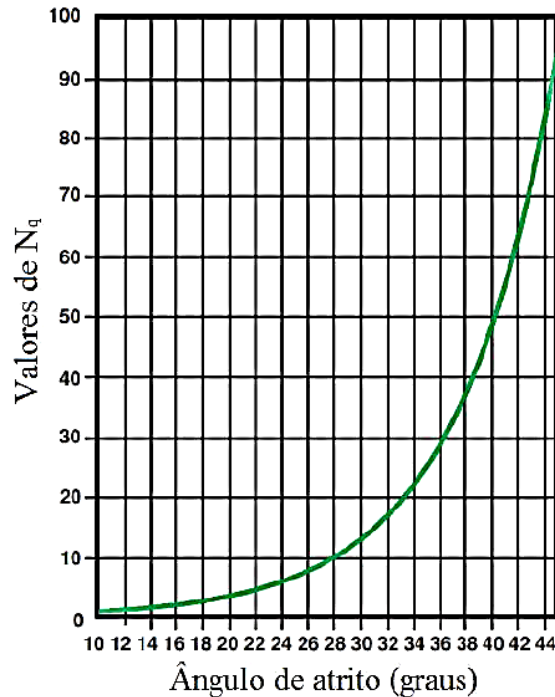
Q_t : capacidade de carga total da ancoragem multi-hélices;

A_h : área projetada da hélice em um plano perpendicular ao eixo da haste;

\bar{q} : tensão efetiva do solo acima de cada hélice;

N_q : fator de capacidade de carga (conforme Figura 17);

Figura 17: Fator de capacidade de carga à tração N_q



Fonte: Adaptado de A. B. Chance Co. (1994).

- *Correlação com torque de instalação*

Segundo Perko *et al.* (2000), o método empírico que relaciona o torque de instalação à capacidade de carga da estaca à tração tem como fundamento a Eq. 11:

$$Q_t = K_t \times T \quad \text{Eq. 11}$$

Onde:

Q_t : capacidade final de tração da estaca;

K_t : coeficiente empírico de torque ou fator de torque;

T : torque máximo de instalação.

Embora tal formulação possua pouco embasamento teórico, esta regra empírica obteve sucesso em milhares de ancoragens realizadas nas últimas décadas (HOYT; CLEMENCE, 1989). Tal possibilidade de correlação colaborou na disseminação do uso das estacas helicoidais nos últimos 80 anos (GHALY; HANNA, 1991). O parâmetro K_t que inicialmente era representado por apenas uma constante, foi, após investigações experimentais, considerado

função da geometria da estaca, sendo influenciado principalmente pelo diâmetro da haste (HOYT e CLEMENCE, 1989).

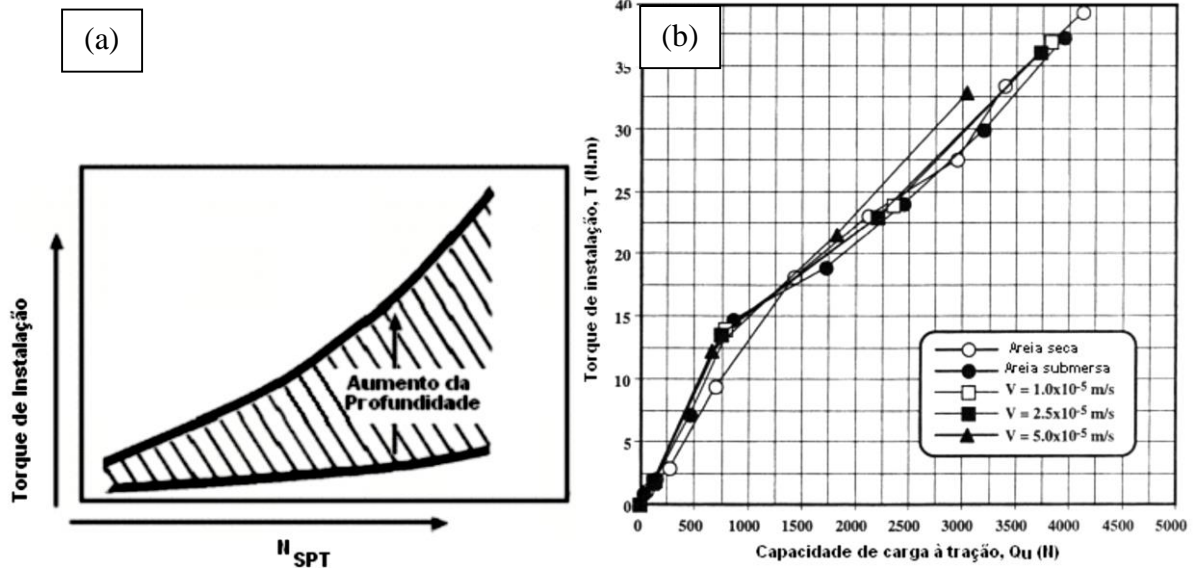
São descritos na literatura alguns fatores que influenciam no valor do torque de instalação referentes à estaca, a constar: tensão vertical aplicada na instalação suficiente para avanço de um passo por volta; taxa de avanço no solo; o próprio nível de torque aplicado; ângulo de instalação (em ancoragens inclinadas); profundidade da instalação; ângulo da hélice; configuração geral da hélice; o método utilizado para fabricação das hélices (podem ser fundidas, soldadas, aparafusadas); espessura e forma (plana, forma de faca etc) da chapa da hélice; material da estaca e rugosidade da superfície; forma da ponta (cônica ou plana). Bem como alguns referentes ao solo, como: ângulo de atrito e atrito de interface, capacidade relativa, peso específico, nível d'água e presença de cascalhos e pedras (GHALY e HANNA, 1991; SAKR, 2013).

Perko (2000) afirma que os torques medidos em cada profundidade durante a instalação são indicadores da resistência ao cisalhamento do solo. O torque de instalação cresce à medida que o N_{SPT} do solo também se eleva juntamente à capacidade de carga à tração (Figura 18a). Portanto, os valores do torque e da capacidade da estaca usualmente se elevam com a profundidade da instalação (Figura 18b). Ghaly *et al.* (1991) destacam também que, após uma série de ensaios em modelos de estacas com diferentes taxas de passo/diâmetro, constatou-se forte influência desta relação para o valor do torque de instalação, porém sem alteração da capacidade de carga à tração. Outro fator que altera o torque é a presença de lençol freático. A presença da água reduz o valor do torque bem como a capacidade de carga, pois o valor de peso específico efetivo é menor abaixo do nível d'água (A. B. CHANCE CO., 1994).

Bradshaw *et al.* (2019) afirmam que o torque de instalação é proveniente principalmente da interação das superfícies superior e inferior das hélices com o solo. Segundo Tsuha (2007), o torque de instalação é responsável por vencer as forças de atrito na superfície da hélice e da haste que produzem momentos resistentes contrários ao sentido do torque (Eq. 12.) Similarmente, a força vertical de instalação tem como intuito vencer a resistência de ponta exercida por tensões na chapa da hélice e na ponta da haste que resistem ao movimento vertical descendente da estaca. Segundo Perko (2009), durante a instalação, deve-se aplicar uma força descendente constante (*pulldown*) a fim de garantir o avanço da estaca helicoidal de ao menos 80% do passo da hélice a cada revolução. Caso a força *pulldown* seja insuficiente, pode-se ocasionar tradagem. Neste caso as taxas de torque irão decrescer substancialmente e as correlações entre o torque e a capacidade de carga não serão mais verificadas. O efeito da

tradagem afeta a resistência à tração, não sendo obrigatoriamente sinônimo de redução na capacidade de carga (PERKO, 2009).

Figura 18: (a) correlação N_{SPT} e valor do torque de instalação; (b) correlação torque de instalação e capacidade de carga à tração



Fonte: (a) A. B. Chance Co. (1994); (b) Ghaly (1995).

$$T = T_h + T_s$$

Eq. 12

Onde:

T : torque na instalação;

T_h : momento resistente atuante nas hélices durante a instalação;

T_s : momento resistente atuante na haste durante a instalação.

Estudos recentes em modelos reduzidos em estacas de hélice simples a 1g realizados por Bradshaw *et al.* (2019) com força axial constante (*pulldown*) de instalação demonstraram que o torque de instalação cresce com a profundidade, porém cresce em taxa mais elevada quando a taxa de avanço possui valores acima de 1 passo/revolução. Isto sugere que a taxa de avanço elevado, proporcionada pela alta força *pulldown*, acentuou o atrito na parte inferior das hélices. Por outro lado, a sobrerrotação (tradagem) em areias fofas (taxa de avanço < 1 passo/revolução) causou o aumento do fator de torque em relação aos ensaios em areia compacta, sendo explicado pela melhoria do solo acima das hélices. O solo que é empurrado para cima ao ser atravessado pela hélice em sobrerrotação seria comprimido contra a porção do solo subjacente, analogamente ao efeito de tradagem, mas sem o transporte completo de toda

a massa de solo atravessado até a superfície do terreno (como ocorre com trados em hélice contínua).

É importante destacar que, embora o trabalho de Bradshaw *et al.* (2019) aborde um ensaio com taxa de avanço de instalação maior que 1,0 passo/revolução (1,22 passo/revolução), não houve contraprova com taxa unitária de avanço, nas mesmas condições dos demais, para que se pudesse isolar a influência da taxa de avanço e compará-la efetivamente.

O estudo de Bradshaw *et al.* (2019) ainda contempla a análise da influência de superfícies mais rugosas ou lisas no material da hélice das estacas, bem como a retirada constante ou não do solo “embuchado” na ponta da haste. O estudo demonstrou que além de ser influenciado pela rugosidade da superfície, o torque de instalação é também influenciado pela taxa de avanço de instalação. Outro ponto salientado é que, ao se diminuir o ângulo de atrito de interface e, como consequência, o torque, há mais facilidade na instalação para uma mesma força constante. Com isso, pode ocorrer um acréscimo na taxa de avanço, seguido de redução na capacidade de carga para estacas de mesma profundidade. Além disso, segundo Bradshaw *et al.* (2019), a penetração contínua de solo da ponta no interior da haste proporciona um alívio na tensão de atrito de ponta, bem como a diminuição do deslocamento e das tensões laterais, o que favorece o avanço da estaca. A penetração de solo no interior da haste sem haver embuchamento também proporciona torques reduzidos e, como consequência, tais estacas desenvolvem capacidade de carga reduzida, em relação às estacas que mantiveram o solo embuchado em seu interior.

- *Modelo de torque (mecanismo físico – modelo analítico)*

A correlação entre o torque de instalação e a capacidade de carga tem seu embasamento teórico em uma gama de estudos. Wilson (1950), após série de tentativas, embora relatasse a obviedade da correlação, afirmou ser errática para ser inserida em projetos de fundações. Porém, segundo Clemence *et al.* (1994), a empresa fabricante e executora de estacas helicoidais, A. B. Chance Company, defende a ideia de que se pode estimar a capacidade de carga com base no torque médio de instalação necessário para o avanço final igual a três vezes o diâmetro da maior hélice. Em seu manual técnico, A. B. Chance Co. (1994) cita a fórmula empírica da Eq. 11 e delimita os valores do coeficiente empírico de torque (K_t) entre 10 a 66 m^{-1} em função das condições do solo e geometria da estaca helicoidal utilizada. Perko *et al.* (2000), por sua vez, menciona que o K_t deve depender da profundidade de instalação da estaca.

Ghaly e Hanna (1991) propuseram um modelo teórico para explicar e prever os valores de capacidade de carga através do torque de instalação em estacas helicoidais, e fundamentaram a teoria através de experimentos com modelos físicos reduzidos a 1g. Os experimentos pautaram-se em ensaio de carregamento de tração em estacas modelo instaladas em areia seca, medindo-se o torque de instalação por torquímetro avaliando-se as alterações do maciço por meio de células de tensão total dentro do maciço de areia. O modelo proposto aproximou-se muito dos resultados obtidos nos experimentos físicos, porém para grandes profundidades os valores divergiram. Tal fato é atribuído, segundo Tsuha (2007), pela não consideração em ancoragens profundas das parcelas de atrito na haste nas etapas de instalação e carregamento à tração, cuja participação foi integrada na nova abordagem proposta na tese de Tsuha em 2007. Ainda na pesquisa de Ghaly e Hanna (1991), atestou-se que a configuração da hélice tem grande influência na capacidade de carga, uma vez que age no torque de instalação. Alguns fatores relacionados já foram citados anteriormente, porém, em especial, o ângulo da hélice ($\theta = \tan^{-1}p/\pi D$) e a razão passo pelo diâmetro (p/D) têm papel determinante no valor do torque, cujo valor é tão maior quanto o crescimento de ambos.

Para ancoragens profundas ($H/D > 5$) e espaçamento S entre as hélices de $3D$ (da menor hélice), portanto, Tsuha (2007) propôs que o equacionamento teórico da relação entre o torque de instalação e capacidade de carga deve considerar a parcela de atrito na haste durante a instalação e no carregamento à tração. Segundo a autora, durante a instalação tanto de estacas simples como multi-hélices, os momentos surgidos contrários que devem ser vencidos pelo torque aplicado são os momentos das hélices (T_h) e na superfície do tubo (T_s), representados na Figura 19 e relacionados pela Eq. 12 e Eq. 13.

$$T_h = \sum_{i=1}^N T_{hi} \quad \text{Eq. 13}$$

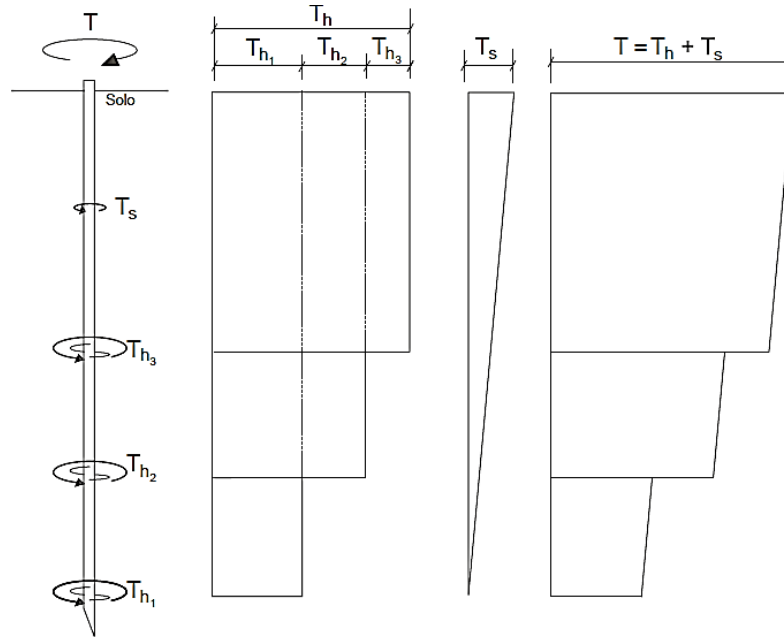
Onde:

T_{hi} = momento resistente durante à instalação na hélice i ;

i = índice de 1 a N ;

N = número de hélices.

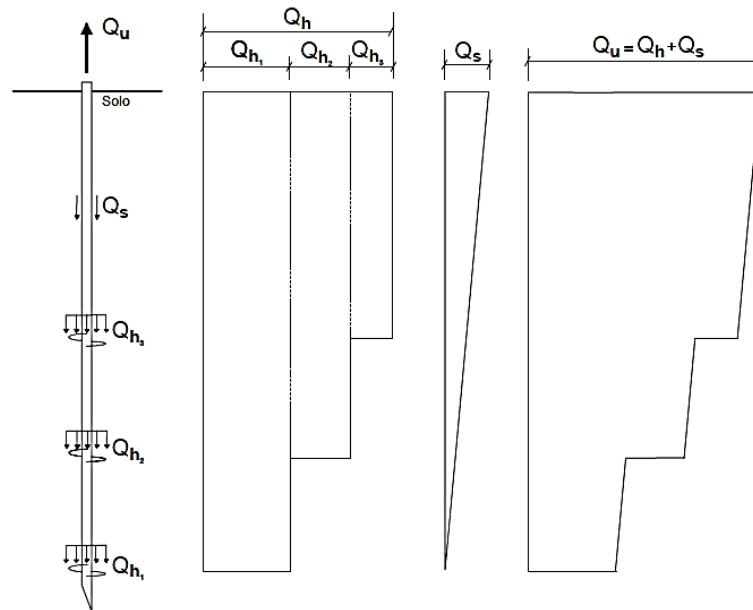
Figura 19: Diagrama representando momentos resistentes durante instalação



Fonte: Tsuha (2007).

Para a fase de carregamento, a capacidade de carga da estaca será a somatória da resistência do atrito lateral da haste com as capacidades individuais das N hélices presentes, seguindo o esquema da Figura 20, dadas pela Eq. 14 e Eq. 15.

Figura 20: Diagrama de forças resistentes ao arrancamento



Fonte: Tsuha (2007).

$$Q_u = Q_s + Q_h$$

Eq. 14

$$Q_h = \sum_{i=1}^N Q_{hi} \quad \text{Eq. 15}$$

Onde:

Q_u = capacidade de carga à tração da estaca;

Q_s = resistência por atrito lateral da haste;

Q_h = parcela da capacidade de carga à tração pelas hélices.

Q_{hi} = parcela de capacidade relativa à hélice i ;

i = índice de 1 a N ;

N = número de hélices.

O modelo de Tsuha (2007) é embasado fundamentalmente na união de dois equacionamentos que relacionam fisicamente primeiro o atrito lateral na haste (Q_s) com o momento resistente à instalação correspondente (T_s) e, segundo, a parcela de capacidade de carga à tração das hélices (Q_h) com o momento resistente à instalação correspondente (T_h).

A relação de Q_s com T_s se dá pelo fato de que o atrito resistente na haste durante carregamentos axiais (Q_s) deriva do atrito lateral na haste pelo movimento torcional durante a instalação. Deste modo, o momento resistente ao final da instalação (T_s) pode ser relacionado ao atrito na haste durante o carregamento pela Eq. 16. Já a correlação entre Q_h e T_h advém do fato já conhecido em parafusos de força, o qual transforma movimento de rotação em movimento linear, como por exemplo a prensa ou o saca-rolhas. Assim, Q_h e T_h podem ser relacionados pela Eq. 17.

$$Q_s = \frac{2T_s}{d} \quad \text{Eq. 16}$$

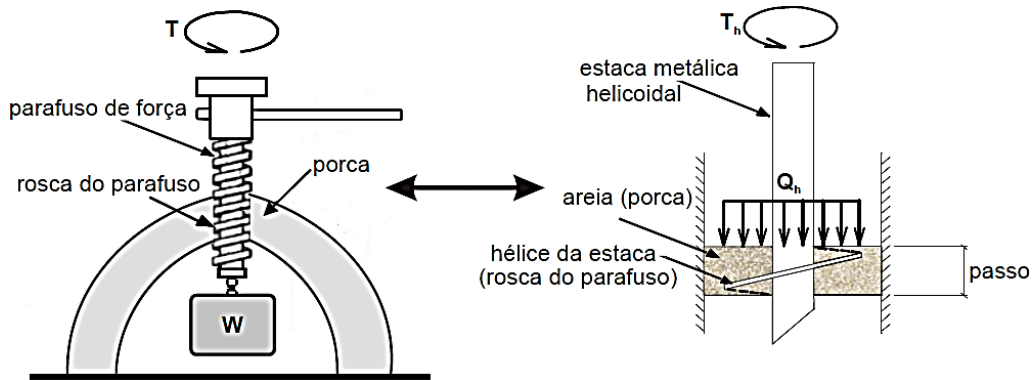
Sendo d o valor do diâmetro externo da haste.

$$T_h = Q_h \cdot \frac{d_c}{2} \quad \text{Eq. 17}$$

Sendo d_c o valor do diâmetro do círculo correspondente à superfície da hélice (zona de ruptura), conforme ilustrado na Figura 22a (2º trio).

Faires (1943) instrui que, para se obter o valor da torção necessária para se girar um parafuso contra uma carga, deriva-se a expressão de momento de torção necessária para o movimento da carga. Faz-se uma analogia entre o processo de instalação das estacas helicoidais ao modelo de Faires (Figura 21).

Figura 21: Analogia entre o modelo de instalação de parafuso à rosca e estaca helicoidal em areia

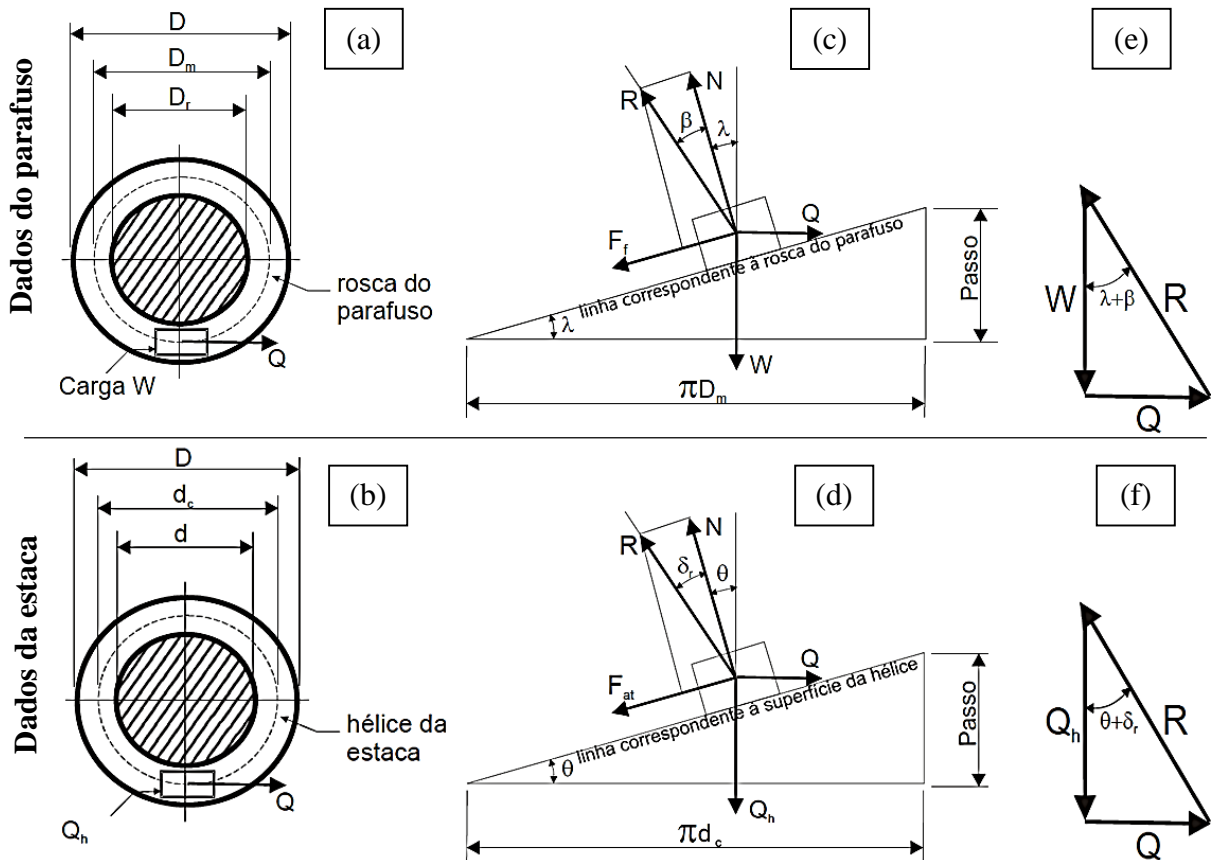


Fonte: Tsuha (2007).

Para a adequada comparação dos dois modelos (Figura 21), diversas variáveis são empregadas e correlacionadas na Figura 22: a hélice da estaca é equivalente à rosca do parafuso; a superfície da hélice é representada pelo plano inclinado em torno de um cilindro; o solo é comparado à porca; a capacidade de carga à tração (Q_h) é representada pelo deslocamento de um corpo de peso W , à uma altura de valor igual ao passo, simulando uma volta; a força Q é responsável por empurrar o peso W para cima, fazendo menção à mesma força Q aplicada na torção de instalação da hélice; a força Q é contraposta pelo atrito F_{at} que existe tanto no modelo do parafuso entre a rosca e a porca, quanto entre a hélice da estaca e a areia; ângulo de atrito residual (δ_r) é comparado ao ângulo de atrito cinético (β) entre os materiais da rosca do parafuso e da porca; o ângulo de inclinação em relação à horizontal do eixo da rosca do parafuso (λ) é comparado à inclinação da hélice da estaca (θ); o diâmetro médio da rosca do parafuso (D_m) é equivalente ao d_c .

A força de atrito (F_{at}) e a força normal (N) podem ser combinadas na reação R , que, junto às demais forças, fecham o polígono de equilíbrio de forças (Figura 22e e Figura 22f). Adaptando-se a equação do parafuso de força para o caso de estaca helicoidal em areia, e realizando substituições utilizando as fórmulas já descritas, chega-se na relação entre duas parcelas de Q_u e T na Eq. 18. Os detalhes das substituições podem ser verificados no trabalho de Tsuha (2007).

Figura 22: Elementos da analogia: (a; b) vista em planta do modelo; (c; d) forças do modelo bidimensional; (e; f) polígono de equilíbrio das forças atuantes no sistema



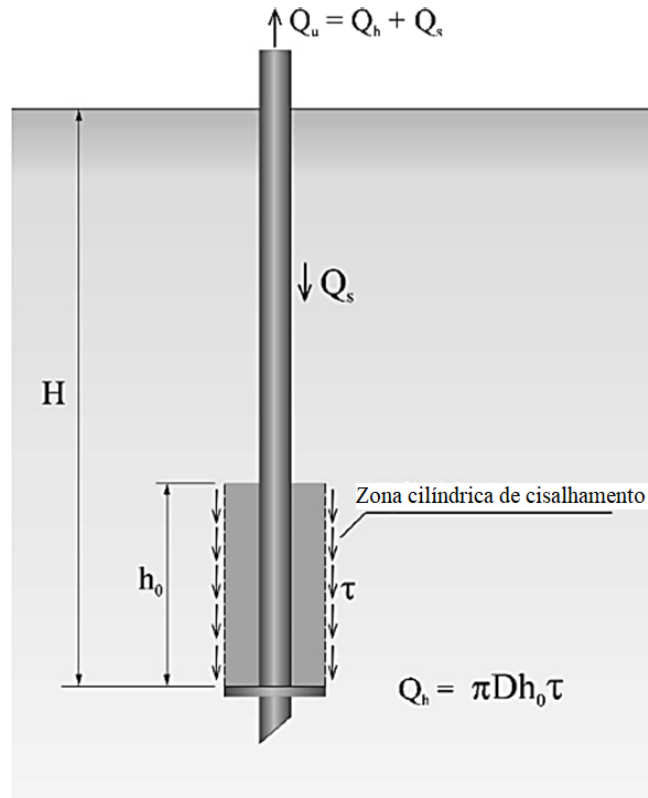
Fonte: Adaptado de Tsuha (2007).

$$T = \frac{Q_s d}{2} + \frac{Q_h d_c \operatorname{tg}(\theta + \delta_r)}{2} \quad \text{Eq. 18}$$

- *Proposição de Pérez et al. (2018)*

O método de Pérez *et al.* (2018) tem por base o modelo de cilindro de atrito (Figura 23), que considera que a capacidade de carga à tração é dada pela resistência ao cisalhamento na interface do cilindro de solo perturbado circundado pelo solo não perturbado, numa extensão igual a $2,5D$ acima da hélice.

Figura 23: Modelo de superfície de ruptura de hélice em ancoragem profunda



Fonte: Modificado de Pérez *et al.* (2018).

$$Q_h = \gamma' \left(H - \frac{h_0}{2} \right) K_u \operatorname{tg} \phi_{cv} \pi D h_0 \quad \text{Eq. 19}$$

Sendo:

γ' = peso específico efetivo do solo;

K_u = coeficiente de empuxo lateral, sendo sugerido os valores de Meyerhof e Adams (1968) para hélice simples;

h_0 = altura de influência da hélice = $2,5 \times D$

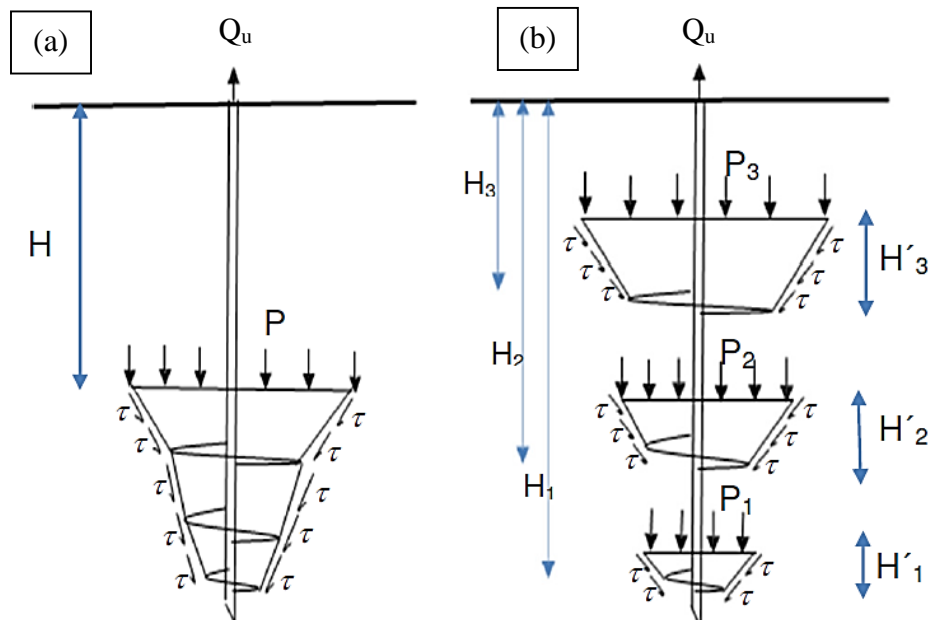
ϕ_{cv} = ângulo de atrito no cisalhamento a volume constante

- *Proposição de Bagheri e El Naggar (2013)*

O método de Bagheri e El Naggar (2013) também é um método de superfície de cisalhamento, mas difere do anterior na forma da superfície de cisalhamento, que é tronco cônica (e não cilíndrica) com extensão de $3D$ para a hélice da ponta. Além disso, o método de Bagheri e El Naggar (2013) considera a sobrecarga vertical de solo atuante no topo do cone de ruptura como parcela contribuinte na capacidade de carga.

As formulações sugeridas pelos autores buscam integrar o efeito da instalação das estacas helicoidais nos maciços arenosos. Os equacionamentos tiveram como base a fórmula de Murray e Geddes (1987), a qual foi modificada para refletir com mais precisão a capacidade de carga de estacas helicoidais rasas e profundas, considerando a perda de resistência devido aos efeitos da instalação em areias. Bagheri e El Naggar (2013) ressaltam que as areias compactas são as mais afetadas pela passagem das hélices e para tanto indicam a utilização do ângulo de atrito residual ao invés do ângulo de atrito de pico, enquanto para as fofas não há necessidade de tal alteração. Divide-se os equacionamentos entre dois modos de ruptura, ilustrados na Figura 24:

Figura 24: Modos de ruptura: (a) superfície de cisalhamento cilíndrica; (b) capacidades individuais das hélices



Fonte: Modificado de Bagheri e El Naggar (2013).

- Modo de ruptura de “superfície de cisalhamento cilíndrica”

A capacidade de carga à tração da fundação (Q_u) é dada por:

$$Q_u = Q_{haste} + Q_{cilindro} + Q_{hélice\ topo} \quad \text{Eq. 20}$$

$$Q_u = \frac{\pi}{2} \gamma' D_{médio} (H_{hél.inferior}^2 - H_{hél.superior}^2) K \tan \phi \quad \text{Eq. 21}$$

Sendo:

$D_{médio}$ = diâmetro médio das hélices;

H = cota da hélice;

γ' = peso específico submerso do solo;

ϕ = ângulo de atrito do solo;

K = coeficiente de empuxo lateral, K_p para areias densas, e K_a para fofas;

- *Modo de ruptura de pelas capacidades individuais das hélices*

A capacidade de carga de cada hélice ($Q_{u(n)}$) é dada por:

$$Q_{u(n)} = Q'_h + Q''_h \quad \text{Eq. 22}$$

$$Q'_h = \gamma' A_h H' + \frac{2\gamma' A_h (H')^2}{D} \left\{ 1 + \frac{2H'}{3D} [\tan\theta + K \operatorname{tg}(\phi - \theta)] \right\} \quad \text{Eq. 23}$$

$$Q''_h = \gamma' (H - H') \pi (0.5D + H' \tan\theta)^2 \quad \text{Eq. 24}$$

Sendo:

D = diâmetro da hélice;

H = cota da hélice;

H' = extensão de influência das hélices, sendo $5D$, $4D$ e $3D$ da inferior para a de topo;

γ' = peso específico submerso do solo;

θ = ângulo de atrito da superfície de ruptura com a vertical = $22,5^\circ \pm \phi/4$ (soma-se esta ϕ = ângulo de atrito do solo convencional para areias fofas, e residual para densas;

ϕ

K

A_h

- *Proposição de A. B. Chance Co. (2004)*

O método de A. B. Chance Co. (2004) consiste num método de capacidade individual das hélices em condição de ancoragem profunda (Figura 16). A capacidade de cada hélice é determinada a partir do emprego do fator de capacidade de carga N_q ($Q_T = Q_h = A_h \sigma' N_q$

Eq. 26). A resistência pelo atrito lateral na haste é

normalmente desprezada. As formulações ficam da seguinte maneira:

$$Q_u = \sum_1^n Q_T \quad \text{Eq. 25}$$

$$Q_T = Q_h = A_h \sigma' N_q \quad \text{Eq. 26}$$

$$N_{q1} = e^{\pi \operatorname{tg}\phi} \operatorname{tg}^2(45 + \phi/2) \quad \text{Eq. 27}$$

$$N_{q2} = 0,5(12\phi)^{\phi/54} \quad \text{Eq. 28}$$

Sendo:

A_h = área da hélice;

ϕ = ângulo de atrito do solo;

σ' = tensão geostática vertical efetiva;

N_q = fator de capacidade de carga;

A_h = área projetada da hélice.

Neste trabalho, o fator de capacidade de carga N_q foi determinado por meio de duas abordagens: N_{q1} (proposição de Meyerhof, 1951) e N_{q2} (proposição de Meyerhof, 1976).

- *Comportamento de estacas helicoidais em carregamentos cíclicos*

Em relação a ação de cargas cíclicas em estacas helicoidais, Schiavon *et al.* (2017) sugerem que o acúmulo de deslocamentos neste tipo de regime sofre influência da profundidade da hélice (H), a amplitude dos ciclos (diferença entre Q_{max} e Q_{min}) e o valor da carga mínima (Q_{min}). Quanto maior a amplitude, maior os deslocamentos observados. Schiavon *et al.* (2018) observaram deslocamentos cerca de 40% maiores em série de ciclos de intensidade baixa-alta em relação à série de alta-baixa intensidade. Ciclos de alta intensidade realizados a priori tendem a compactar o solo acima da hélice com uma dada intensidade que ciclos subsequentes de baixa intensidade não são capazes de modificar. Portanto, não se observa acumulação de deslocamentos para este segundo ciclo. Já para a sequência inversa, acumulação de deslocamentos é observada tanto para o primeiro carregamento, de baixa intensidade, quanto para o segundo, de alta intensidade.

Trofimenkov e Mariupolskii (1965) afirmaram que a capacidade de carga à tração pós-ciclos é altamente influenciada pelas propriedades do solo. Para argilas de consistência médias a duras, a capacidade de carga foi de 70% a 80% do valor pré-ciclos, enquanto que para areias saturadas foi de 60% a 70%. Em ensaios com modelos em escala reduzida a 1g em argila, Narasimha Rao e Prasad (1991) observaram, que para um valor máximo do carregamento cíclico (Q_{max}) de $0,3Q_u$ a $0,4Q_u$, essencialmente deslocamentos elásticos foram desencadeados e nenhuma diminuição na capacidade de carga pós-ciclos até valores de Q_{max} de $0,55Q_T$ (sendo Q_u a capacidade de carga pré-ciclos). Para valores de Q_{max} entre a faixa de $0,7Q_u$ a $0,8Q_u$, observou-se uma redução na capacidade pós-ciclos de 8% a 34%. Comportamento similar foi relatado por Newgard *et al.* (2015) em ensaios cíclicos em areia em que, para amplitudes entre

0,21 Q_u a 0,52 Q_u , observou-se uma redução de 12% e 26% na capacidade monotônica pós-ciclos.

Cerato e Victor (2009) aconselham a implementação de um programa de pré-carregamento cíclico em estacas helicoidais para ocasionar uma acomodação inicial e garantir o adequado comportamento durante sua vida útil. Schiavon *et al.* (2017) constataram que nenhuma perda de capacidade pós-ciclos foi observada em estacas helicoidais em areia para amplitudes de 0,4 Q_u e 0,68 Q_u , enquanto para amplitudes maiores que 0,68 Q_u a resposta pós-ciclo foi 5% superior à de pré-ciclos. Os autores afirmam que as maiores degradações na capacidade de carga ocorreram para as estacas que apresentaram resposta estável durante os ciclos (deslocamentos menores que 10% do diâmetro da hélice após 1000 ciclos), e propõem, ao contrário do carregamento cíclico proposto por Cerato e Victor (2009), um carregamento monotônico rápido, antes da aplicação da carga de trabalho prevista. Assim objetiva-se reduzir os deslocamentos acumulados pelo carregamento cíclico em estacas helicoidais em solos tropicais residuais, sendo também indicado realizar-se campanha experimental nos sítios de interesse para validar tal proposta.

Clemence e Smithling (1984) mediram a relaxação das tensões horizontais em areia após série de ciclos e verificaram que eram tão maiores quanto mais ciclos realizados, explicando assim a diminuição na capacidade de carga à tração pela movimentação das mesmas durante os ciclos. Quanto ao atrito lateral da haste com o solo, Schiavon (2016) afirma que poucos ciclos com tensões de alta amplitude são suficientes para degradar e atingir o valor residual.

2.1.6. Fatores de influência no comportamento das estacas durante a instalação

Lutenegger (2014) afirma que a qualidade de instalação, bem como a taxa de avanço das estacas helicoidais são fatores determinantes na capacidade de carga da fundação. Denomina a instalação “ideal” como aquela em que ocorre a taxas de avanço de 1 passo/revolução. Porém, o autor citado é incisivo em dizer que, na maioria das vezes, a instalação dificilmente acontece de maneira ideal, pois usualmente os operadores utilizam taxas de rotação muito elevadas e, em conjunto, há a variedade nas condições do solo. Nestes casos críticos, a atuação das hélices é descrita como se estivessem trabalhando parcialmente ou totalmente como um segmento de trado, revolvendo o solo ao invés de promover avanço da estaca.

Nagai *et al.* (2018) demonstraram, por meio de ensaios em câmara de calibração com areia fofa e compacta, que a capacidade de carga à tração das estacas helicoidais pode ser avaliada levando-se em consideração as perturbações nas tensões do solo na região da ponta da estaca durante instalação e carregamento de tração. Verificaram também que o comportamento carga-deslocamento é fortemente dependente das condições de instalação.

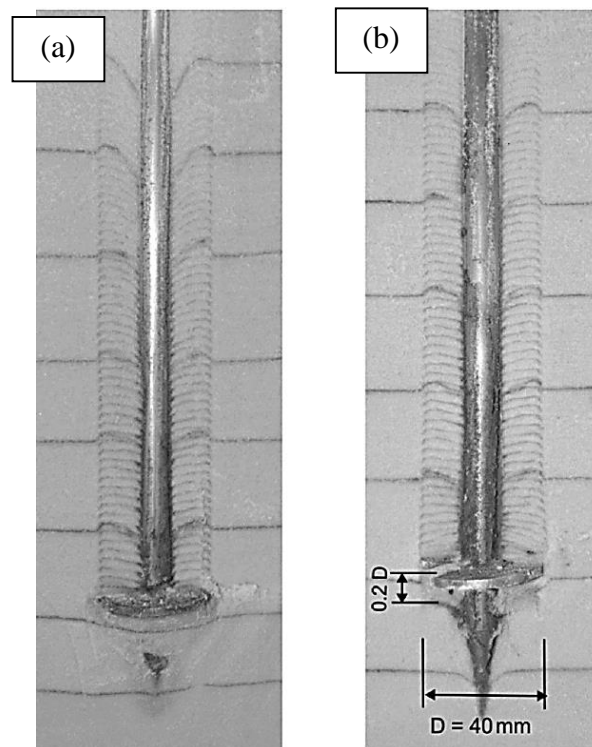
Nagata e Hirata (2005) afirmam que ainda são poucos os estudos acerca da capacidade de carga à tração de estacas helicoidais e que muitos aspectos ligados à resistência não estão esclarecidos. Segundo Tsuha *et al.* (2012), poucos são os trabalhos que abordam a influência do processo de instalação de estacas helicoidais e, quando o fazem, é de maneira pouco profunda. Os autores buscaram quantificar a perturbação causada no solo por meio da análise da resposta à tração em função de fatores como: diâmetro, passo, número e profundidade de hélices, compacidade relativa da areia.

Mitsch e Clemence (1985) afirmam que, em estacas de hélice simples, toda areia no interior do corpo cilíndrico circunscrito pela hélice perde compacidade após a instalação. Por outro lado, a areia externa ao cilindro fica mais compacta. Forma-se, portanto, uma superfície cilíndrica suscetível ao cisalhamento caso haja carregamento de tração. Tsuha *et al.* (2012) assumem que o solo atravessado pela hélice no processo de instalação passa por três fases, na seguinte sequência: (i) o solo arenoso em contato com a ponta da haste é empurrado e deslocado na direção radial; (ii) logo após a penetração da ponta, a hélice penetra no solo e causa deslocamento radial, vertical e torsional das partículas do solo, bem como cisalhamento torsional e vertical; (iii) por último, após a passagem hélice, todo o solo no interior da região cilíndrica se torna menos compacto que no início (“afofado”), fenômeno que pode ser intensificado pela vibração da haste em revolução. A região fora do cilindro de solo perturbado sofre um aumento de tensões, demonstrada por medições de Clemence e Pepe (1984). Ghaly e Hanna (1992) comprovaram que a instalação de estacas helicoidais desenvolve um incremento nas tensões verticais e laterais no solo ao redor do corpo da estaca.

Como consequência, o solo transpassado acima das hélices sofre um decréscimo na rigidez e resistência. Em experimento em centrífuga com modelo de estaca helicoidal instalado em maciço de areia compacta com linhas coloridas a cada 40 mm de profundidade, Mosquera *et al.* (2015) observaram qualitativamente a perturbação do maciço atravessado pela hélice (Figura 25a). A parcela de solo compreendida na zona cilíndrica acima da hélice se movimenta verticalmente para cima e, após a passagem da hélice, “desce” no sentido de ocupar o espaço vazio deixado, assumindo nova configuração de compacidade inferior a inicial. Além desses movimentos, pôde-se observar que a areia próxima à haste é arrastada para baixo e a próxima

à extremidade da hélice deslocada para cima. Ainda, na Figura 25b, após carregamento à tração com deslocamento de $20\%D$, percebe-se que apenas a parcela compreendida no cilindro acima da hélice é solicitada, reforçando o fato de que são as propriedades desta parcela de solo que comandam a resposta da estaca à tração.

Figura 25: Visualização do efeito de instalação de estaca helicoidal em modelo reduzido em centrífuga: (a) após a instalação; (b) após instalação e carregamento à tração

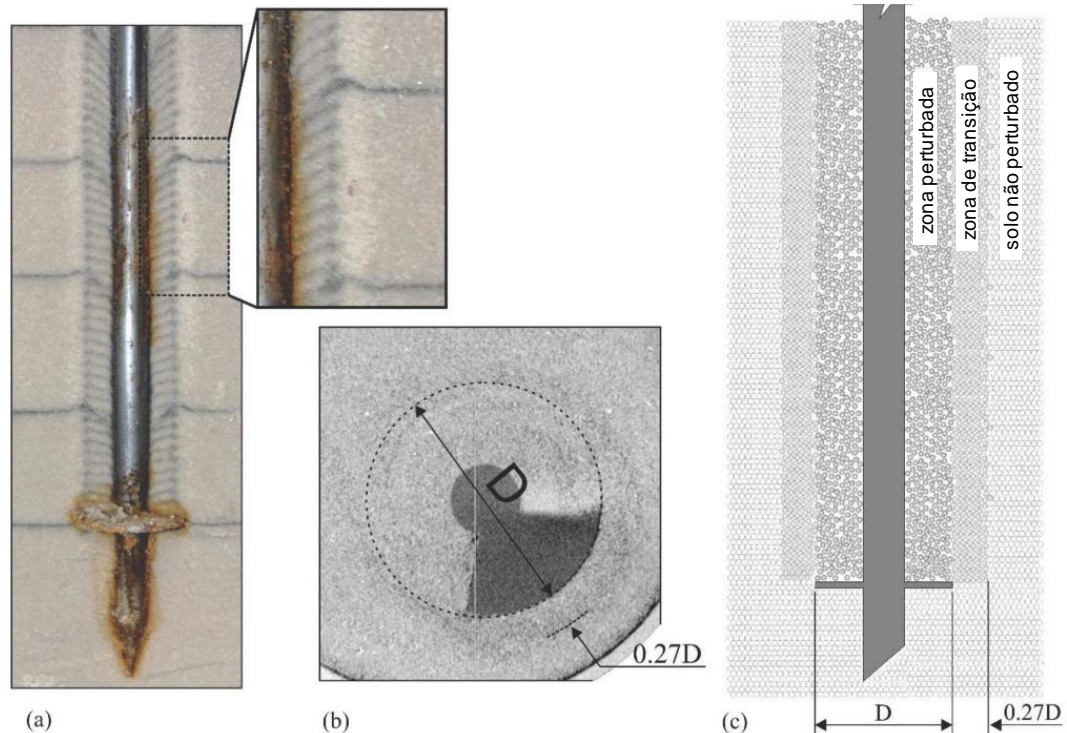


Fonte: Mosquera *et al.* (2015).

A partir de análise de tomografia, Pérez *et al.* (2017) relacionaram a distribuição de tons de cinza escuro com zonas de menor compactidade, e tons mais claros com zonas de maior compactidade. Os autores concluíram que o solo atravessado pelas hélices desloca-se e se rearranja de modo não uniforme e dependente da trajetória realizada pela hélice, experimentando diferentes graus de perturbação. Também, confirmaram os limites da superfície cilíndrica de solo perturbado, sendo circunscrita pelas hélices durante a instalação, quando usada estaca helicoidal de hélice simples.

Ainda por meio da tomografia, Pérez *et al.* (2017) mostraram que não apenas a parcela cilíndrica acima das hélices são alteradas (Figura 26a), mas existe uma faixa de transição de aproximadamente 0,27 vezes o diâmetro da hélice ($0,27D$) que sofre influência da instalação em menor grau (Figura 26b, c).

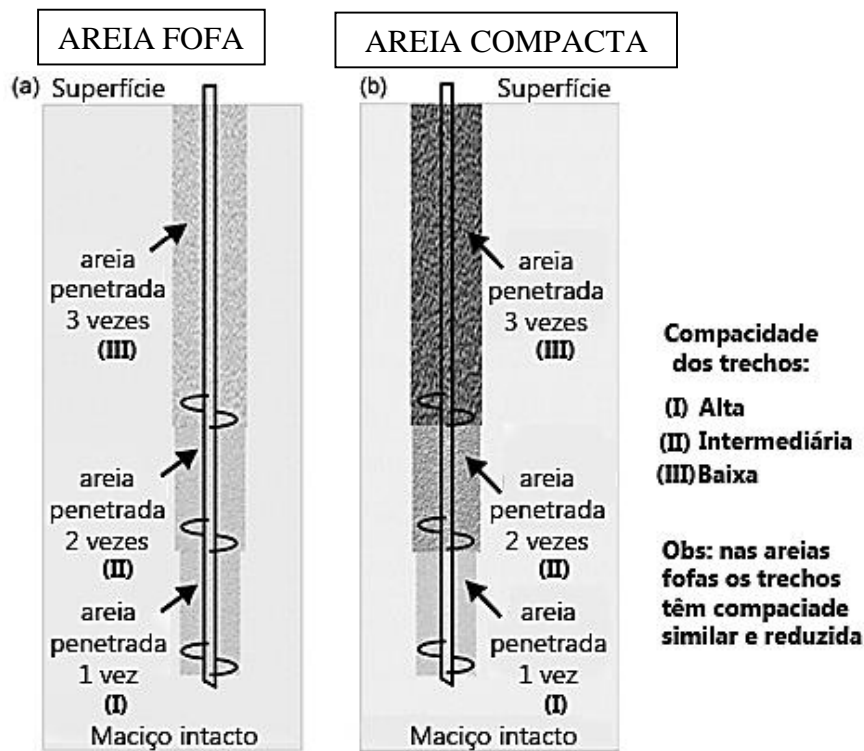
Figura 26: Observações da tomografia: (a) percebe-se uma região externa ao cilindro e adjacente ao solo não perturbado, com menor intensidade de alteração; (b) região escura dentro do cilindro, onde ocorre maior perturbação, com espessura aproximada de $0,27D$; (c) resumo das zonas observadas



Fonte: Pérez *et al.* (2017).

Em estudo anterior, Tsuha *et al.* (2012), propuseram uma hipótese de perturbação do solo interno à região atravessada pelas hélices na instalação da estaca. Em areias compactas, a passagem das hélices reduz a compactidade em grau crescente com o número de hélices, formando três regiões com distintas compactidades (Figura 27b). Por outro lado, para areias menos compactas, acredita-se que a região fique quase totalmente fofa já após a passagem da primeira hélice. A passagem das demais hélices não alteram significativamente os trechos para haver diferença relevante de compactidade entre as três porções, considerando-se uma massa uniforme de mesmas alterações (Figura 27a). Tsuha *et al.* (2012) sugerem que sejam feitos outros estudos a fim de corroborar tal hipótese.

Figura 27: Modelo da influência da passagem das hélices em solos: (a) areia fofa; (b) areia compacta



Fonte: Adaptado de Tsuha *et al.* (2012).

Para Ghaly e Hanna (1991), a instalação em si é um dos principais fatores determinantes na capacidade de carga à tração. Os autores citados afirmam que existem diversos fatores que influenciam o desempenho das estacas helicoidais sob tração, que devem ser levados em conta, como: relação de diâmetros da hélice-haste, capacidade estrutural da hélice, tipo de conexão (rosca, aparafusada, soldada), diâmetro da hélice superior, passo da hélice.

Mosquera *et al.* (2015), bem como Gavin *et al.* (2014), constataram em modelagem numérica que, mesmo se a influência dos efeitos de instalação não é levada em conta para compressão, tem-se resultados satisfatórios aos obtidos em campo. Contudo, para tração, superestima-se a capacidade de carga da estaca. Isso deve-se ao fato de os autores terem levado em conta os valores obtidos por ensaios triaxiais para os parâmetros do solo de resistência e rigidez. Esses parâmetros relacionam-se ao solo *in-situ* não-perturbado, e, portanto, não incorporaram a influência da instalação nas propriedades do solo. Para obter-se bons resultados em análises numéricas, Bagueri e El Naggar (2013) recomendam utilizar o ângulo de atrito residual em areias compactas e o ângulo de atrito inicial em areias fofas.

Para as estacas helicoidais, eficiência é definida como a aproximação do valor estimado ao valor medido real de cada estaca, enquanto que contribuição consiste na razão entre a contribuição da hélice de interesse em força pela força total da soma de todas as hélices. Tsuha

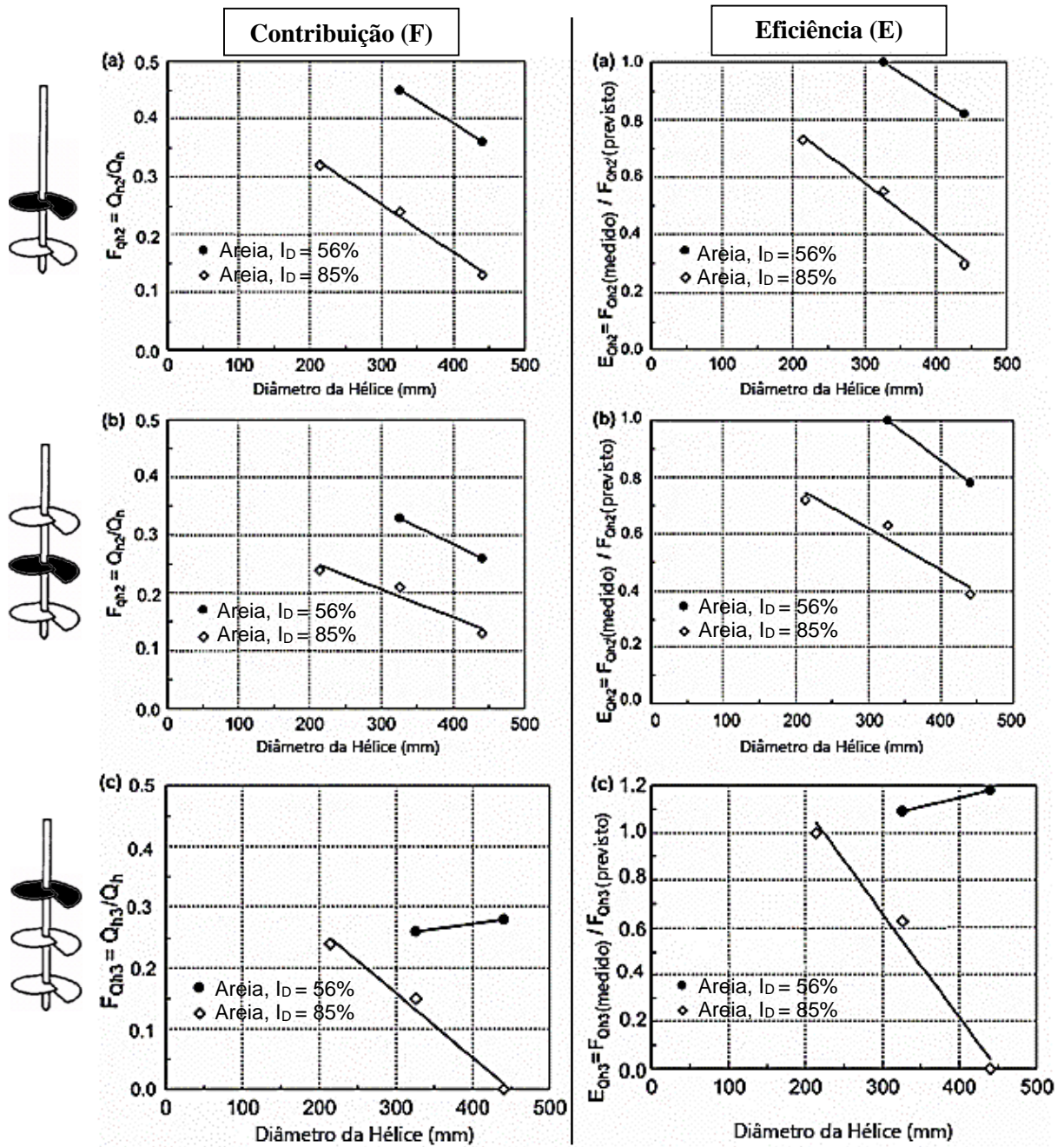
et al. (2012) observaram que, para estacas com duas hélices, a eficiência (F) e contribuição (E) da segunda hélice era linearmente decrescente ao acréscimo do diâmetro da hélice, independente da compactidade da areia (Figura 28a e b); a eficiência e contribuição da segunda hélice é maior quanto menos compacta for a areia (Figura 28a e b). Já em estacas de três hélices, há um rápido decréscimo da eficiência e da contribuição de suporte da terceira hélice para solos mais compactos quanto maior o diâmetro da hélice (Figura 28c). Em solos mais fofos parece haver um pequeno aumento de eficiência e capacidade de suporte, não sendo, portanto, influenciada negativamente pelo aumento de diâmetro neste último caso (Figura 28c). Assim, de modo geral, pode-se dizer que as hélices de maior diâmetro deslocam maiores volumes e causam mais perturbações no solo circundante, o que diminui a tensão horizontal ao redor da estaca em relação às hélices de menor diâmetro. Deve-se perceber que ambos, eficiência e contribuição, têm comportamento semelhantes, seguindo as mesmas tendências nos gráficos.

Radhakrishna (1976) realizou uma série de estudos que atestaram uma maior perturbação dos solos arenosos e argilosos quanto mais hélices a estaca possuía, ou seja, quanto mais vezes é penetrado, menores são as capacidades de carga individuais das hélices.

Além disso, percebe-se que há uma relação entre o número de hélices, seus diâmetros e a resposta carga-deslocamento na Figura 29. Quanto mais compacto o maciço arenoso, maior o diâmetro e maior o número de hélices, maiores capacidades de carga a estaca atinge.

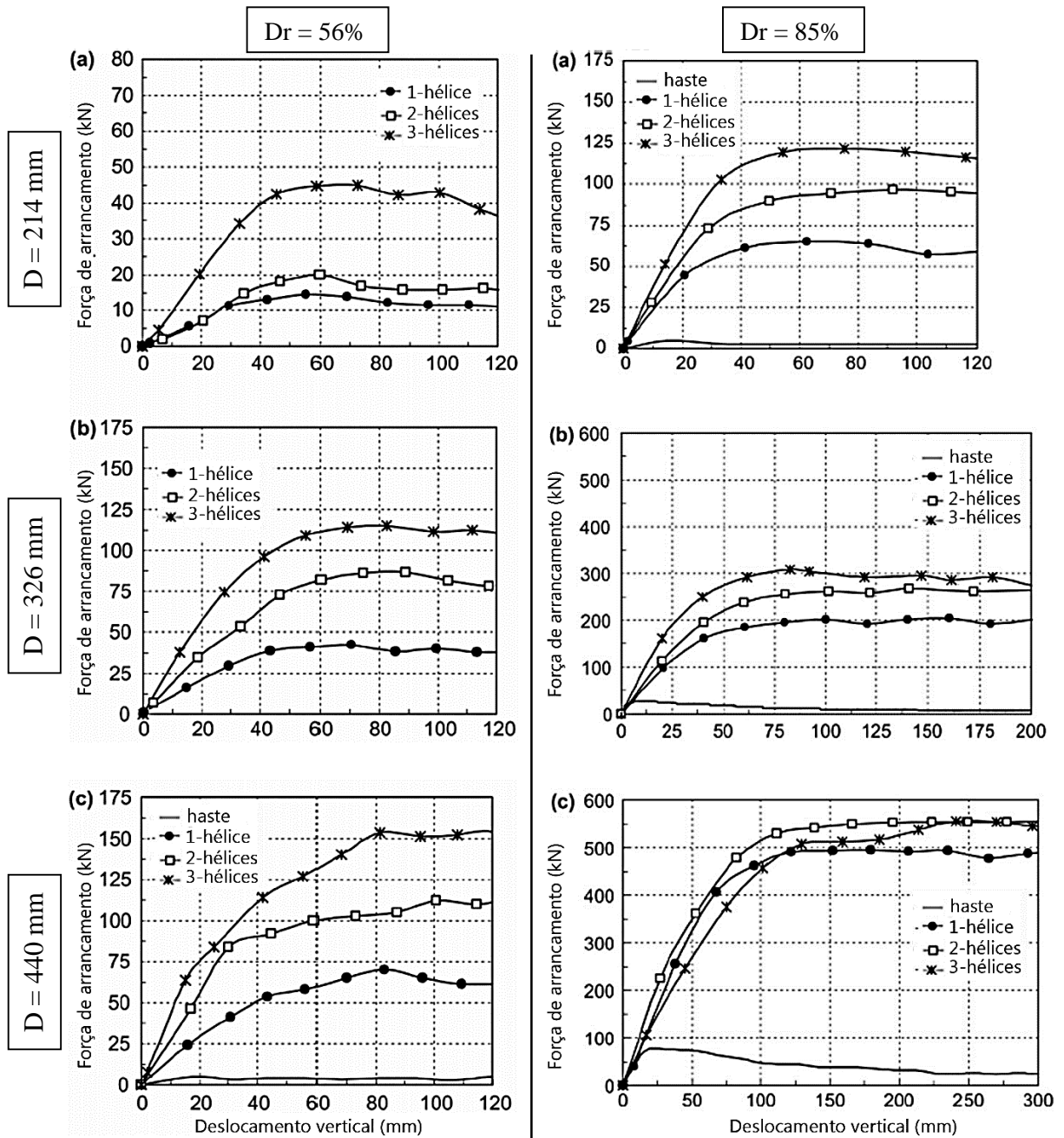
A rigidez inicial durante ensaios de tração são proporcionais ao número de hélices, com diferentes taxas de incremento na rigidez (Figura 30). Em outras palavras, a rigidez aumenta com o aumento no número de hélices e é dependente da compactidade da areia e do diâmetro da hélice. Para uma mesma compactidade, a rigidez cresce em taxas maiores para estacas com diâmetros de hélices superiores. A única exceção do ensaio foi para as estacas com diâmetro de 400 mm, que não apresentaram ganho de rigidez da estaca de duas hélices para a de três. Tal fato foi explicado em função da elevada alteração ocorrida na compactidade do solo acima da última hélice na areia compacta. Os autores reforçam, embasados em Ghaly *et al.* (1991), que a rigidez inicial é função da razão H/D (cota de instalação pelo diâmetro da estaca), sendo, portanto, necessário seguir as mesmas razões utilizadas nos ensaios para se atingir a reprodutibilidade dos resultados.

Figura 28: Contribuição “F” (1º trio a,b,c) e Eficiência “E” (2º trio a,b,c) – (a) da segunda hélice dentre duas hélices; (b) da segunda dentre três hélices; (c) da terceira dentre três hélices



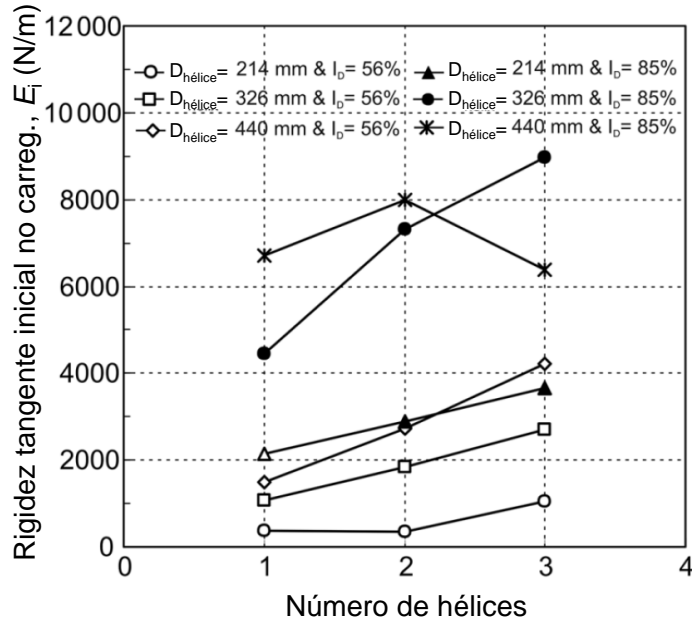
Fonte: Adaptado de Tsuha *et al.* (2012).

Figura 29: Resposta força-deslocamento em areia com $D_r = 56\%$ (1º trio) e $D_r = 85\%$ (2º trio): (a) $D = 214$ mm, (b) $D = 326$ mm, (c) $D = 440$ mm



Fonte: Adaptado de Tsuha *et al.* (2012).

Figura 30: Comportamento da rigidez tangente inicial (E_i) em relação ao diâmetro, número de hélices e compactidade relativa da areia.



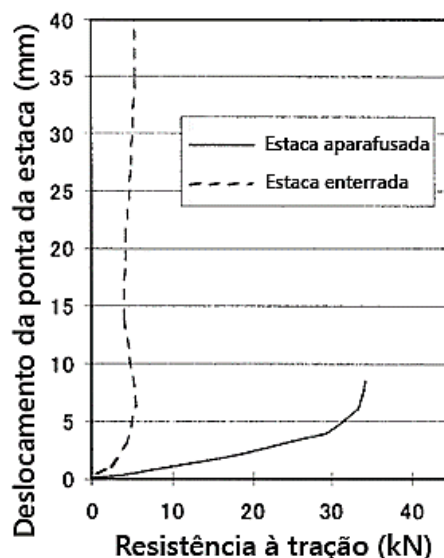
Fonte: Adaptado de Tsuha *et al.* (2012).

Adams e Klym (1972) consideram que a atuação independente das hélices ocorre quando estão espaçadas entre si por pelo menos duas vezes o seu diâmetro. Clemence *et al.* (1994), no entanto, recomenda o uso de pelo menos três vezes o valor do menor diâmetro. Tsuha *et al.* (2012) realizaram os ensaios utilizando o valor constante de três vezes o diâmetro.

Quando uma estaca helicoidal de N hélices possui espaçamento igual ou maior a três diâmetros entre as hélices, comporta-se como a soma de N hélices isoladas, levando-se em conta o fator de capacidade de carga N_q (Clemence *et al.*, 1994). É importante salientar que estudos de Ghaly e Hanna (1992) demonstraram que o aumento da perturbação do solo circundante no sentido de aumentar a tensão lateral e vertical durante a instalação dá-se em estacas helicoidais para relações passo/diâmetro mais elevadas. No estudo citado, de Tsuha *et al.* (2012), foram utilizadas razões de 0,18, 0,21 e 0,30.

É possível também observar a influência da instalação, através da comparação feita entre a capacidade de carga à tração de uma estaca helicoidal enterrada e outra “aparafusada” pelo processo normal (NAGATA; HIRATA, 2005). Observa-se, na Figura 31, a maior capacidade da estaca instalada pelo processo normal de aparafusamento.

Figura 31: Comparação de capacidade de carga entre estaca helicoidal aparafusada normalmente e enterrada



Fonte: Adaptado de Nagata e Hirata (2005).

A partir de ensaios em centrífuga com modelos reduzidos de estacas multi-hélices em várias profundidades e espaçamentos, Hao *et al.* (2019) eliminaram os efeitos da influência da instalação por meio do artifício de pré-instalação dos modelos antes da reconstituição do maciço por chuva de areia.

Os autores constataram que estacas multi-hélices só apresentam valores superiores de capacidade de carga (em relação a estacas simples e com a mesma profundidade para as hélices de extremidade) quando a hélice na extremidade inferior da estaca multi estava em cotas que superavam a profundidade crítica do solo $(H/D)_{cr}$ (razão entre a profundidade da hélice pelo diâmetro da estaca). Quando isso acontecia, como a superfície de ruptura gerada pela hélice na extremidade inferior, em condições de ancoragem profunda, se limita a um trecho pequeno acima de si, as demais hélices, em condição rasa, promovem a continuidade da superfície de ruptura até a superfície do solo, colaborando com a interação da estaca e o solo. A superfície de ruptura não se estenderia até o topo do solo caso não houvessem essas outras hélices em condição rasa na estaca multi em questão. Por outro lado, quando se tem uma estaca multi-hélice com todas as hélices acima da profundidade crítica, apenas a hélice da extremidade inferior desenvolve a superfície de ruptura até a superfície do solo. As demais hélices não desenvolvem participação considerável, estando sem função estrutural. Neste último caso obteriam-se valores de capacidade de carga equivalentes para uma estaca simples e uma multi em mesma profundidade para a hélice inferior. Em outras palavras, as hélices adicionais das estacas multi hélices devem estar fora da região de mobilização do mecanismo de ruptura da

hélice mais profunda para oferecerem algum acréscimo na capacidade de carga. No estudo de Hao *et al.* (2019), a profundidade crítica para areia compacta foi encontrada ao $H/D = 9$, quando N_q tornava-se constante, concedendo indício deste fato. Bradshaw *et al.* (2019) também afirmaram que as profundidades críticas em areia variam principalmente entre 4 a 9 na relação H/D , dependendo da compactidade do solo.

Embora Hao *et al.* (2019) tenham obtido resultados interessantes, os próprios autores declaram a complexidade em se relacionar a participação das demais hélices em relação a mais inferior. Deixam claro que a dependência está vinculada ao espaçamento entre as hélices e a profundidade de embutimento. De acordo com A. B. Chance Co. (2002), os valores relatados por pesquisadores para se atingir a profundidade crítica para as diversas compactidades variam de 3 a 8, sendo que a empresa indica a utilização do valor de 5 em projetos.

Além disso, Hao *et al.* (2019) observaram que estaca multi-hélices e simples se comportam de forma semelhante quanto à rigidez quando estão em profundidades inferiores à crítica. Porém quando em profundidades maiores, as multi-hélice desenvolvem rigidez maior. Hao *et al.* (2019) ainda relata que os efeitos de instalação podem não ser os únicos fatores responsáveis pela menor eficiência da capacidade de carga de hélices superiores, uma vez que as estacas pré-instaladas também apresentaram decréscimo na capacidade. Reforça que a influência de instalação é mais proeminente em ancoragens profundas, em condições em que as hélices comportam-se individualmente (sem formação de superfície de cisalhamento cilíndrica).

Tsuha *et al.* (2012) chegaram à conclusão de que a instalação de estacas de mais de uma hélice afeta principalmente solos arenosos de maior compactidade, com mais intensidade quanto maior o diâmetro. Provou-se tal fato pela perda de eficiência e contribuição das hélices em comparação a solos mais fofos. Demonstrou-se que uma estaca com três hélices formaria três trechos de solo com diferentes compactidades, decrescentes no sentido ascendente, sendo o mais compacto logo acima da primeira hélice e o menos acima da terceira (Figura 27).

2.2. Comportamento mecânico das areias

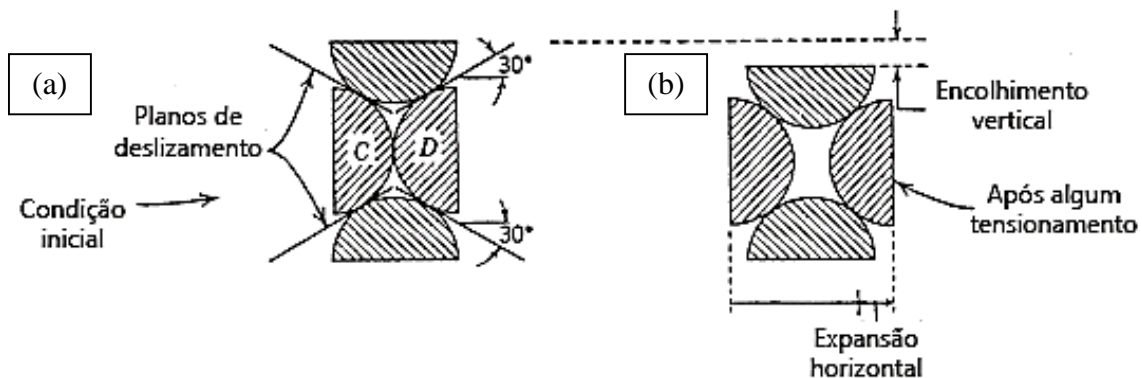
Em tratando-se de areia o material usado nos ensaios em câmara de calibração, é indispensável se estudar o seu comportamento e a influência de suas propriedades na relação de interação com a estaca frente às solicitações de instalação e carregamento.

Sabe-se que a nomenclatura e classificação de um solo é dado pelas características *in natura* (propriedades índice) do material, como por exemplo mineralogia, *fabric* e índice de

vazios. Enquanto que o comportamento frente a solicitações, que é o alvo do estudo e aplicação dos engenheiros, é dado pelo estado físico particular no qual aquele solo se encontra (VARGAS, 1982).

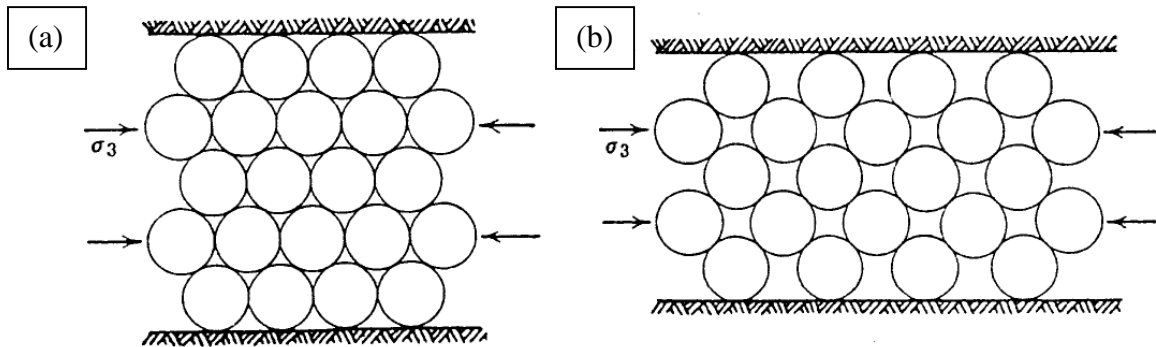
Lambe e Whitman (1969) indicam a existência de dois mecanismos de contribuição, raramente independentes, para deformação do solo sob tensão e, conseqüentemente, para o cisalhamento na interface de ruptura. São eles a deformação com ou sem esmagamento individual das partículas (Figura 32) e a movimentação relativa entre partículas por meio do escorregamento e rolamento (Figura 33). As principais deformações em grande intensidade em solos ocorrem por causa da movimentação entre partículas. Porém, tais deformações não existiriam caso não houvesse distorção individual. Quando existem pequenas tensões, as partículas se deformam elasticamente, de maneira individual, até atingir um nível crítico em que começam a deslizar uma sobre as outras. Esse nível crítico para deslize é tão maior quanto mais elevada for a tensão de confinamento inicial e menor o índice de vazios. No entanto, em geral, necessita-se menos de 1 psi (6,9 kPa) de tensão cisalhante para se atingir o nível crítico de tensão para deslizamento nos solos. Assim, segundo Taylor (1948), em estudo da movimentação relativa das partículas, três são os componentes relativos à resistência ao cisalhamento: atrito pelo deslizamento, atrito pelo rolamento e intertravamento (ou entrosamento - *interlocking*). Nos solos granulares, as duas primeiras parcelas ficam evidentes quando o maciço apresenta maiores resistências ao cisalhamento ao elevar-se as tensões normais. Já o efeito do intertravamento reflete em maior resistência ao cisalhamento quanto menor o índice de vazios e quanto mais dilatante for o solo (Figura 34).

Figura 32: Distorção individual das partículas: (a) condição inicial; (b) condição após aplicação de esforço, com aumento de vazios na estrutura



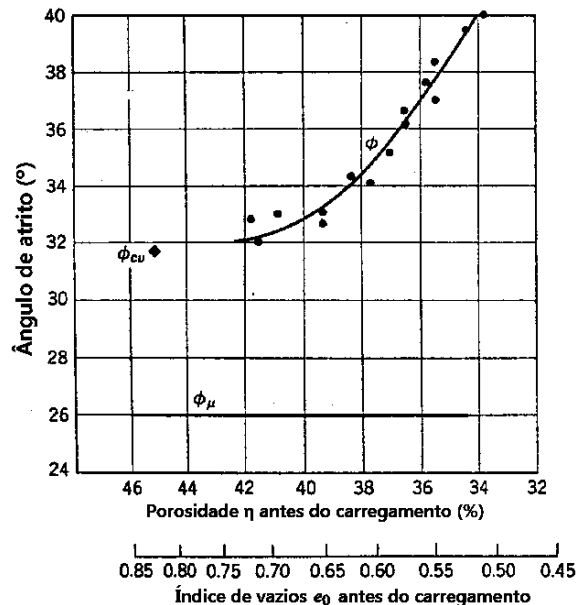
Fonte: Adaptado de Lambe e Whitman (1969).

Figura 33: Mudança de um estado: (a) de alta densidade; (b) para outro intermediário após atuação de tensões em areia densa



Fonte: Adaptado de Lambe e Whitman (1969).

Figura 34: Relação entre o ângulo de atrito e índice de vazios



Fonte: Adaptado de Rowe (1962).

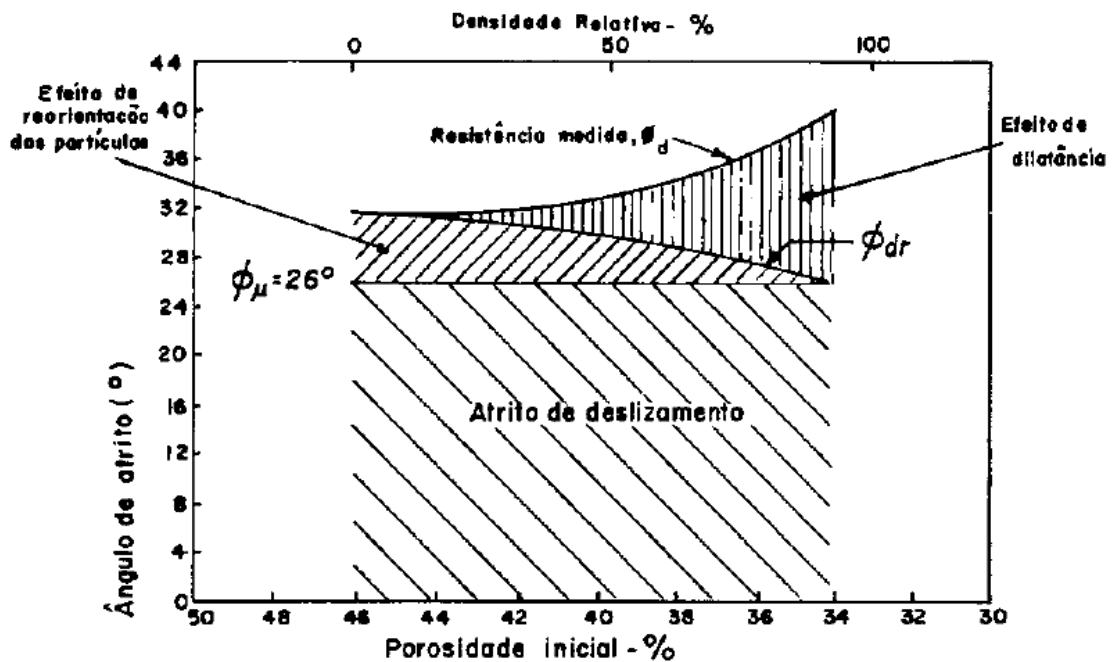
Segundo Lambe e Whitman (1969) o processo de transferência de tensões se dá pelo contato dos grãos, e conforme tensões são aplicadas, os grãos se rearranjam de forma que para cada estado de tensões há uma distribuição específica das tensões entre os grãos, podendo ser mais ou menos favoráveis ao carregamento. Este sistema de encaixes nos contatos, que geram entrosamento entre as partículas, originou a teoria do intertravamento (*interlocking*) por Taylor (1948). Lambe e Whitman (1969) afirmam que quanto maior for o grau de intertravamento, maior a capacidade de resistir a esforços de cisalhamento. Para haver superfície de cisalhamento de ruptura entre os grãos, é necessário que sejam superados não apenas a resistência entre mineral-mineral, mas também que partículas sejam movidas umas sobre as outras (Figura 33). Os autores afirmam que o deslizamento de partículas é encontrado em qualquer nível de tensão

e que o esmagamento e fraturamento começam desde os menores estados de tensão, porém este último se torna mais expressivos apenas em altos níveis de tensão (≥ 500 psi ou 3,45 MPa).

De forma geral, quase todos os problemas da engenharia se enquadram na situação de pequenas tensões, onde a ruptura individual das partículas não é acentuada e o movimento relativo é a componente que rege o comportamento tensão-deformação. Oliveira Filho (1987) afirma que nas atividades corriqueiras da engenharia civil os valores de tensão dificilmente ultrapassam 700 kPa, sendo que neste nível a composição mineralógica tem pouca influência no desempenho de solos granulares sedimentares. Os devidos cuidados devem ser dados para obras de bombeamento de grandes volumes de óleo ou água e grandes barragens de terra, quando as tensões podem se tornar excessivamente elevadas podendo quebrar os grãos ou grumos do solo, alterando-os granulometricamente. Solos cujos grãos são pouco resistentes, como por exemplo arenosos calcários, ou de origem feldspática tendem a apresentar perda de resistência ao cisalhamento quanto maior forem as tensões confinantes (LAMBE; WHITMAN, 1969).

Sendo assim, a obtenção da resistência de um solo granular e seu estado de compactação por meio de sua curva tensão-deformação deve estar sempre associada a uma resistência de confinamento correspondente. Caso contrário seu comportamento não será bem descrito pois em cada nível agem diferentes mecanismos com variadas intensidades (LADE, 1972). Rowe (1962) já preconizava que as envoltórias de resistência do solo são específicas para cada estado de compactação, e que a dilatância atua mais intensamente em amostras mais compactas, conforme ilustrado na Figura 35. Lambe e Whitman (1969) recomendam que para amplas faixas de tensão a envoltória da resistência de ruptura não deve adquirir caráter geométrico de uma reta, e sim envoltórias curvas ou segmentos de reta, sendo que caso fosse, muitos desvios de valores seriam propagados. Em ensaios triaxiais de areia em que se adotam critérios de ruptura Mohr-Coulomb os desvios não são tão graves, chegando, em geral, a no máximo 5°. O agente principal desses desvios seria a dilatância, que atua em níveis diferentes dependendo da tensão confinante.

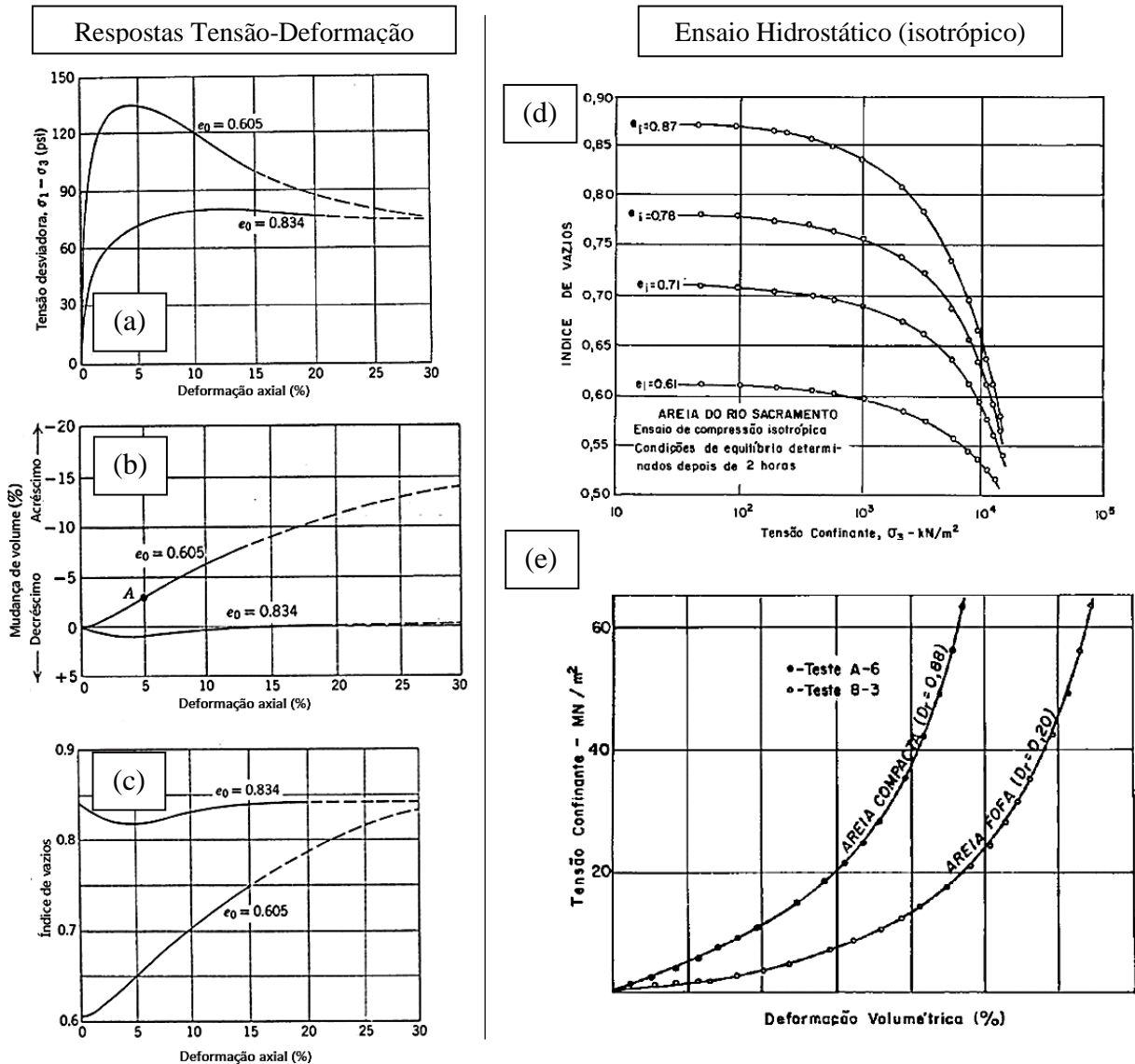
Figura 35: Componentes de resistência ao cisalhamento em solos arenosos



Fonte: Adaptado de Rowe (1962).

É importante salientar que toda essa remodelação da matriz do solo durante as tensões está intimamente ligada à dilatação. Quando um solo granular compacto está sob tensão, atinge um pronunciado pico de resistência, daí então passa a assumir valores sensivelmente menores de resistência até uma tendência assintótica horizontal (estabiliza-se com o aumento de deformações) (Figura 36a), em decorrência da menor compactidade que é adquirida, acompanhada de aumento de vazios e volume total (dilatação) (Figura 36b, c). A queda da resistência pós-pico em solos compactos, até chegar na estabilização das tensões (estado crítico), é explicada por Lambe e Whitman (1969) pela estabilização da dilatação, a qual ocasiona decréscimo da componente de intertravamento. A partir desse estágio, as partículas deslizam e rolam umas sobre as outras sem ocorrer variação de volume. Uma vez atingida esta tendência assintótica no comportamento tensão-deformação, o valor do ângulo de atrito da amostra é denominado ângulo de atrito de cisalhamento no estado crítico (ϕ_{cv}), mantendo-se praticamente constante para quaisquer incrementos de deformação, sem que haja alterações de volume (LAMBE; WHITMAN, 1969). A composição do ângulo de atrito no estado crítico se dá pela combinação de efeitos entre a parcela do atrito entre as partículas (ϕ_{μ}) e a parcela de intertravamento (*interlocking*) remanescente, podendo este ângulo e seu índice de vazios correlato (e_{cv}) serem considerados valores característicos do material (LAMBE; WHITMAN, 1969).

Figura 36: (a), (b), (c) Resposta tensão-deformação para areia compacta ($e_0 = 0,605$) e fofa ($e_0 = 0,834$); Ensaio hidrostático (isotrópico) para areias com diferentes compacidades iniciais; (d) variação do índice de vazios para alteração da tensão de confinamento; (e) evolução da deformação volumétrica para variação de tensão confinante



Fonte: Adaptado de Lambe e Whitman (1969).

Em outras palavras, Roscoe (1970) sugere que um solo em zona de ruptura de cisalhamento irá sofrer dilatância em seu grau máximo até atingir o estado crítico no qual deformações cisalhantes podem acontecer sem haver variação de volume (Figura 36b). Casagrande (1936) diz que o solo atingiu este estado crítico quando obtém a massa específica crítica (e seu índice de vazios crítico correspondente - Figura 36c), passando a sofrer contínuas deformações, mantendo, porém, a mesma resistência ao cisalhamento (Figura 36a).

Analisando a Figura 36, pode-se observar que o comportamento de solos granulares fofos é de contração de volume quando carregados. Há primeiro uma pequena redução no

volume, para então retornar aproximadamente ao volume inicial, estabilizando-se após grandes deformações (Figura 36b). Diferentemente dos compactos, não há pico de tensão desviadora, e apresenta pouca ou nenhuma perda de resistência ao cisalhamento (Figura 36a) após a ruptura. No estado crítico o intertravamento das partículas atinge um nível em que a deformação cisalhante ainda ocorre, porém sem mudança de volume (Figura 36a, b). (LAMBE; WHITMAN, 1969).

Motivados por essas variações no ângulo de resistência ao cisalhamento, Lambe e Whitman (1969) apresentam uma tabela para direcionar os profissionais da engenharia a qual ângulo de atrito considerar para alguns casos corriqueiros (reproduzida na Tabela 2).

Tabela 2: Direcionamento de utilização de ângulos de atrito

Problema	Ângulo de atrito	Fatores dependentes
Resistência interna de areia a pequenas deformações	Ângulo de atrito de pico	Composição do solo; índice de vazios inicial; tensão confinante inicial
Resistência interna de areia a grandes deformações	Ângulo de atrito último	Composição do solo; índice de vazios na condição última
Deslizamento de areia sobre uma superfície lisa	Ângulo de atrito no contato grão a grão	Natureza do mineral do solo e superfície
Deslizamento de areia sobre uma superfície rugosa	Ângulo de atrito último	Composição do solo; índice de vazios na condição última

Fonte: Lambe e Whitman (1969).

Algumas propriedades índices das partículas podem também influenciar no desempenho do material granular. De forma geral, quanto mais compacto o solo for, maior será a resistência ao cisalhamento (ângulo de resistência ao cisalhamento drenado) e, também, maior será o módulo de deformação do solo (maiores relações entre tensão desviadora e deformações verticais), deformando-se menos axialmente na ruptura (Figura 36b, c, e). Em outras palavras, quanto menor o índice de vazios, maior as tensões desviadoras atingidas (Figura 36a). Logo, maior a resistência ao cisalhamento drenada, expressa pelos ângulos de atrito superiores. Tem-se também a clareza de que areias mais grossas têm, em relação às areias finas, ângulos de atrito maiores pela sua compacidade relativa superior, e por estarem, em geral, mais bem graduadas. Este ângulo de atrito superior também ocorre nos maciços de granulometria bem distribuída, por causa do maior entrosamento das partículas (LAMBE; WHITMAN, 1969; PINTO, 1966).

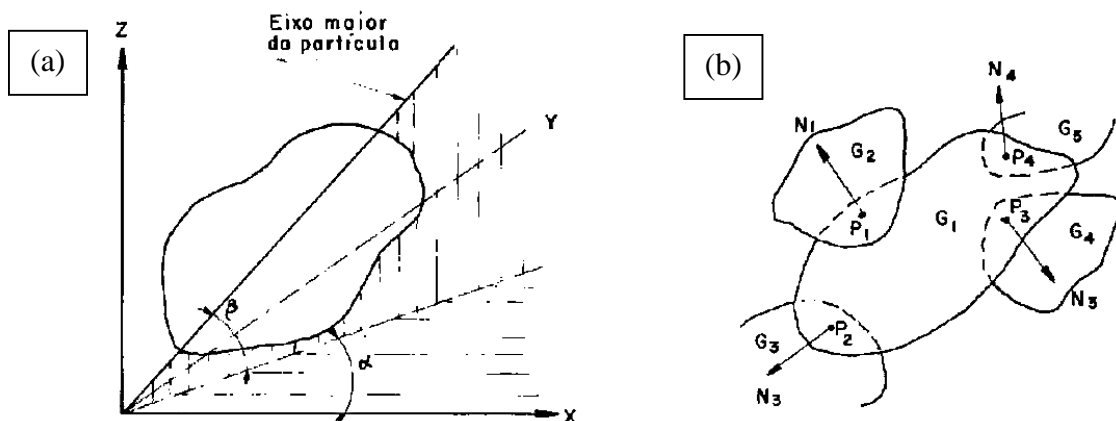
Zhang e Kong (2006) perceberam o efeito da compacidade da areia em seus ensaios de estaca modelo instrumentada em centrífuga para areia fofa e compacta. A resistência média no atrito lateral da haste durante a torção na areia densa atingiu valor levemente maior que o atrito

apresentado por carregamento axial, ocorrendo o oposto na areia fofa. Como os valores do atrito para carregamento axial e torcional são muito próximos, a estimativa da capacidade de carga de uma estaca helicoidal, medida pelo torque de instalação na tese de Tsuha (2007), foi corroborada.

É importante perceber que para areias, tanto no estado fofo quanto no compacto, após o pico de ruptura de cisalhamento, há convergência para um mesmo índice de vazios (índice de vazios crítico - CASAGRANDE, 1936), conforme ilustrado na Figura 36a, c, d. Segundo Oliveira filho (1987), são três os aspectos referentes a forma dos grãos: esfericidade, arredondamento e rugosidade da superfície. Partículas esféricas e arredondadas possuem ângulos de atrito sensivelmente menores que areia de grãos angulares. Fundamentalmente quanto mais irregulares os grãos, melhor o entrosamento (PINTO, 2006).

Outra informação importante sobre a areia utilizada é a respeito de seu “*fabric*”. Este termo corresponde ao arranjo dos grãos de um maciço em seus vazios. A caracterização do *fabric* de uma estrutura se desdobra em outros dois conceitos: *orientation fabric*, que corresponde à disposição preferencial (arranjo) das partículas tridimensionalmente (plano de deposição ou acamamento) (Figura 37a); *packing*, que compreende a geometria do posicionamento do grupo de partículas (Figura 37b). O *fabric* é resultado da forma das partículas e do modo de deposição em sua gênese (ODA, 1980).

Figura 37: *Fabric* de uma partícula: (a) *orientation fabric*; (b) *packing*



Fonte: Adaptado de Oda (1980).

Segundo Oda (1972), os dois principais fatores que influenciam nos resultados de ensaios são a história de tensões e o *fabric* das partículas, sendo que para partículas angulares e alongadas, o preparo pode oferecer maior interferência em solicitações de pequenas

deformações. Quando o substrato se aproxima da fase de ruptura, o histórico de tensões deixa de exercer influência, uma vez que tais magnitudes de tensões nunca foram atingidas.

Em relação ao processo de formação das areias na natureza são, em geral, formadas por processos sedimentares no qual a desagregação física se sobrepõe sobre a química. Neste contexto, a técnica da chuva de areia em ensaios físicos, além de viável economicamente, assemelha-se muito ao processo de deposição dos grãos sedimentares na natureza, sendo desta forma o modelo de reconstituição de maciços mais próximo ao *in-situ*.

- *Comportamento mecânico das interfaces estaca-areia*

Segundo Uesugi e Kishida (1986), os principais fatores que influenciam o ângulo de pico entre a superfície de contato entre aço e areia são a rugosidade da interface, a forma do grão e a dimensão média do grão (d_{50}). Quanto mais arredondado o grão é, e menor a rugosidade da superfície metálica, menor o atrito na interface.

Tsuha (2007) notou que, embora o aço sem soldas possuísse menor média de amplitude máxima de rugosidade, o aço soldado apresentou maior resistência de atrito nos ensaios de cisalhamento direto de interface (Tabela 3). A conclusão a que se chegou foi de que os grãos de areia penetraram com mais facilidade no material da solda devido sua menor dureza, elevando o nível de atrito.

Tabela 3: Características em relação ao tipo de material aço e chapa soldada: (a) rugosidade; (b) ângulo de atrito residual

Tipo de interface	Ângulo de atrito residual na interface (δ_r)		Rugosidade máxima R_{max} (μm)
	Areia do container 1 ($\gamma = 15,46 \text{ kN/m}^3$)	Areia do container 2 ($\gamma = 16,30 \text{ kN/m}^3$)	
Aço	10,4°	14,0°	8,7
Chapa soldada	10,8°	16,2°	4,7
Valor médio	10,6°	15,1°	-

Fonte: Adaptado de Tsuha (2007).

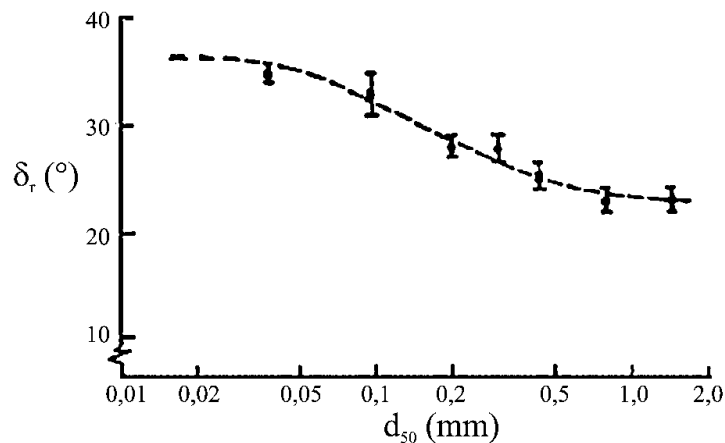
Em relação ao ângulo de interface residual (δ_r), Tsuha (2007) observou que o d_{50} e a compactidade relativa da areia não exerceram influência tão significativa para os níveis de rugosidade utilizados ($R_{max} = 22,3 \mu\text{m}$), prevalecendo o efeito da própria rugosidade do aço, como pode ser visto na Tabela 4. Tais resultados para o ângulo de atrito residual são limitados para este nível de rugosidade. Jardine *et al.* (1992) demonstrou a tendência de decréscimo de δ_r com o aumento do diâmetro das partículas de areia para rugosidades máximas de $10 \mu\text{m}$ (Figura 38).

Tabela 4: Correlação entre ângulo de atrito residual (δ_r) para diferentes d_{50} e compactidade relativa (D_r)

Areia	d_{50} (mm)	D_r (%)	δ_r (°)
Areia 1	0,13	25	18,8
		55	19,8
		85	20,7
Areia 2	0,29	25	19,0
		55	21,9
		85	22,9
Areia 3	0,52	25	15,9
		55	19,0
		85	20,6
Valor médio			19,8
Desvio padrão			2,0
Coeficiente de variação			10%

Fonte: Tsuha (2007).

Figura 38: Influência do d_{50} da areia para o ângulo de atrito residual em superfície de aço com 10 μm de rugosidade



Fonte: Adaptado de Jardine *et al.* (1992).

2.3. Modelagem Física

A modelagem física desempenha um papel fundamental no desenvolvimento da Geotecnia, sendo um dos meios de análise e coleta de dados de comportamento das fundações. Normalmente é conduzida com o objetivo de validar hipóteses teóricas ou empíricas (WOOD, 2004). Os recursos do problema real de engenharia a ser analisado (protótipo) são reproduzidos (modelo) e testados para estudar o comportamento do protótipo. O termo "modelagem física" é habitualmente associado à execução de ensaios físicos de sistemas geotécnicos complexos, nos quais são usados materiais geotécnicos reais (FIORAVANTE; GIRETTI, 2009). A maioria dos modelos físicos é construída em uma escala muito menor do que o protótipo. Isso porque é desejável obter informações sobre os padrões esperados de resposta com mais rapidez. Além

disso, é possível obter informações com maior controle dos detalhes do modelo do que não seria possível com modelos de real grandeza, inclusive até atingir a condição de ruptura (FIORAVANTE; GIRETTI, 2009). A questão-chave, no entanto, é estabelecer a validade dos modelos e assegurar que a extrapolação das observações feitas em pequena escala represente adequadamente o protótipo (leis de similitude).

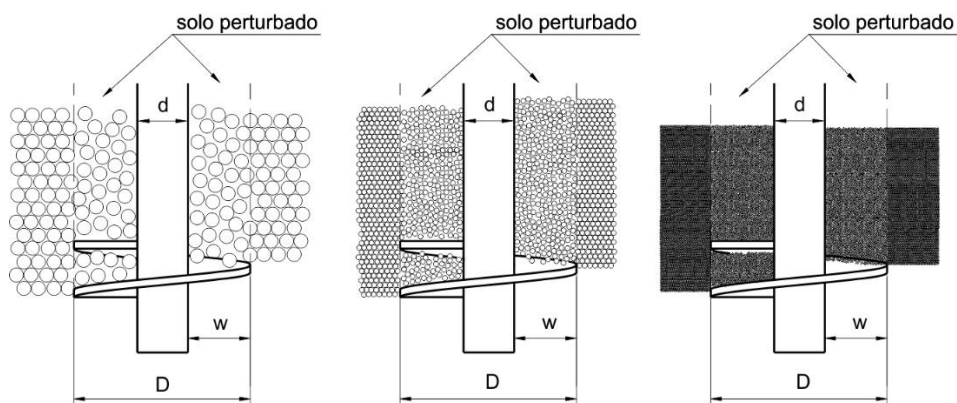
- *Efeito escala*

Sabe-se que a redução de escala em modelos pode induzir o fenômeno denominado “efeito escala”, em relação ao tamanho dos grãos (BALACHOWSKI, 2006). Segundo Klinkvort *et al.* (2013), quanto menor a escala utilizada, maior a influência no comportamento do sistema e, conseqüentemente, na capacidade do modelo, sendo que propriedades como a dilatância, rugosidade, e esmagamento de grãos são os que mais determinam o grau de influência do efeito escala. Foray *et al.* (1998) constataram que, quando se trata de modelos de estacas, não se deve utilizar diâmetros menores que 200 vezes o tamanho médio da partícula de solo do modelo (d_{50}) a fim de evitar efeito de escala na resistência lateral do fuste de estacas. Para König (1998), o efeito escala dos grãos não são relevantes para estacas com superfície de elevada aspereza e de relação d/d_{50} maior que 100.

Yamaguchi *et al.* (1977) constatou pouca influência no fator de capacidade de carga e na resposta a carregamentos em fundações rasas com relação entre o diâmetro da fundação e o diâmetro médio do solo igual a 36. Schiavon (2016), afirma que a utilização de modelos para estacas helicoidais em areia produz simulações confiáveis da interação estaca-solo livres do efeito escala, desde que seguidas algumas diretrizes de relações entre os tamanhos dos grãos e a do modelo.

Schiavon (2016) afirma que o efeito escala em modelos reduzidos pode ser dividido em dois mecanismos simultâneos: o efeito escala na resistência de atrito da haste e o na resistência das hélices, sendo que o último exige maior atenção, pois é a parcela de resistência que representa maior participação na maioria dos casos. Em seu estudo, o autor citado não considera uma boa análise a relação entre o raio da hélice ao tamanho do grão, propondo que deva-se utilizar uma “nova” variável, denominada raio efetivo da hélice (w), conforme ilustrado na Figura 39. Através de estudos de modelos de estacas helicoidais em areia em centrífuga, Schiavon demonstrou que nenhum efeito de escala foi encontrado para modelos com razão do raio efetivo da hélice e o tamanho médio dos grãos de 58. Realça que para cada sistema um valor mínimo de w/d_{50} deve ser definido para se contornar este fenômeno em modelos reduzidos.

Figura 39: Representação do raio efetivo da hélice e a necessidade de se encontrar valores mínimos de w/d_{50}



Fonte: Adaptado de Schiavon (2016).

- *Reconstituição dos maciços*

Os dois principais métodos de reconstrução dos maciços com o intuito de simular a compactidade do estado *in natura* são vibração e chuva de areia (pluviação). Este último possibilita uma maior uniformidade amostral, uma vez que consiste em um procedimento padronizado e que independe da interferência fatores humanos (MULILIS *et al.*, 1977). Jacobsen (1976) afirma que a chuva de areia é capaz de produzir 1 metro de espessura de amostras homogêneas com desvios inferiores à 1% em compactidade relativa. Estudos demonstram que tanto a pluviação no ar quanto vibrações dispõem os grãos de forma randômica (aleatória), com exceção de vibrações prolongadas que fazem com que as partículas apresentem um alinhamento preferencial em 40° com a horizontal (ODA, 1972). Em relação à compressibilidade para baixas tensões, foi verificado que a pluviação apresenta maiores deslocamentos em relação à vibração. Isto justifica-se pelo fato de que na vibração são impostos esforços iniciais que tornam o maciço arranjado de forma a estar “preparado” para receber e resistir a esforços de mesma natureza, enquanto a pluviação foi somente sujeito à gravidade (MAHMOOD *et al.*, 1976).

Alguns estudos indicam que os principais fatores que influenciam na configuração final das partículas, utilizando-se a pluviação, são a altura de queda, a vazão, a uniformidade e granulometria da amostra. Miura e Toki (1982) não notaram grandes diferenças na quantidade de vazios da areia para alturas entre 30 a 70 cm, embora para alturas elevadas houvesse menor compactação. Taxas muito elevadas de vazão podem ocasionar aprisionamento de massa de ar, as quais podem desenvolver correntes de fuga ascendentes reduzindo a energia de impacto das partículas e removendo parcela de finos. Quanto a desuniformidade, para índices de coeficiente de não uniformidade superiores a 5, Oliveira Filho (1987) desaconselha a utilização da chuva

de areia por ocasionar segregação, bem como Vaid e Negusse (1984), que mencionam que também ocorre para massas com elevadas concentrações de finos, devido à sua menor velocidade de deposição em relação aos mais graúdos.

Usualmente a chuva de areia é utilizada em ensaios físicos em câmaras centrífugas ou câmaras de calibração. Modelos físicos de fundações em estacas testados em câmara de calibração podem levar sensores de força ao longo do comprimento da estaca. Sensores de pressão também podem ser posicionados em diversos pontos e posições no interior do solo, para que sejam medidas tensões verticais, horizontais ou radiais.

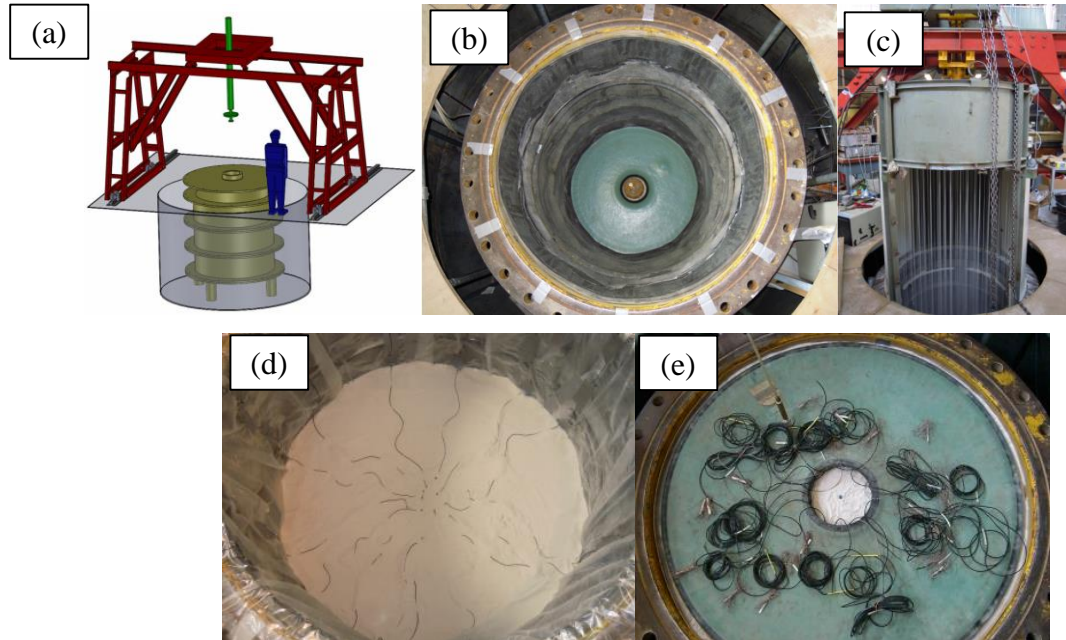
- *Câmara de calibração*

Em essência, a câmara de calibração consiste de uma grande célula triaxial, fechada por membranas de borracha nas laterais e no fundo (ou topo) por onde é injetada água ou ar sob pressão para simular tensões de confinamento no solo. Um pórtico de reação é posicionado acima da câmara para propiciar a instalação e a aplicação de carregamentos no elemento simulado. A Figura 40 apresenta, como exemplo, a câmara de calibração do Laboratório 3SR (Centro Nacional de Pesquisa Científica/Universidade Grenoble Alpes/Instituto Nacional Politécnico de Grenoble), em Grenoble, França.

A vantagem em se utilizar câmara de calibração é a de se ter tudo instrumentado, em condições de contorno e amostrais controlados. Em campo, dificilmente tem-se instrumentação suficiente para obtenção de todos os dados. Não se pode excluir fatores de influência e há muitas variáveis e condições de contorno incontroláveis e indistinguíveis. Os níveis qualitativos de resposta dos ensaios variam com o tipo de câmara que se utiliza.

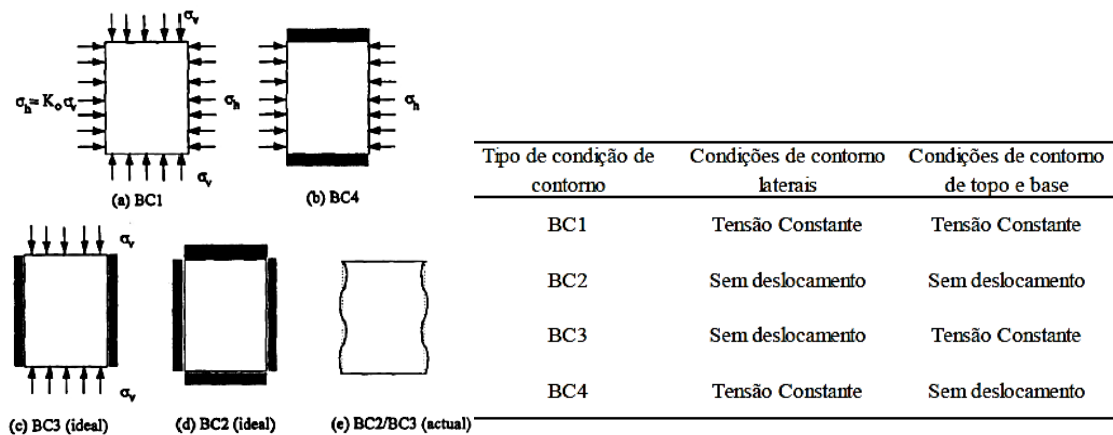
Quanto mais modernas as câmaras, melhores os resultados, sendo que atualmente as de paredes laterais flexíveis permitem impor condições de tensões laterais diferentes de zero, simulando a história de tensões do maciço, diferentemente do que acontece nas de parede rígida. Na Figura 41 pode-se observar as principais configurações de tensões confinantes (condições de contorno) impostas, dependendo do tipo de câmara que se utiliza, sendo, segundo Salgado et al. (1998), a configuração *BCI* a mais utilizada.

Figura 40: (a) esquema da câmara de calibração; (b) interior da câmara de calibração com membrana de borracha para aplicação de tensão na base do maciço; (c) aparato de chuva de areia para reconstituição do maciço; (d) transdutores de tensão instalados no solo; (e) membrana de borracha para aplicação da tensão vertical



Fonte: Silva (2014).

Figura 41: Modelos de condições de contorno para câmaras de calibração



Fonte: Salgado *et al.* (1998).

Lee e Salgado (2000) afirmam que a influência do tamanho da câmara nos resultados é pequena para os resultados de ensaios. Em especial, para areias fofas, há uma convergência entre resultados de autores que demonstram que são menos afetadas pelas limitações físicas das dimensões da câmara, do que as areias mais compactas. Salgado *et al.* (1997) demonstrou que quanto maior a compacidade relativa e menor o estado de tensões, mais intenso se torna a

influência do tamanho. Mayne e Kullhawy (1991) afirmam que, para a ausência de influência, o valor de D_L (razão entre o diâmetro da câmara e, em seu caso do estudo, a do cone piezométrico) deve ser 70, independentemente da densidade relativa e estado de tensão.

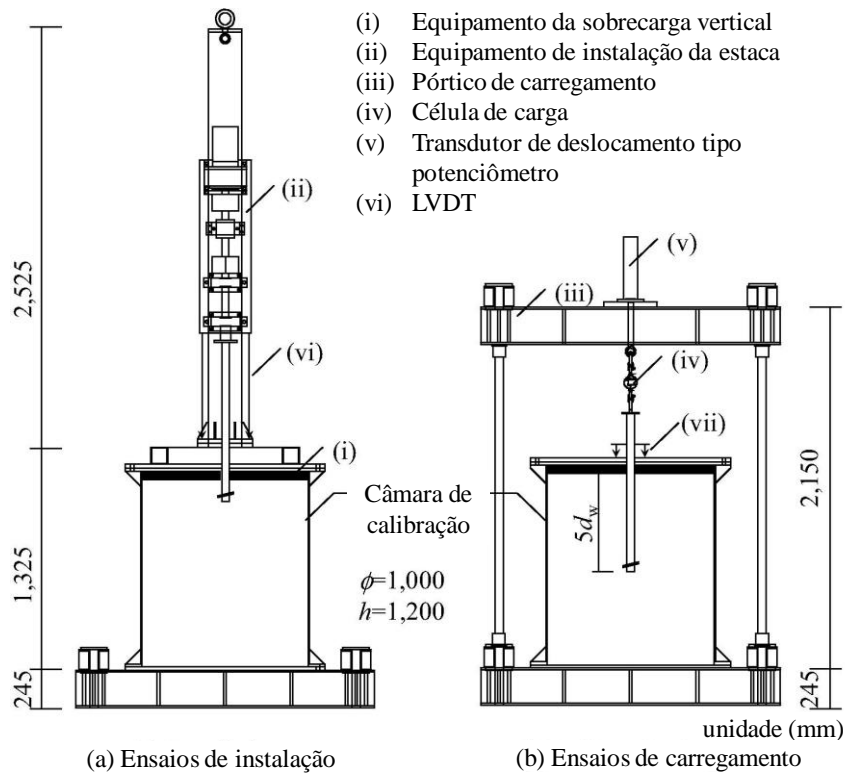
Diferentes níveis de tensão geostática podem ser simulados com o uso de uma câmara polimérica (bolsa de reação) preenchida com ar comprimido posicionada sobre a superfície do maciço e abaixo da tampa metálica de cobertura da câmara. Em suma, trata-se de um aparato experimental que permite reconstituir grandes amostras de solo e submetê-las a um estado de tensão sob condições bem controladas (tensão, massa específica e homogeneidade do solo), simulando uma "fatia" de solo localizado em uma determinada profundidade. É então possível simular, dentro da amostra de solo reconstituída, um determinado processo ou fenômeno, desenvolvendo assim uma abordagem de modelagem física de um determinado problema geotécnico (BEKKI *et al.*, 2013). Segundo O'Neill (1991), há uma preferência por se instalar estacas em câmara de calibração a distâncias de pelo menos 5 diâmetros acima da base da câmara para que o efeito de ponta seja expresso sem interferências.

- *Estudos relevantes*

Nagai *et al.* (2018) realizaram ensaios de arrancamento em câmara de calibração (de 1000 mm de diâmetro interno e 1200 mm de altura) com tensão confinante de 100 kPa (por bolsa de reação). Foi utilizada areia na condição fofa e densa (por pluviação no ar), e estacas helicoidais simples de diâmetro de hélice de 97,2 mm, diâmetro de haste 48,6 mm e 1340 mm de comprimento. Os autores citados constataram íntima relação no comportamento carga-deslocamento da fundação com o método de instalação; a superfície de ruptura na interface do cilindro de solo perturbado circunscrito pelas hélices se mostrou um dos determinantes da resistência à tração, independente da forma de instalação. Ainda, afirmaram ser possível a determinação da capacidade da estaca à tração com base na modificação da tensão no solo na proximidade da estaca, tendo sido medidas por meio de minicélulas de tensão total.

A câmara de calibração, ilustrada na Figura 42, e a metodologia utilizada por Nagai *et al.* (2018) são parecidas com aquelas utilizadas no presente trabalho, porém, novamente, utilizou-se taxa de avanço vertical de 1 passo/revolução na instalação das estacas.

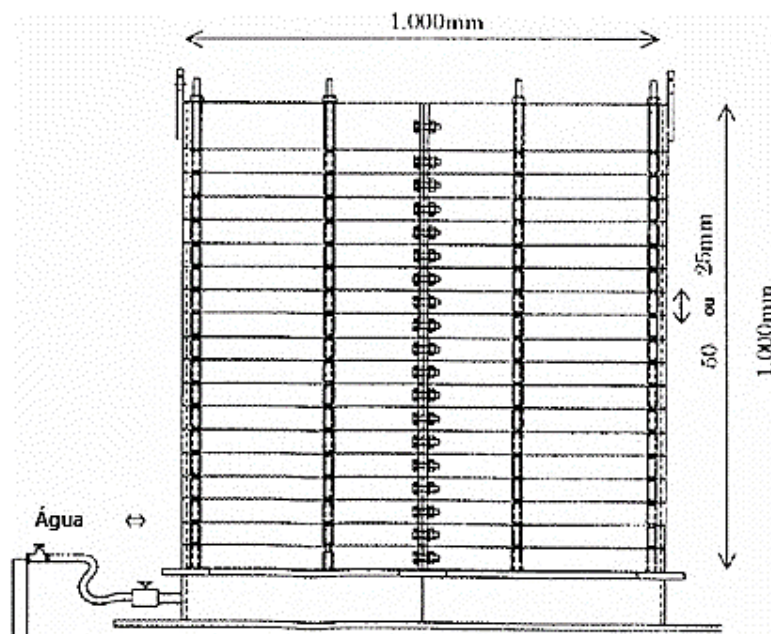
Figura 42: Modelo de câmara de calibração utilizado por Nagai *et al.* (2018)



Fonte: Adaptado de Nagai *et al.* (2018)

Nagata e Hirata (2005) analisaram o cisalhamento do solo durante o arrancamento de estacas aparafusadas observando a movimentação da areia ($D_r = 80\%$ por pluviação no ar) ao redor da estaca em modelos reduzidos, com taxas de razão de diâmetro das hélices (D/d) de 1,5 a 3,0 vezes o diâmetro da haste. Utilizou-se câmara de calibração observável (divisível em 2 partes no eixo vertical), de proporções inteiriças de 1000 mm de diâmetro interno e altura (Figura 43), com duas condições de tensão confinante, vertical confinante de 300 kPa e lateral de 150 kPa, e sem nenhuma tensão confinante. Estudaram a influência da instalação no desempenho à tração, comparando a capacidade final de estacas escavadas e helicoidais, ambas em areia com compactidade relativa de 84%. Comprovou-se a influência da instalação na capacidade de carga (Figura 31), bem como a influência da profundidade e diâmetro da hélice, e da razão entre dos diâmetros da hélice e haste (Figura 8; Figura 9).

Figura 43: Modelo de câmara de calibração utilizada por Nagata e Hirata (2005)



Fonte: Adaptado de Nagata e Hirata (2005)

O estudo mais atual referente a modelagem física a 1g de estacas helicoidais que avalia a influência da taxa de avanço de instalação na capacidade de carga foi realizado por Wang *et al.* (2020). Utilizou-se para isso, tanque de concreto armado de dimensões quadradas de 4 m, com 2 de profundidade, com areia densa saturada. O estudo dos autores consistiu na avaliação do torque e da capacidade de carga à tração para diferentes taxas de avanço de instalação (0,25, 0,5, 1,0 passo/revolução) em condição de ancoragem rasa (profundidades de 2,6 a 4,4 vezes o diâmetro da hélice). Os dados dos ensaios e estacas estão na Tabela 5.

Tabela 5: Configurações e resultados dos ensaios de Wang *et al.* (2020)

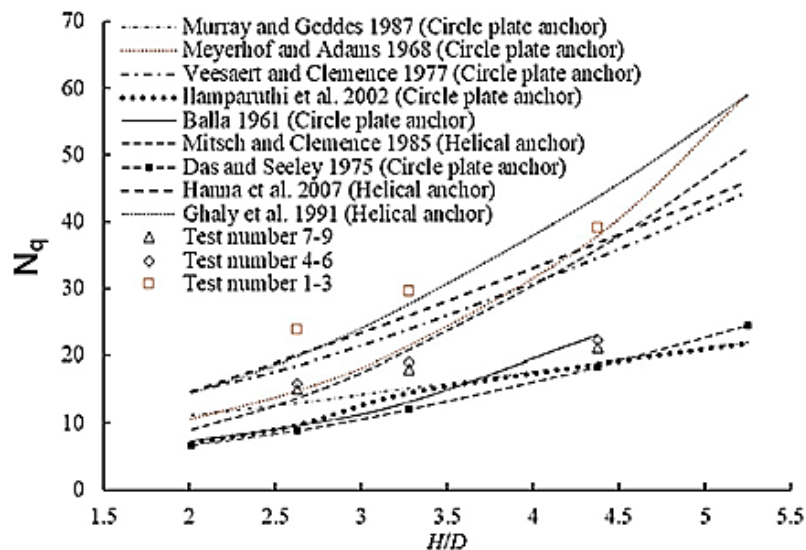
Identificação do teste	D (m)	p (m)	v (p/r)	z (m)	H/D	Q_u (N)	N_r	Número do teste
P-OD12-V1	0.12	0.03	1	0.6	4.37	2900	39.07	1
P-OD16-V1	0.16	0.03	1	0.6	3.28	3900	29.56	2
P-OD20-V1	0.20	0.03	1	0.6	2.63	4900	23.77	3
P-OD12-V05	0.12	0.03	0.50	0.6	4.37	1650	22.23	4
P-OD16-V05	0.16	0.03	0.50	0.6	3.28	2500	18.94	5
P-OD20-V05	0.20	0.03	0.50	0.6	2.63	3200	15.91	6
P-OD12-V025	0.12	0.03	0.25	0.6	4.37	1570	21.15	7
P-OD16-V025	0.16	0.03	0.25	0.6	3.28	2375	18.00	8
P-OD20-V025	0.20	0.03	0.25	0.6	2.63	3120	11.381	9
PP	-	-	0.5 mm/s	0.6	-	600	-	10

Fonte: Wang *et al.* (2020).

Alguns resultados e interpretações do trabalho de Wang *et al.* (2020) (Tabela 5) são importantes para nortear futuros estudos sobre o tema, a saber:

A taxa de avanço vertical apresentou grande influência no torque de instalação, sendo a maior observada quando a taxa atinge 1,0 passo/revolução para um diâmetro de estaca constante, e para taxas de avanço abaixo de 0,5 passo/revolução, o torque é significativamente menor e praticamente não muda para diferentes taxas; a força axial descendente (*pulldown*) para instalação também é influenciada pela velocidade, sendo a maior para a taxa de 1,0 passo/revolução, e decresce rapidamente até aproximar-se de zero para taxas menores que 1,0 passo/revolução; pôde-se observar que a taxa de avanço desempenha papel muito importante na capacidade de carga, sendo que a capacidade de carga atingiu seu valor máximo para a taxa igual a 1,0 passo/revolução, enquanto que, para taxas de 0,25 e 0,5 passo/revolução, valores significativamente menores foram observados, com diferença desprezível entre si; em outros estudos, como de Nagata e Hirata, 2005, por exemplo, observou-se a mesma tendência para fator de capacidade de carga N_q em estacas helicoidais: são superiores em relação a estacas pré instaladas apresentadas na literatura (Figura 44). É interessante destacar que taxas de avanço superiores a 1,0 passo/revolução não foram aplicadas. Portanto, ainda permanece desconhecido o comportamento das estacas em tais circunstâncias.

Figura 44: Tendência do fator de capacidade à tração N_q para estacas simples em diferentes profundidades (H/D)



Fonte: Adaptado de Wang *et al* (2020).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

O presente estudo compreende um programa experimental por meio de modelagem física em câmara de calibração de estaca helicoidal instalada em areia compacta. A estaca modelo é instrumentada com extensômetros de resistência elétrica (*strain gauges*), bem como o maciço de areia, instrumentado com mini-sensores de pressão. O programa experimental inclui instalação e carregamentos monotônicos de tração e compressão. A instalação é realizada com rotação constante, com medidas efetuadas de força axial e torque. Além disso, três diferentes taxas de avanço vertical da instalação são avaliadas: igual, menor (80%) e maior (120%) que 1 passo/revolução ($v_r = 1$). A definição da taxa de avanço v_r é apresentada na Eq. 29.

$$v_r = a_{ac} / a_{id} \quad \text{Eq. 29}$$

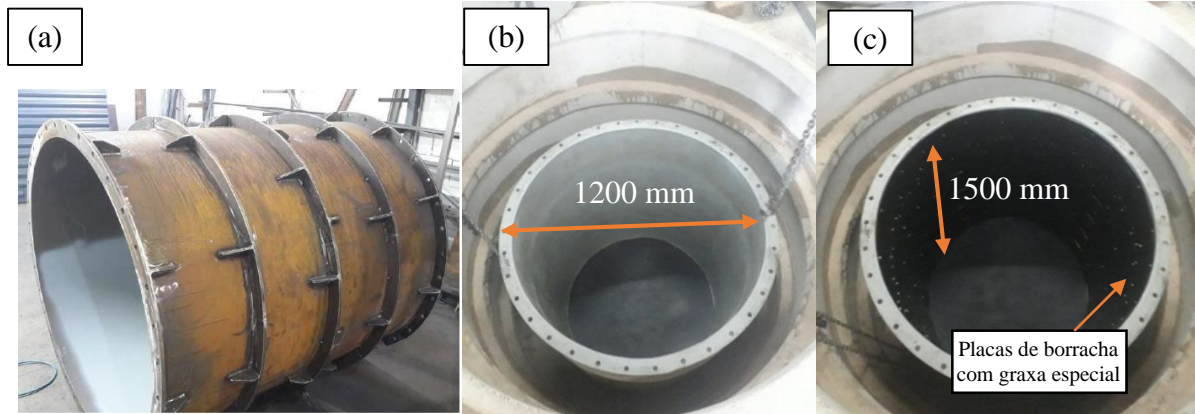
Onde, a_{ac} é o avanço vertical medido da estaca para cada revolução da mesma; a_{id} é o avanço vertical ideal da estaca para cada revolução da mesma.

3.1. Câmara de calibração

Os experimentos foram realizados na câmara de calibração do Campo Experimental de Fundações da EESC-USP. A câmara de calibração foi produzida através de calandragem de uma chapa de aço carbono com 25,4 mm (1”) de espessura, com diâmetro externo de 1200 mm e altura de 1500 mm, recebeu reforço horizontal de tiras de mesma espessura dispostas em 3 níveis equidistantes de 250 mm, e as tiras também receberam reforço de nervuras verticais (Figura 45a). A base do conjunto fica a uma profundidade de 2 m da superfície do terreno do campo experimental da EESC. O tanque foi pintado com tinta anti-oxidante à base de níquel para evitar o enferrujamento (Figura 45b). Além disso, na parte interior, afixou-se placas de borracha sobre camada de graxa especial de silicone para evitar perda de tensões por atrito – efeito de arqueamento (Figura 45c). Para Santana *et al.* (2012), a borracha interna tem a função de garantir a rigidez ao maciço e simular uma massa infinita, como em campo, nos entornos do maciço ensaiado.

O modelo adotado no ensaio desenvolvido, segundo critério de Salgado *et al.* (1998), é do tipo *BC3* (Figura 41), no qual as laterais são estáticas e rígidas e na parte superior haverá uma bolsa de reação exercendo pressão constante, diferenciando-se apenas por não haver tensões impostas na face inferior do tanque.

Figura 45: (a) tanque antes da pintura anti-oxidante; (b, c) após pintura



Fonte: (a) Silva (2020); (b, c) Autor.

3.2. Solo estudado

Os ensaios em câmara de calibração foram realizados com areia fina quartzosa, que foi utilizada nos experimentos em câmara de calibração de Silva (2020). Este material já foi caracterizado pelo referido autor por meio de ensaios de granulometria, determinação de índice de vazios máximo e mínimo e massa específica dos sólidos, permitindo assim prescindir da etapa de caracterização do material, com exceção ao ensaio de cisalhamento direto, que será devidamente descrito.

O material granular foi obtido em uma cava em Analândia (SP) por desmonte hidráulico e separação de impurezas por peneiramento. Apresenta padrões de angulação diferentes, que foram percebidos em identificação visual por microscopia de ampliação e captura digital de imagem em amostras representativas. Observou-se a predominância de grãos de forma angular a sub-angular (Figura 46). Quanto à mineralogia, fator influente no comportamento mecânico do solo em especial pela resistência individual à quebra dos grãos, compõe-se totalmente de quartzo, como já mencionado.

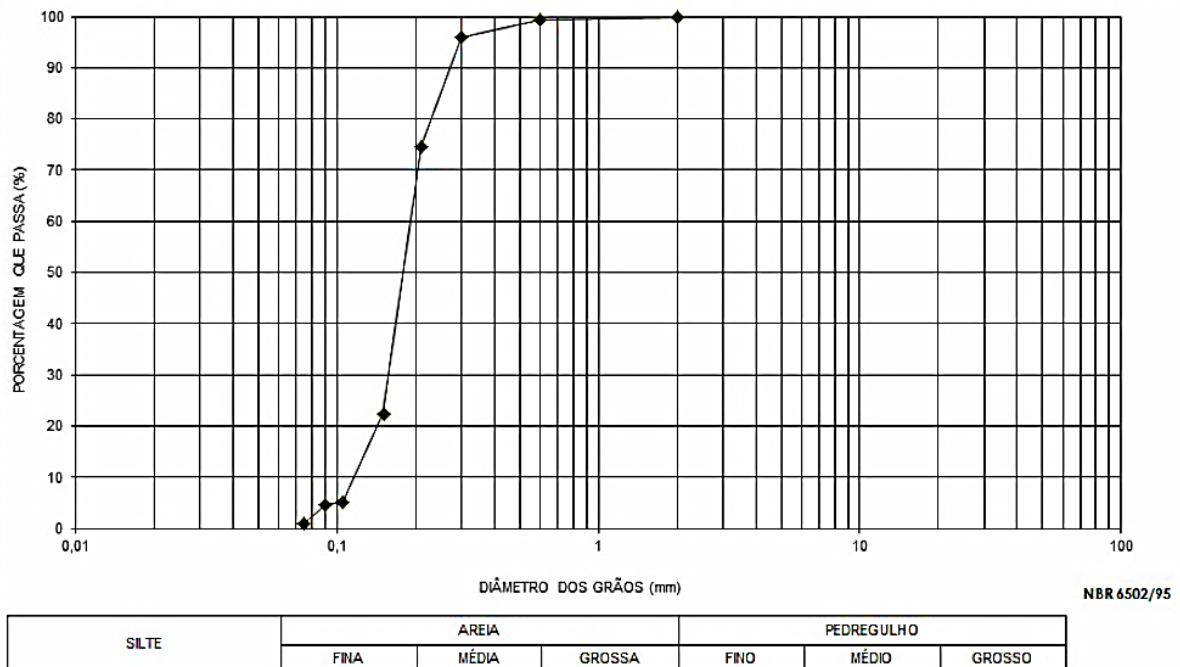
Figura 46: Morfologia dos grãos variando de angular a subangular



Fonte: Silva (2020).

A massa específica das partículas sólidas é de $2,67 \text{ g/cm}^3$, determinada a partir de de ensaio de picnômetro normatizado pela norma brasileira ABNT NBR 6458 (ABNT, 2016), com repetição de cinco vezes. A distribuição granulométrica apresentada na Figura 47 foi determinada por meio de peneiramento, uma vez que a areia era pura (não possui argila nem silte). Foi definida como uniforme (para valores menores que 2), tendo coeficiente de não uniformidade (CNU) igual a 1,72. Quanto ao comportamento da curva de distribuição granulométrica, ela é do tipo sem descontinuidades (para intervalos entre 1 e 3), representada pelo índice de curvatura (CC) de 1,22. A distribuição granulométrica característica expõe graficamente os valores obtidos em CNU e CC.

Figura 47: Distribuição granulométrica da areia ensaiada



Fonte: Silva (2020).

O peso específico mínimo foi determinado com base na norma brasileira ABNT NBR 16840 (ABNT, 2020), sendo correspondente ao estado mais fofo do solo. O valor utilizado, de $14,35 \text{ kN/m}^3$, foi a média dos valores encontrados por Silva (2020), que repetiu o ensaio quatro vezes. Para o estado mais compacto, considerou-se o valor de $17,66 \text{ kN/m}^3$, definido como a média dos valores encontrados nas amostras coletadas nas cotas de 30, 50 e 90 cm do maciço reconstituído do estudo atual, conforme observa-se na Tabela 7. Isso porque os diversos ensaios feitos conforme a norma brasileira ABNT NBR 16843 (ABNT, 2020) resultaram em valores

significativamente menores àqueles obtidos pelo processo de pluviação na câmara de calibração. Resumidamente, os dados sobre a areia de estudo encontram-se na Tabela 6.

Tabela 6: Resumo parâmetros do solo estudado

Propriedade	Valor
Peso específico seco máximo (γ_{max})	17,66 kN/m ³
Peso específico seco mínimo (γ_{min})	14,35 kN/m ³
Massa específica dos grãos (ρ_s)	2,67 g/cm ³
Coefic. de não uniformidade (CNU)	1,72
Coefic. de curvatura (CC)	1,22
Ângulo de atrito do solo (ϕ) p/ $D_r = 94\%$	39,8°

Fonte: Autor.

- *Ensaio de cisalhamento direto*

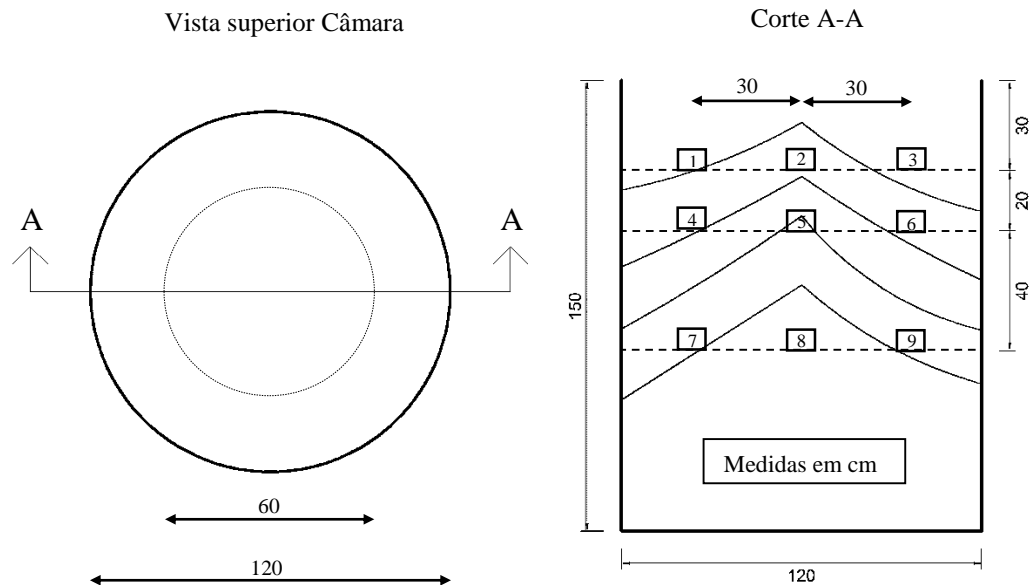
Antes do ensaio de cisalhamento direto, definiu-se o peso específico que seria utilizado no ensaio de cisalhamento direto. Através da amostragem na câmara de calibração, após o processo de chuva de areia, adotou-se $\gamma = 17,54$ kN/m³ ($D_r = 94\%$) como valor representativo, por ser o valor obtido em laboratório mais próximo da média dos valores em câmara de calibração, demonstrados na Tabela 7. As amostras em campo foram coletadas nas cotas de 30, 50 e 90 cm, resumidas na Tabela 7 e esquematizadas na Figura 48.

Tabela 7: Pesos específicos para as profundidades de 30, 50, 90 cm na câmara de calibração

Cota (cm)	Elemento	γ (kN/m ³)	$\gamma_{méd}$
	1	18,28	
30	2	17,68	17,86
	3	17,62	
	4	17,31	
50	5	17,53	17,28
	6	17,00	
	7	18,46	
90	8	17,77	17,94
	9	17,60	

Fonte: Autor.

Figura 48: Esquema de medição do peso específico por coleta nas profundidades de 30, 50 e 90 cm

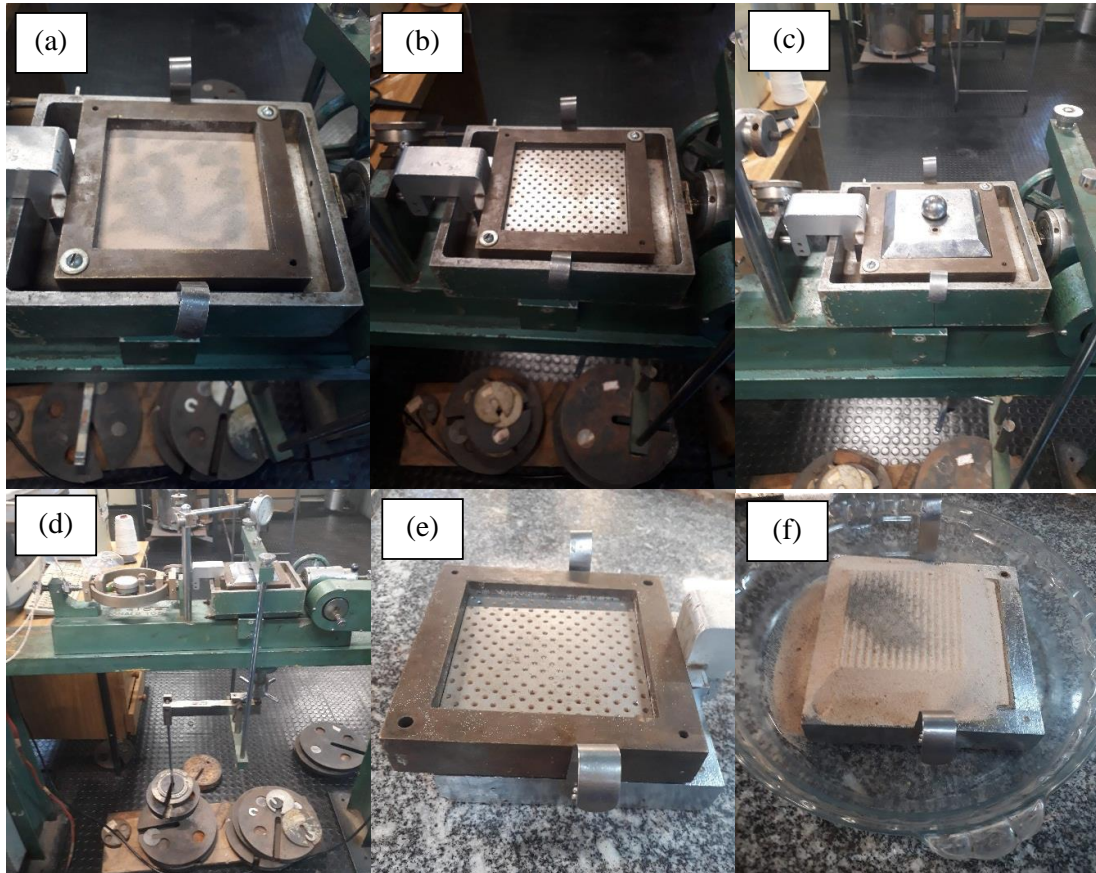


Fonte: Autor.

Então, para a caracterização do ângulo de atrito da areia, o presente autor utilizou-se de ensaio de cisalhamento direto à velocidade de 1 mm/min. A velocidade foi escolhida para garantir a condição drenada exigida pela norma ASTM D3080 (ASTM, 2011), embora não houvesse esta preocupação, pois, a amostra estava totalmente seca, o que simulou a mesma condição na câmara de calibração. Foi primeiramente moldado corpo de prova, com peso específico representativo do maciço de areia compacta a ser testado na câmara de calibração ($\gamma = 17,54 \text{ kN/m}^3$), utilizando-se a máquina “*shaker*”, em molde metálico com lados de dimensões 101,14 cm e 100,87 cm, e altura de 30,215 cm, representados na Figura 49a e b. As medidas do molde metálico foram feitas através da média de 3 valores em locais diferentes.

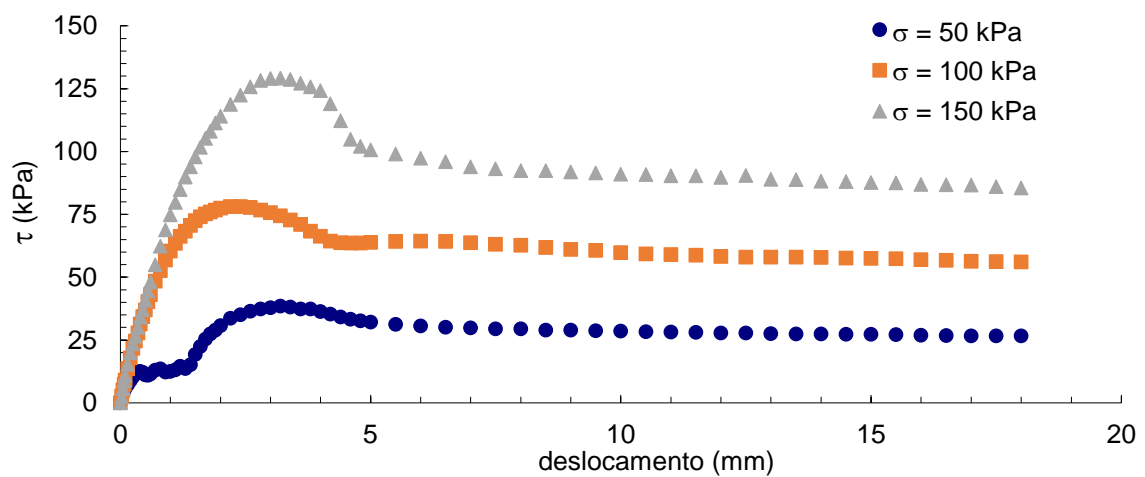
Foram realizados 3 ensaios de cisalhamento direto, cada um com uma tensão normal diferente (50, 100, 150 kPa). A resposta tensão cisalhante *versus* deslocamento para os três ensaios é apresentada na Figura 50a, a fim de se estabelecer a envoltória do solo com os três pares ordenados, plotados na Figura 50b, da qual obteve-se os parâmetros mecânicos do solo. Ainda na Figura 50b, pode-se notar que se determinou o ângulo de atrito (ϕ') de $39,8^\circ$ para a areia na compacidade relativa de 94%.

Figura 49: Algumas etapas do ensaio de cisalhamento direto: (a) corpo de prova moldado; (b) tela de contato; (c) peso padrão sob molde; (d) equipamento de cisalhamento; (e,f) final do ensaio



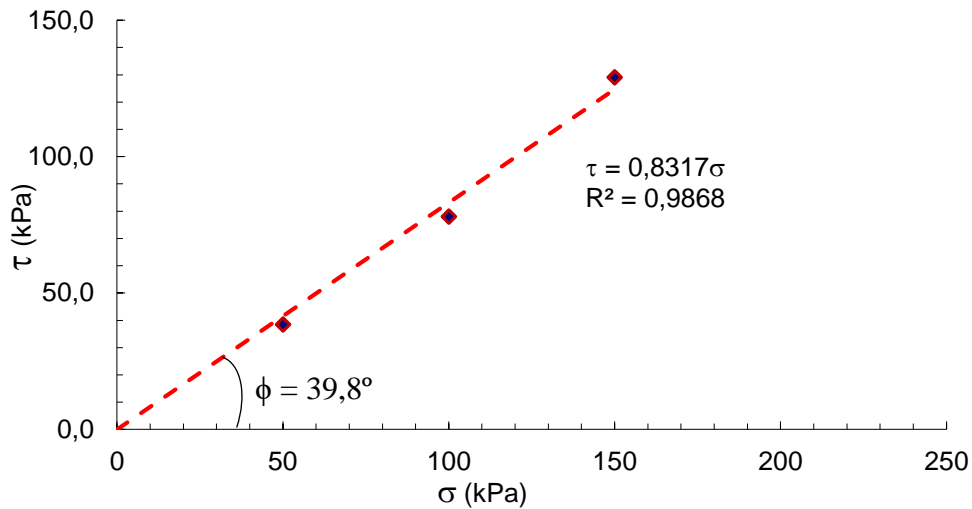
Fonte: Autor.

Figura 50: (a) tensão de cisalhamento *versus* deslocamento dos ensaios de cisalhamento direto.



Fonte: Autor.

Figura 51: Envoltória de resistência da areia ensaiada



Fonte: Autor.

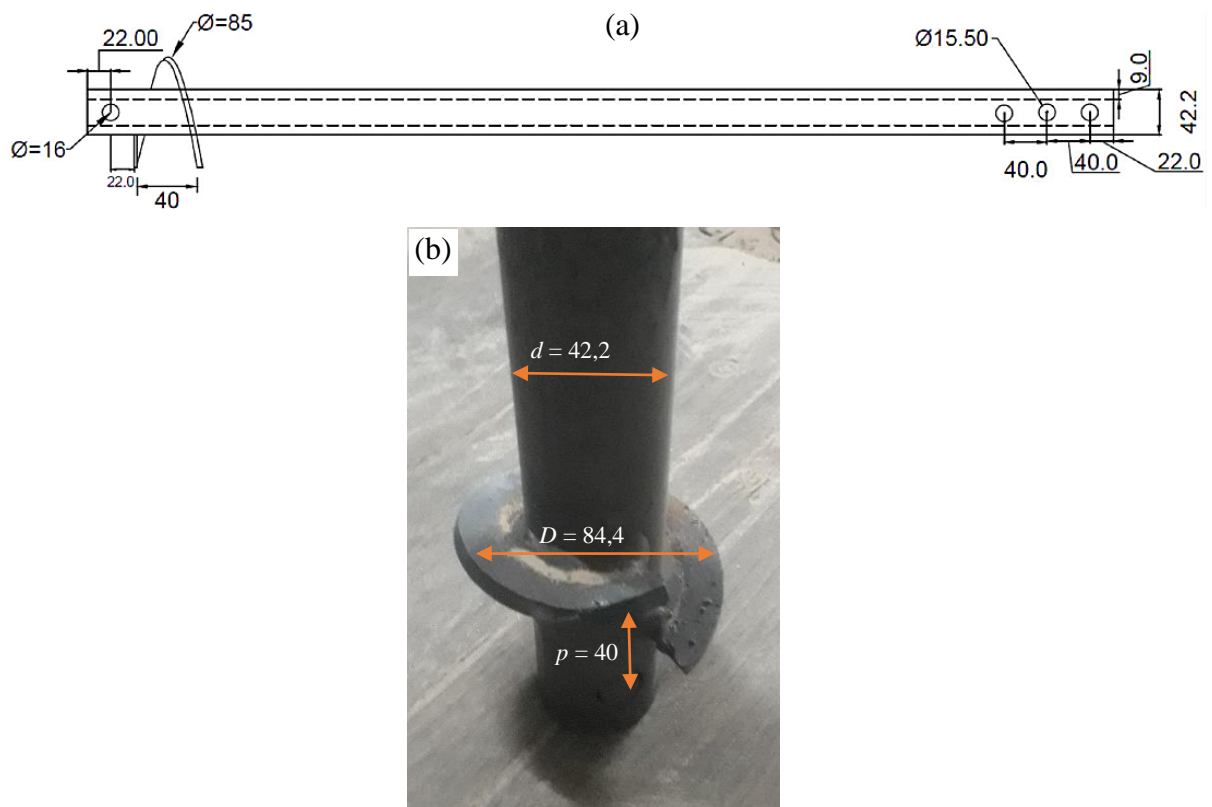
3.3. Trados e instalação das estacas-modelo em câmara de calibração

O processo de instalação da estaca-modelo foi simulado com a utilização de modelo construído em escala reduzida de 1:4 em relação ao diâmetro comercial. Os tubos metálicos da haste das estacas foram doados, com diâmetro externo de 42,4 mm e 9 mm de espessura, enquanto as hélices foram conformadas e cortadas em máquinas de plasma, com espessura de 6,4 mm (1/4") as quais foram soldadas à haste. As dimensões gerais da estaca-modelo podem ser observadas na Figura 52, sendo de 84,4 mm de diâmetro, 40 mm de passo e 6,4 mm (1/4") de espessura para a hélice, e, para a haste, 42,2 mm de diâmetro e 9 mm de espessura, apresentando razão $D/d = 2$.

A estaca foi instalada por meio de aparafusamento, com giro aplicado no topo da haste central concomitantemente à aplicação de um movimento vertical descendente. O giro é aplicado por um motor elétrico com ligação a um redutor de frequência que mantinha o valor de 12 rpm, para permitir controle da rotação. O movimento vertical descendente é coordenado com a rotação. Para isso, foram usadas barras roscadas de diferentes passos (Figura 53a, b, c), que têm relação com o passo da hélice da estaca modelo. As barras roscadas permitem que a estaca seja deslocada na vertical uma distância equivalente a 1,2, 1,0 ou 0,8 vez o passo de sua hélice a cada revolução completa. Este sistema é análogo ao parafuso, que a cada giro dado em uma porca fixa, movimenta-se uma distância equivalente ao seu passo na direção de seu eixo axial. O motor elétrico é fixado em uma plataforma que utilizará a tampa do tanque e o pórtico de reação como apoio em formato parecido a um cavalete Figura 53d.

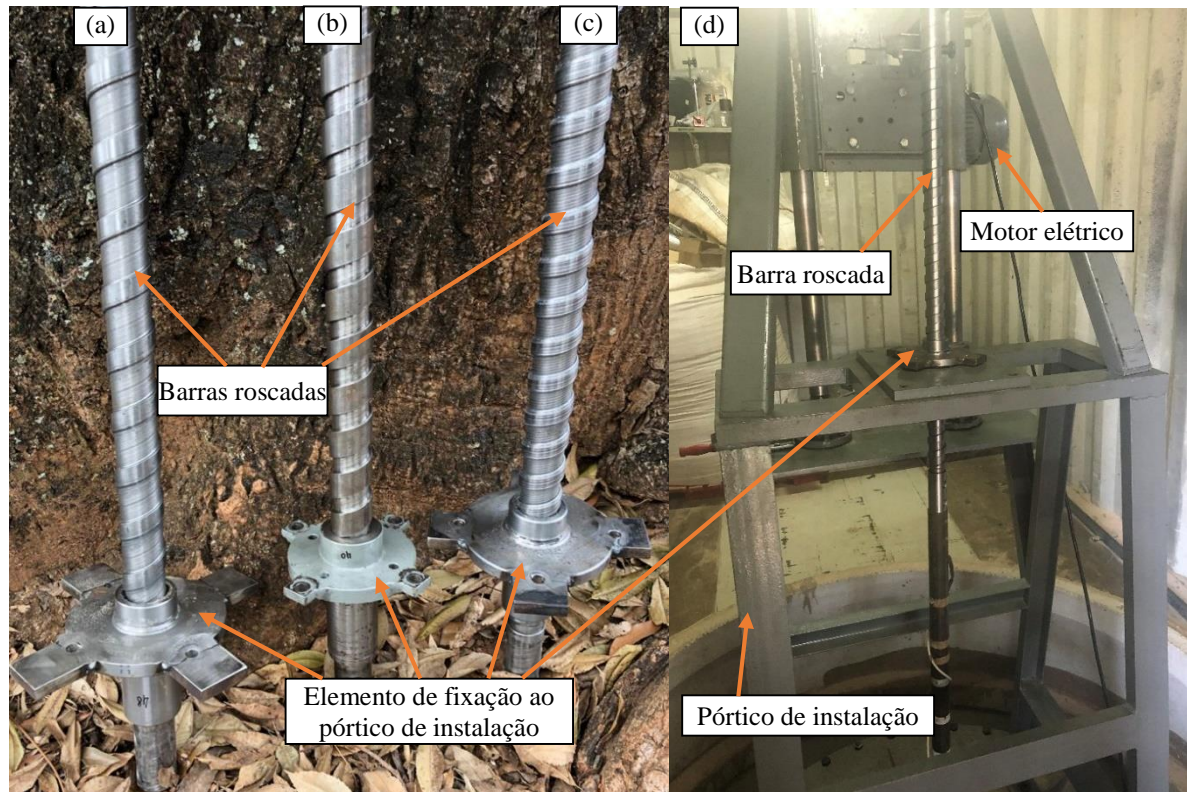
Em função do pé direito do container que abriga a câmara de calibração, a fase de instalação necessitou ser realizada em duas etapas, sendo na primeira avançados cerca de 50 cm e na segunda, após breve pausa para o acréscimo de luva de extensão, os aproximadamente 30 cm finais, atingindo 1 m de profundidade previstos inicialmente, somando 20 cm iniciais de fixação manual da estaca (observar sequência detalhada no APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração).

Figura 52: (a) Modelo reduzido da estaca; (b) fotografia da estaca modelo - dimensões em mm.



Fonte: (a) Adaptado de Silva (2020); (b) Autor.

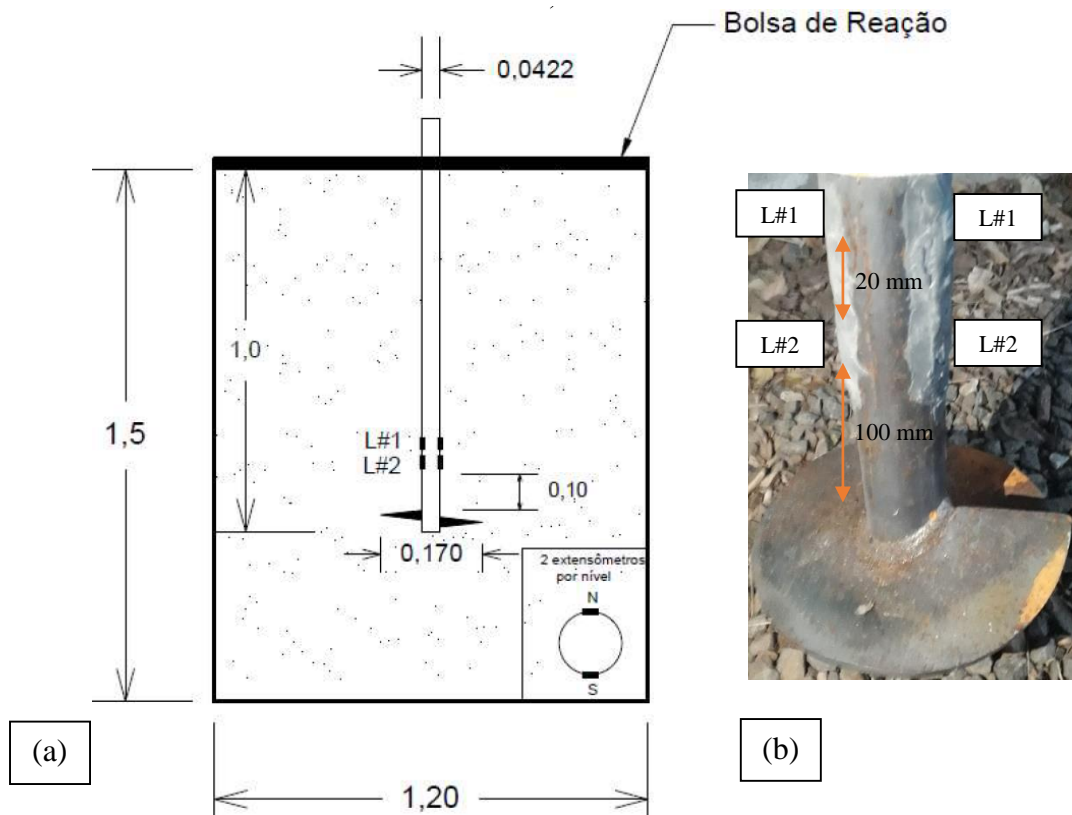
Figura 53: Barras roscadas: (a) passo de 48 mm, (b) passo de 40 mm, (c) passo de 32 mm; (d) pórtico de instalação



Fonte: Autor.

Na Figura 54, pode-se observar que as hastes foram instrumentadas com dois extensômetros (*strain gauges*) diametralmente opostos em cada um dos níveis L1 (para força) e L2 (para torque), denominadas por Silva (2020), distantes 20 mm um do outro e 100 mm acima da hélice, os quais farão as medidas referentes ao torque de instalação, a carga axial nos carregamentos de compressão e tração, e as tensões radiais durante todo o ensaio. Permite-se, assim, que também sejam obtidos separadamente os valores de capacidade de carga da hélice, e a resistência pelo atrito lateral na haste pela diferença de cargas aplicadas no topo da estaca e as obtidas com a instrumentação. Os medidores foram colados à superfície da haste da estaca sendo revestidos com resina epóxi misturada à resina de aço, Plasteel, que serve como capa protetora durante a instalação (Figura 54).

Figura 54: (a) Esquema da localização dos extensômetros na estaca helicoidal (dimensões em metros);
(b) visualização na estaca (dimensões em milímetros)



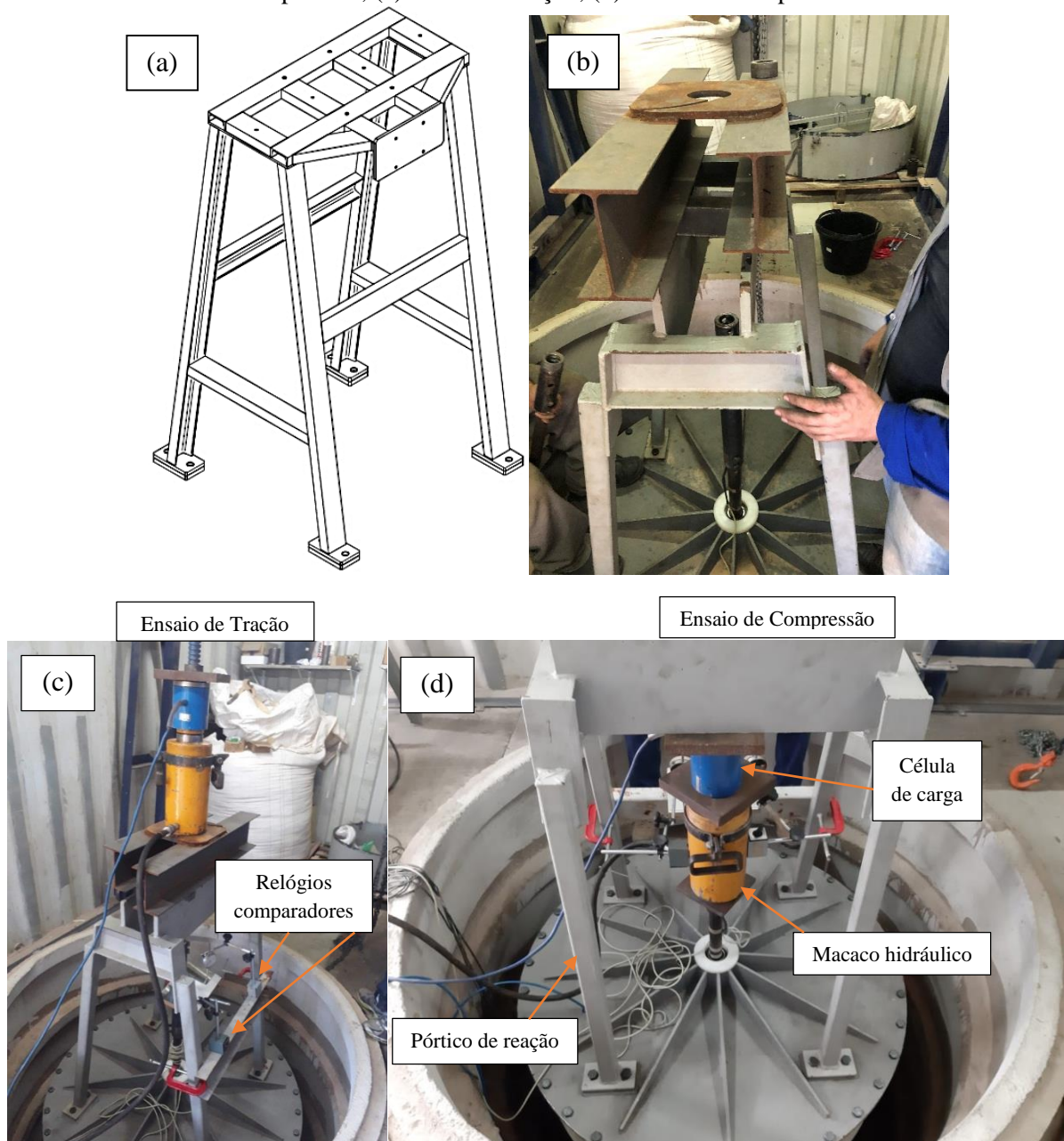
Fonte: (a) Adaptado Silva (2020); (b) Autor.

Os ensaios de carregamentos foram realizados após o preenchimento da câmara por meio de chuva de areia e instrumentação do maciço concomitantemente. Os procedimentos dos ensaios consistiram em:

- Após a conclusão da pluviação, posicionar verticalmente a estaca com sua ponta cravada manualmente no maciço, 20 cm abaixo da tampa;
- Posicionar a bolsa de reação e tampa juntamente ao pórtico de instalação, motor e uma das três barras roscadas que impõe a taxa de avanço de interesse na etapa de instalação;
- Pressurizar a bolsa de reação com ar comprimido a 50 kPa, e faz-se a instalação da estaca até a profundidade de 1 metro. Reforça-se o fato de que a instalação foi realizada em duas etapas devido a limitação física de altura do container que abriga a câmara, sendo primeiramente instalada cerca de 70 cm da estaca e 30 cm remanescentes na segunda.
- Por fim, instalar o pórtico de reação junto ao macaco hidráulico, célula de carga e os relógios comparadores para os ensaios de carregamento de tração, primeiramente, e de compressão, posteriormente. A carga aplicada ao topo da estaca foi medida por meio de

célula de carga. A estrutura (pórtico) de reação para os ensaio de carregamento (Figura 55b) é semelhante ao pórtico de instalação da estaca (Figura 55a e Figura 53d). Diferencia-se apenas por possuir dois perfis metálicos “I” paralelos e distantes entre si de 100 mm (Figura 55 b), que serão utilizados como apoio para o macaco hidráulico no ensaio de carregamento de tração (Figura 55c). O macaco hidráulico no ensaio de compressão irá ser disposto conforme a Figura 55d. Maiores detalhes no APÊNDICE I.

Figura 55: (a) Esquema pórtico de instalação; (b) pórtico de reação para prova de carga à tração e compressão; (c) ensaio de tração; (d) ensaio de compressão



Fonte: (a, d) Silva (2020); (b), (c) Autor.

3.4. Instrumentação em câmara de calibração

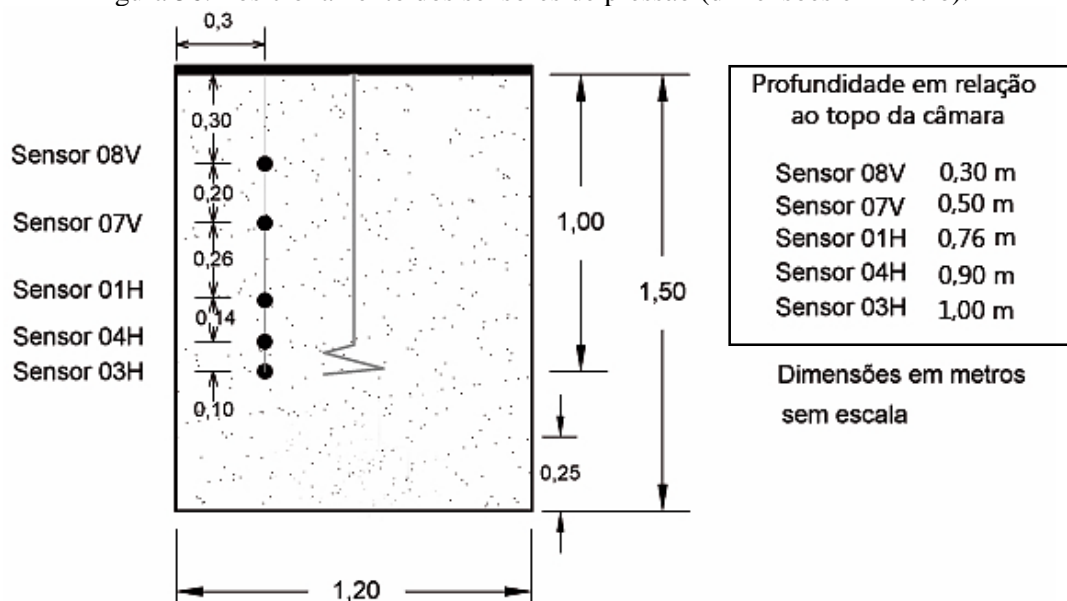
A medição de tensões verticais, radiais nos maciços de solo foi feita por mini transdutores de pressão total, com diâmetro nominal de 20 mm e espessura de 7 mm, de modelo bidirecionais simples BF 350-3BB (11) de tensão de alimentação 10 Vdc Máx, de fabricação da Geoinstrumentos. Os transdutores foram posicionados em cinco profundidades diferentes e em um círculo concêntrico ao eixo da estaca de 60 cm de diâmetro (Figura 56), o que perfaz uma distância de aproximadamente $3,6D$ do eixo longitudinal da estaca. Conforme atingia-se a profundidade pré-determinada durante a reconstituição do maciço, parava-se a chuva de areia e instalavam-se as mini-células de pressão de modo a estarem direcionadas ao centro do tanque onde seria instalada a estaca modelo. Embora houvesse cinco sensores de pressão distribuídos pelo maciço coletando dados, apenas dois, referentes às profundidades de 0,76 e 0,90 m, denominados nos ensaios como 760H e 900 H, respectivamente, forneceram dados sem ruídos e passíveis de serem utilizados. Segue a lista, na Tabela 8, das cinco células de tensão total, com destaque nas duas que foram utilizadas na análise dos resultados:

Tabela 8: Tabela dos sensores de pressão total utilizados

Célula nº	Capacidade (kPa)	Sensibilidade (mV/V. FS)	Profundidade (m)			
180501	500	1.6160mV/V@500kPa	0,76			
180508	500	2.5620mV/V@500kPa	0,30			
180507	500	1.8870mV/V@500kPa	0,50			
180504	500	1.6090mV/V@500kPa </tr <tr> <td>180503</td> <td>1000</td> <td>1.1030mV/V@1MPa</td> <td>1,00</td> </tr>	180503	1000	1.1030mV/V@1MPa	1,00
180503	1000	1.1030mV/V@1MPa	1,00			

Fonte: Silva (2020).

Figura 56: Posicionamento dos sensores de pressão (dimensões em metro).



Fonte: Adaptado de Silva (2020).

Figura 57: Célula de tensão total



Fonte: Autor.

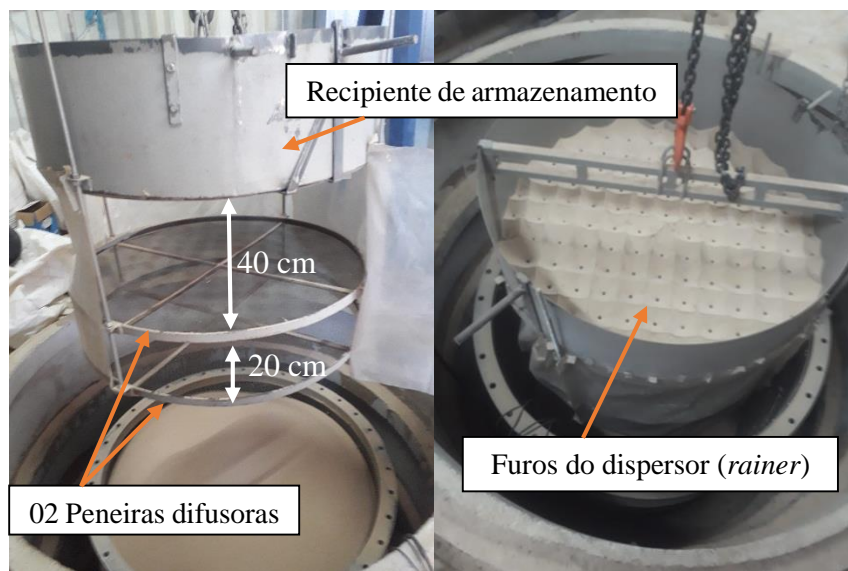
A instrumentação da estaca-modelo é composta de dois extensômetros elétricos (*strain gauges*) ativos e específicos para aço com ligação em ponte de Wheatstone completa de modelos bidirecionais a 45° BF 350-3HA – A (11), com constante $K = 2,00 \pm 1\%$ para o modelo biaxial e $K = 2,09 \pm 1\%$ para o modelo bidirecional a 45°. Os *strain gauges* tem resistência nominal de 350 Ω , coláveis, de base de poliamida e produzidos pela empresa Geoinstrumentos. Os cabos condutores que ligam o circuito dos *strain gauges* ao receptor de dados são do tipo Vishay (326-DFV), com três fios condutores de cobre estanhados de 0,404 mm de diâmetro (26 AWG). Os cabos foram inseridos no interior da estaca através de um furo de 6 mm de diâmetro.

Os mini-sensores de tensão total (Figura 57) instalados no solo podem estar sujeitos a forte não-linearidade e histerese. Para evitar imprecisão e desvios nos resultados, Bitang *et al.* (2009) propuseram uma abordagem para calibração dos sensores levando em conta a não-linearidade e histerese nas medidas durante carregamentos cíclicos. Na pesquisa proposta, as minicélulas de tensão foram calibradas dentro de um maciço de areia, na condição de carregamento monotônico. Uma câmara rígida de compressão uniaxial alongada semelhante à utilizada por Bitang *et al.* (2009) foi montada para este fim. As cargas da compressão uniaxial para calibração dos sensores são aplicadas por um sistema servo-controlado. Contudo, este procedimento de calibração não proporcionou valores confiáveis, sendo, portanto, descartados. Assim, a calibração indicada pelo fabricante foi adotada nas análises, pois foi a que forneceu resultados mais confiáveis. Além dos sensores de tensão, é necessário calibrar a instrumentação das estacas-modelo para a condição monotônica. Estes trabalhos foram realizados por Silva (2020), que utilizou os equipamentos disponíveis nos laboratórios da Instituição Sede e agora utilizados no presente estudo. O sistema de aquisição de dados foi do tipo HBM MX1615, sendo utilizado o software Catman com frequência de armazenamento de, no mínimo, 1 Hz.

3.5. Chuva de areia

Como já mencionado, os maciços de areia serão reconstituídos nas condições compacta, por meio do processo de chuva de areia (Figura 58). Para isso, foi usado um chuveiro, composto de um conjunto de duas peneiras (difusor), um recipiente de armazenamento de areia e uma placa perfurada (*rainer*) ao fundo. O chuveiro é suspenso sobre a câmara por meio de um pórtico de operação. A compactidade do maciço é controlada pela altura de queda, mantida constante de no mínimo 40 cm entre o difusor e a superfície do maciço conforme é reconstituído. Por meio desta técnica obtém-se pesos específicos em função da altura de queda e vazão imposta pela abertura nas peneiras.

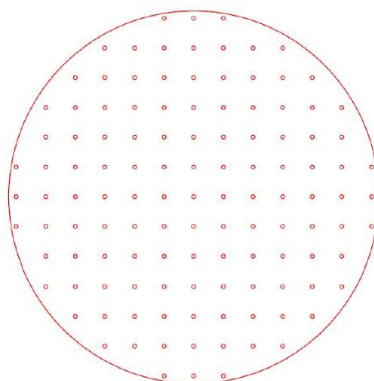
Figura 58: Chuva de areia em processo



Fonte: Autor.

Com base no trabalho de Jacobsen (1976), o procedimento de reconstituição do maciço fez uso de três componentes básicos: recipiente de armazenamento da areia, responsável por receber quantidade suficiente até que se inicie a chuva; placa circular de fundo em aço, denominada *rainer* pelo autor citado (Figura 59); dispositivo difusor.

O *rainer* tem 16 mm de espessura, diâmetro de 1,10 m e possui diversos furos usinados com diâmetro de 10 mm e espaçados de 80 mm que direcionam a vazão em jatos de areia até o difusor, posicionado a 40 cm abaixo. Este último é composto de duas peneiras espaçadas de 20 cm, com eixos em 45° entre si, diâmetro de 1,10 m, sendo a primeira de N° 12 (abertura de 1,65 mm) e a segunda N° 4 (abertura de 4,76 mm).

Figura 59: Representação do espaçamento dos furos da placa de fundo (*rainer*)

Fonte: Adaptado de Silva, 2020.

O método foi escolhido por sua relativa simplicidade de equipamentos e por apresentar-se como um dos que menos dispersão de resultados apresenta na literatura. Deste modo, pode-se obter maior consistência nos resultados, pois sua reprodutibilidade é expandida, uma vez que os erros e desvios de origem humana são atenuados consideravelmente. A reprodutibilidade consiste na capacidade de distintas pessoas reproduzirem o mesmo ensaio e obterem os mesmos resultados. Tal condição é imprescindível, já que o presente estudo faz uso do método científico, sendo que uma das premissas para sua veracidade e comprovação é ser reprodutível. Observa-se a menor taxa de variação e desvio na reprodutibilidade da compacidade relativa (D_r) no método da chuva de areia na Tabela 9.

Tabela 9: Comparação da reprodutibilidade na D_r de métodos consagrados

Método de preparação	Técnico	Nº de amostras	D_r média (%)	Desvio Padrão (%)	Coef. de variação (%)
MSP (pluviação no ar, seco)	X	12	55,8	0,78	1,4
	Y	13	55,3	0,56	1,0
	Z	10	54,9	0,54	1,0
Frasco (pluviação no ar, seco)	Y	10	55,0	2,15	3,9
	Z	11	53,6	2,84	5,3
Golpeamento (seco)	X	12	53,9	2,45	4,5
	Z	13	55,3	2,10	3,8
Soquete (úmido)	X	11	54,2	1,10	2,0
	Y	10	55,4	1,85	3,3
	Z	11	55,0	1,43	2,6

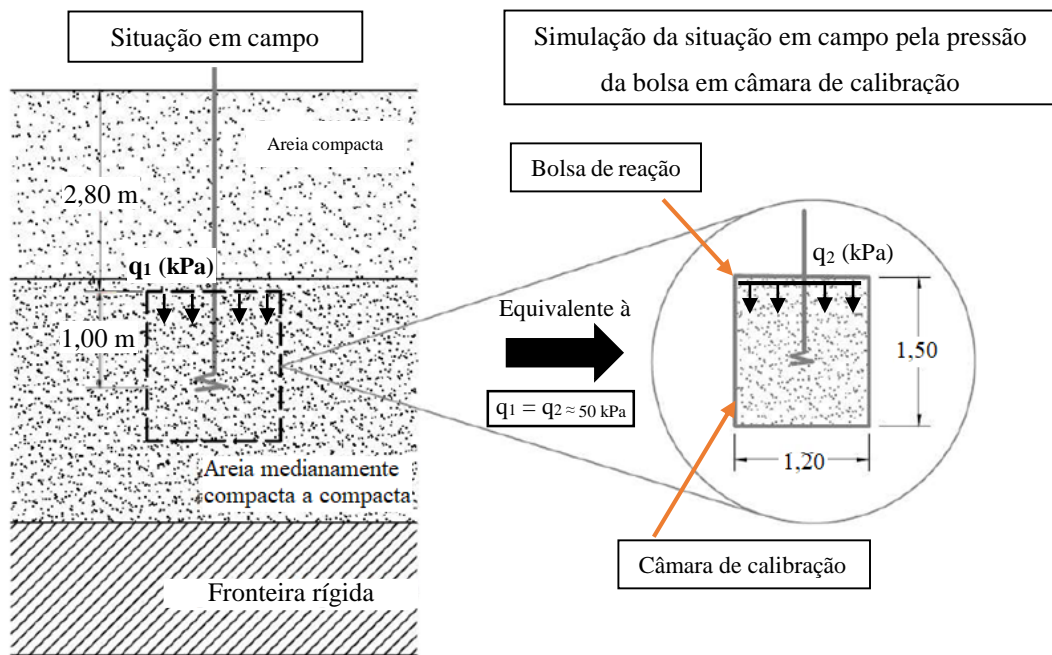
Fonte: Miura e Toki (1982).

3.6. Bolsa de reação e sistema de pressurização

A bolsa tem o intuito de aplicar tensões controladas a fim de simular profundidades pertinentes ao estudo, sem necessariamente tê-las fisicamente, como pode ser observada na situação ilustrativa da Figura 60. Simulou-se uma instalação em cota semelhante a 2,80 metros

de profundidade, por meio do uso de tensão vertical (sobrecarga) constante de 50 kPa na bolsa para todos os ensaios do estudo atual (q_2 mostrada na Figura 60). Em estudo realizado por Schiavon (2016), observou-se que a tensão confinante presente em cotas de a 2,40 metros em areia compacta já não permitia maiores avanços das máquinas com as capacidades de torque existentes no Brasil.

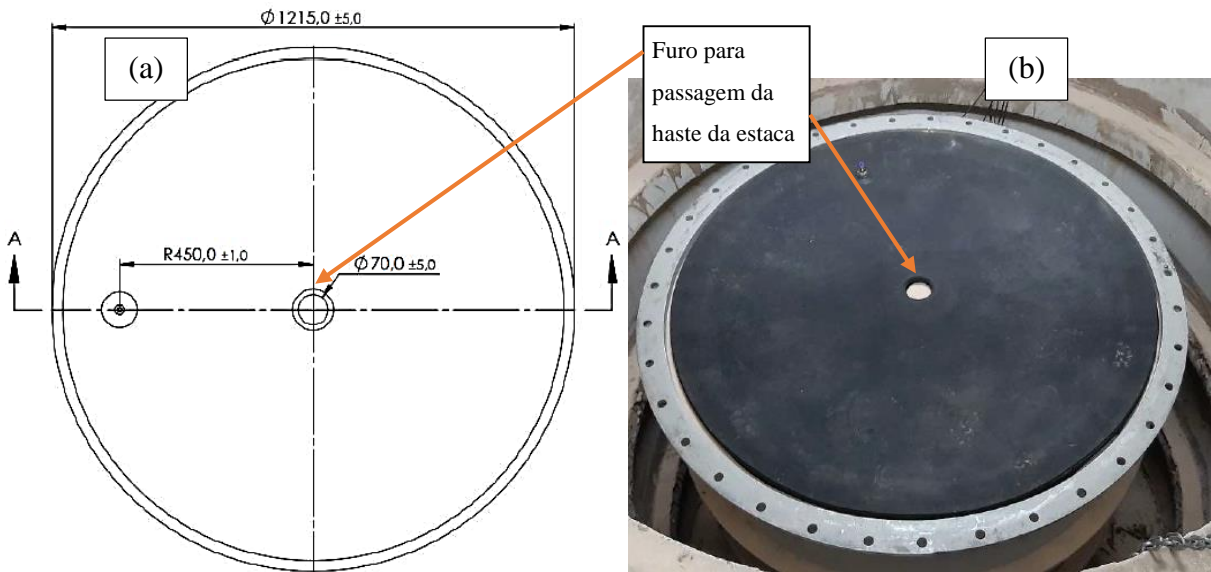
Figura 60: Simulação da tensão efetiva de campo através da pressão imposta pela bolsa de reação (dimensões em metro)



Fonte: Adaptado de Silva (2020).

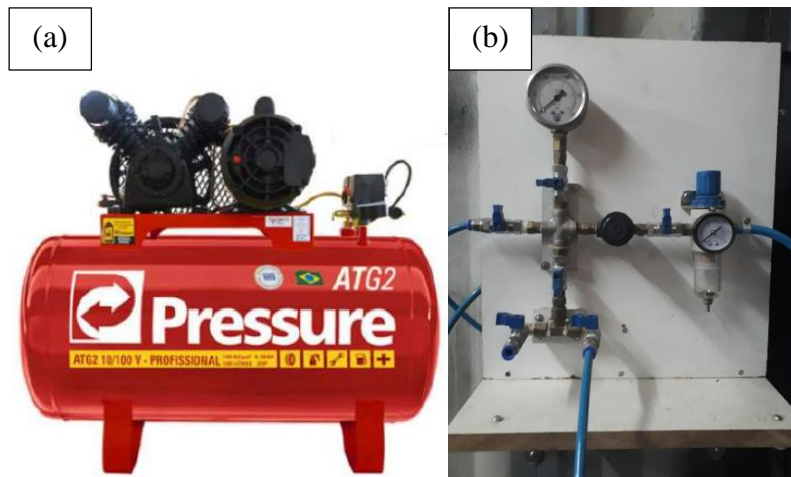
A bolsa de reação é constituída por borracha níttrica com 3 mm de espessura, dureza de 70 Sh A, com 1,215 m de diâmetro e possui um furo ao centro de 65 mm de diâmetro para a passagem da estaca (Figura 61). A sua resistência deve ser tal que não se rompa durante o ensaio e flexível o bastante para aplicar as tensões no topo da amostra uniformemente. A pressurização se dará por ar comprimido, com o uso de compressor PRESSURE modelo Atg2, 110/220 v, Ar Monofásico 10 litros, de capacidade mínima de 680 kPa e máxima de 970 kPa (Figura 62a).

Figura 61: Bolsa de reação: (a) Modelo (dimensões em mm); (b) protótipo em campo



Fonte: Adaptado de Silva (2020).

Figura 62: (a) Compressor à ar; (b) painel de controle de pressurização da bolsa de reação



Fonte: (a) Catálogo Artek (2020); (b) Autor.

Os valores de pressão disponibilizados pelo sistema são altos para os ensaios, por isso, Silva (2020) criou um painel de válvulas reguláveis para controlar a pressão de entrada na bolsa de forma a utilizar valores mais baixos, da ordem de 50, 100, 150 kPa. O painel de controle é composto por um manômetro com amostrador de diâmetro 63 mm com glicerina de fabricação Salvi Casagrande; um mini regulador de pressão de ¼” marca Norgren modelo R07-200RNKA de 30 a 700 kPa; conjunto de cruzeta, niple e válvulas de esfera para o controle de início e interrupção da entrada de ar comprimido (Figura 62b). Também, foi instalado um filtro junto

ao regulador de ar na saída do compressor para impedir a entrada de água ou umidade na tubulação, mantendo a pressão e vazão constantes no ensaio.

3.7. Ensaio de carregamento em câmara de calibração

O comportamento das estacas-modelo foi investigado nas condições de carregamento monotônico de tração e de compressão. Os ensaios foram realizados por meio de acréscimos sucessivos de carga aplicados ao topo das estacas-modelo, e mantidos por período de 5 minutos cada, para caracterizar um carregamento estático, seguindo a norma ABNT NBR 12131 (ABNT, 2006).

Para a campanha experimental em câmara de calibração, foram realizados 2 conjuntos de ensaios de carregamento, perfazendo um ensaio monotônico em tração, sucedido por um ensaio em compressão. Cada conjunto é realizado após a preparação do maciço de areia e instalação da estaca modelo já com o maciço sob tensão vertical aplicada pela bolsa de reação. Nos ensaios de carregamento, mede-se as cargas axiais aplicadas às estacas por meio de célula de carga posicionada no topo da estaca modelo. Os deslocamentos são monitorados durante todo o processo, por meio de dois relógios comparadores mecânicos (*dial gauges* - 50 mm de curso e leituras a cada 0,01 mm) instalados em uma base de eixo ortogonal a linha longitudinal da estaca (Figura 55c, d). Além disso, nos ensaios de número 02 e 03, das taxas respectivas de 0,8 e 1,0 passo/revolução, realizou-se ensaio cíclico de tração logo após o carregamento monotônico de mesma natureza. Foram aplicados 50 ciclos de carregamento com valores de carga mínima e máxima, respectivamente, os mais próximos de 10% e 60% da carga de ruptura do ensaio monotônico de tração, impondo, portanto, uma variação de amplitude correspondente à $0,5Q_u$.

Reforça-se que, por causa do tamanho do container que abriga a câmara de calibração, a fase de instalação, necessitou ser realizada em duas etapas, sendo avançados cerca de 50 cm na primeira etapa e aproximadamente 30 cm na segunda. Ao somar-se os 20 cm do posicionamento manual inicial (antes da instalação da bolsa), atinge-se 1 m de profundidade previsto a priori (observar a descrição detalhada no APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração). Apenas para o ensaio 02 de taxa 0,8 passos/revolução foi necessário fazer a exceção de 5 paradas para reposicionamento da correia no motor, contudo os dados ainda são válidos e utilizados no processo de análise comparativa.

Como já mencionado, nos ensaios monotônicos estão sendo avaliadas as relações entre o valor do torque de instalação, resistência à tração/compressão e capacidade de carga máxima

com a velocidade da instalação empregada, cumprindo-se assim o objetivo do estudo presente. A Tabela 10 sumariza os ensaios realizados.

Tabela 10: Resumo dos ensaios realizados

Instalação n°	Ensaio	v_r	Carregamento	Tempo estágios monotônico (min)
1	1T	0,8	Tração	5
	1C	0,8	Compressão	5
2	2T	0,8	Tração	5
	2C	0,8	Compressão	5
3	3T	1,0	Tração	5
	3C	1,0	Compressão	5
4	4T	1,0	Tração	-
	4C	1,0	Compressão	-
5	5T	1,0	Tração	5
	5C	1,0	Compressão	5
6	6T	1,2	Tração	5
	6C	1,2	Compressão	5
7	7T	1,2	Tração	5
	7C	1,2	Compressão	5

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A partir dos sete ensaios realizados, sendo dois cada taxa de instalação (v_r) de 0,8, e 1,2, e três para a de 1,0, pôde-se conduzir diversas análises em relação a parâmetros alvo como: torque, força de instalação e tensões radiais; capacidade de carga à tração, à compressão e tensões radiais correspondentes; relação entre a taxa de instalação e os parâmetros anteriores; comparação entre o comportamento na tração e compressão. Além disso, a resistência do sistema hélice-solo em termos de tensão (força na hélice dividida pela área de contato da hélice com o solo) foi analisada nos carregamentos de tração (q_{h-T}) e compressão (q_{h-C}), com o intuito de eliminar os efeitos de diferentes áreas de hélices.

A relação entre a capacidade de carga à tração e o torque de instalação tem sido utilizada para o controle da instalação de estacas helicoidais por décadas. A bem conhecida abordagem empírica que correlaciona o torque de instalação (T_h) com a capacidade de carga à tração por meio do fator de torque K_T foi avaliada neste trabalho para verificar sua sensibilidade à taxa de avanço (v_r). No entanto, no atual trabalho, somente as forças de instalação e capacidade de carga relativas à porção da hélice são consideradas para se determinar o fator $K_{T-hélice}$, que é a razão da capacidade de carga da hélice (Q_{u-h}) em relação ao torque de instalação resistido pela hélice (T_h). Por fim, o valor de atrito unitário da haste central em tração (f_{s-T}) foi calculado pela diferença entre os valores registrados pela célula de carga na ruptura (Q_u^*) e na instrumentação logo acima da hélice (Q_{u-h}^*), dividido-se pelos 90 cm de extensão de área da haste acima da hélice. Cada item será apresentado em um tópico separadamente, e terá como referência a Tabela 11 de resumo dos resultados:

Tabela 11: Resumo dos resultados dos ensaios realizados

Ensaio	v_r	Q_u^* (kN)	q_{h-T}^* (kPa)	q_{h-T}^{**} (kPa)	q_{h-C}^* (kPa)	q_{h-C}^{**} (kPa)	f_{s-T}^* (kPa)	$T_h máx.$ (N×m)	$T_h méd.$ (N×m)
1T	0,8	3,0							
1C	0,8	5,5	595	443	-	-	2,2	75,6	45,5
2T	0,8	2,5							
2C	0,8	5,5	466	455	899	597	2,4	-	-
3T	1,0	3,5							
3C	1,0	8,0	676	609	1304	707	2,9	62,3	47,4
4T	1,0	-							
4C	1,0	-	-	-	-	-	-	56,8	32,3
5T	1,0	3,5							
5C	1,0	6,5	518	490	1075	668	5,7	47,8	37,0
6T	1,2	5,0							
6C	1,2	8,0	751	609	1410	848	7,9	63,6	45,1
7T	1,2	4,5							
7C	1,2	8,5	688	599	1480	839	6,9	65,0	43,7

* considerando Q_u igual à carga máxima aplicada no ensaio

** considerando $Q_{u=10\%D}$ (carga para deslocamento igual a 10%D) como carga última

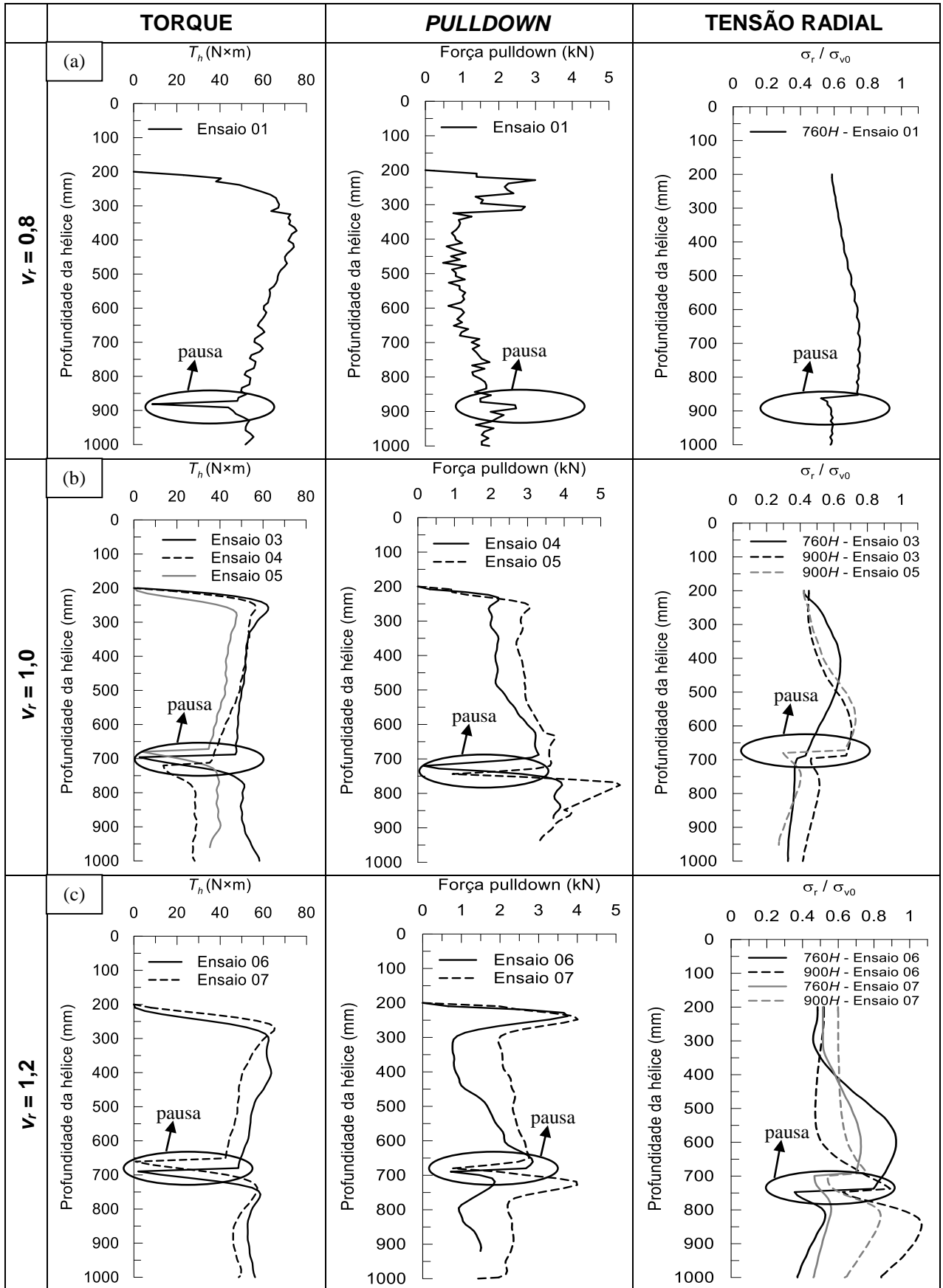
4.1. Torque, força de instalação e tensões radiais

Os resultados referentes ao torque, força de instalação e tensões radiais nas duas etapas de instalação em taxas de avanço (v_r) de 0,8, 1,0 e 1,2 podem ser observados individualmente em cada um dos sete ensaios na Figura 63. A resposta dos torques é típica de uma instalação em solo sob tensão confinante constante, partindo de um valor nulo e demonstrando um rápido incremento em uma pequena penetração (cerca de $1,4D$ ou 115mm), seguidos de uma queda para um valor residual constante, que varia suavemente com a taxa de avanço. Este comportamento é causado pela invariação da condição confinante de tensões com a profundidade em câmara de calibração. Os menores valores de torque máximo ocorrem para taxas (v_r) de 1,0 e 1,2 em comparação com a de 0,8, que é ligeiramente superior. Complementando com a Figura 64, a tendência geral do torque no presente estudo é similar para todos os casos, portanto, não é possível notar claramente algum efeito de tradagem. É possível que o efeito de tradagem não tenha sido notado por causa do pequeno valor da razão D/d adotada no presente estudo. Mais estudos em estacas helicoidais com diferentes razões D/d são necessárias para confirmar esta observação.

Quanto à força axial de instalação, obtida em seção acima da hélice, observa-se um pico seguido de um decréscimo para $v_r = 0,8$ e 1,2. O pico na força encontra-se aproximadamente na mesma profundidade da hélice em que o máximo torque foi constatado. Para o ensaio de referência ($v_r = 1,0$), após o pico, a força axial se mantém relativamente constante. No ensaio de $v_r = 0,8$, a força axial de instalação é muito menor comparada aos outros casos, o que sugere uma condição sobre-rotação do trado (ou um início de tradagem). Por sua vez, para $v_r = 1,2$, os maiores valores de pico inicial foram constatados e, além disso, a força axial pós-pico demonstrou um incremento com a profundidade.

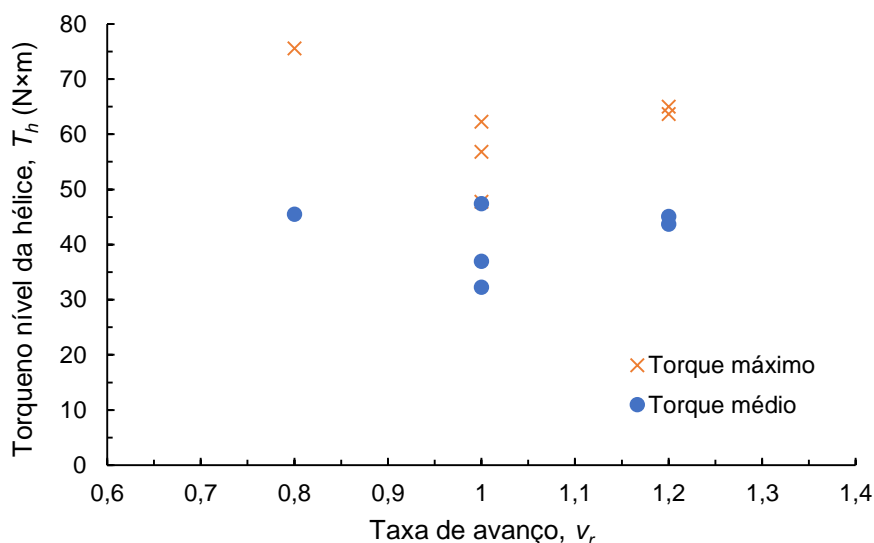
Em relação às tensões radiais medidas à 760 mm e 900 mm de profundidade (a 240 mm e 100 mm distantes da hélice) e a 300 mm de distância radial do eixo longitudinal da estaca, os valores de tensão radial antes de instalação ficaram em torno de 0,4 a 0,6 vezes o valor da tensão vertical (σ_{v0}), estando em concordância com valores de coeficientes de empuxo de areias compactas na condição de repouso encontrado em literatura (LEE *et al.*, 2013). Embora as células de pressão tenham sido instaladas relativamente distantes da borda da hélice ($\sim 3D$), constatou-se um aumento de tensão radial quando a hélice se aproximava da profundidade do sensor. Os aumentos ficaram limitados entre $0,16\sigma_{v0}$ e $0,55\sigma_{v0}$, sendo pertencentes, respectivamente, à menor e maior taxa de avanço, o que ilustra o efeito da taxa de instalação no solo ao longo da profundidade.

Figura 63: Resultados da instalação para $v_r = 0,8, 1,0$ e $1,2$



Fonte: Autor.

Figura 64: Efeito da taxa de avanço no torque de instalação



Fonte: Autor.

No final da instalação, em alguns casos, as tensões radiais apresentaram redução entre $0,02\sigma_{v0}$ a $0,15\sigma_{v0}$ em relação aos valores antes da instalação, com a menor redução pertencente à menor taxa de avanço. Quando a hélice se aproximava da cota do sensor, observou-se um crescimento momentâneo da tensão radial. Esse aumento tende a desaparecer quando a instalação avança, e a tensão radial aparentemente tende a assumir valores próximos aos iniciais, antes da instalação.

Nenhum efeito significativo de tradagem pôde ser deduzido com base nos resultados do torque, de força axial ou de tensão horizontal durante a instalação. Contudo, os resultados indicam que diferentes taxas de avanço influenciam de maneiras diferentes as respostas no torque, força axial e tensão horizontal durante a instalação da estaca.

Além disso, a instalação à taxa de $v_r = 0,8$ ainda demandou certa intensidade de força axial de compressão para sustentar um avanço em taxa constante, o que complementa os resultados de Wang *et al.* (2020), que demonstraram que a instalação com $v_r = 0,25$ e $0,5$ não mais apresentavam uma intensidade perceptível da força axial de compressão. Investigações adicionais utilizando sensores mais próximos à estaca, taxas de avanço diferentes e diferentes razões de diâmetro haste-hélice são necessárias para se confirmar as observações acima.

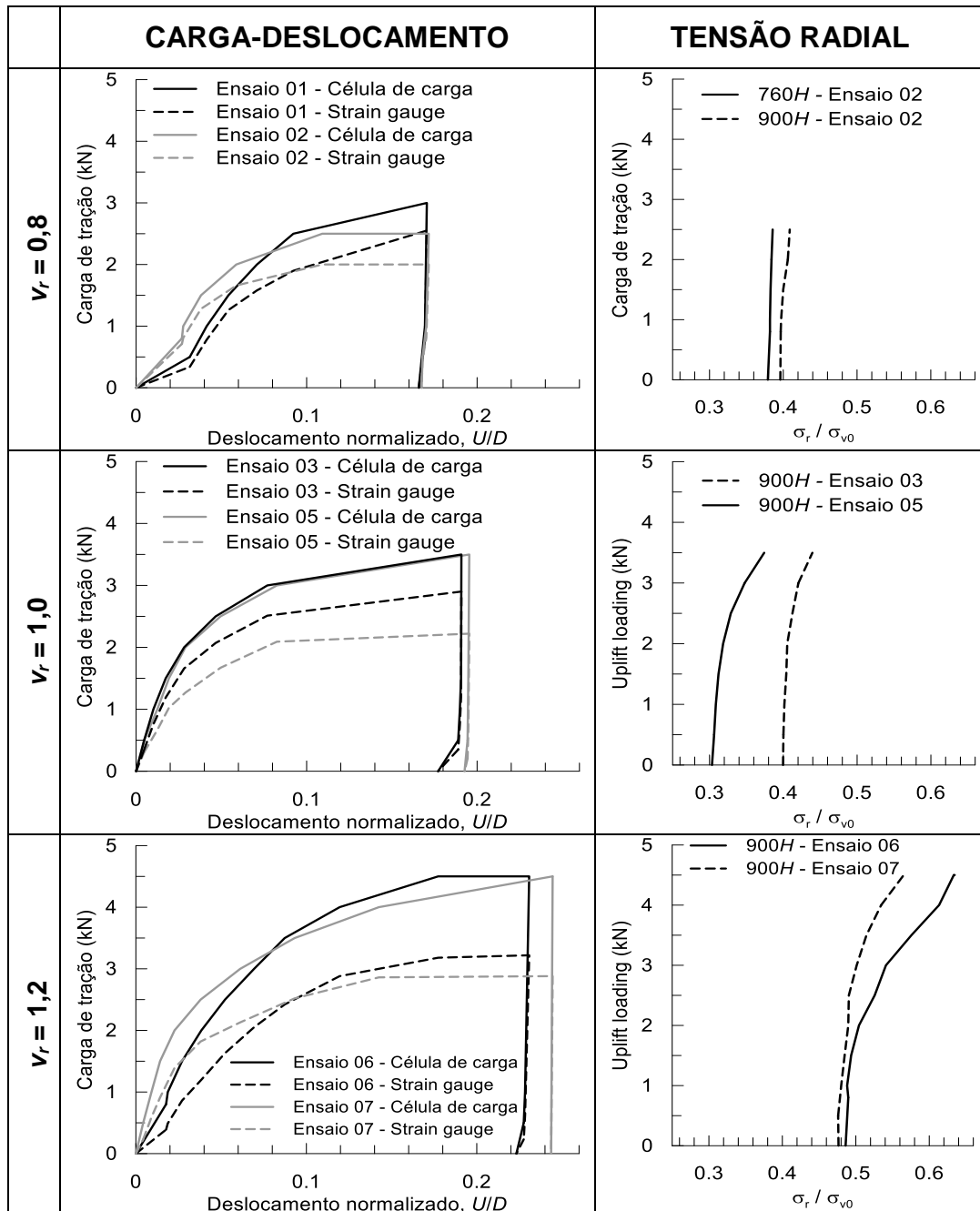
É importante ressaltar que, devido a problemas técnicos na aquisição dos dados nos ensaios 02 ($v_r = 0,8$), 03, 04 ($v_r = 1,0$), algumas informações estão ausentes nos gráficos plotados referentes à instalação. Contudo, todos, com exceção do ensaio 04, produziram dados satisfatórios durante os ensaios de carregamento.

4.2. Carregamento monotônico em tração

Embora os resultados de torque tenham sido similares para a faixa de taxa de avanço utilizados neste estudo, os ensaios monotônicos de tração revelaram efeitos importantes no desempenho da estaca. A Figura 65 compara a resposta carga-deslocamento e a variação simultânea da tensão radial no solo ao redor da estaca, para estacas instaladas sob diferentes taxas de avanço (v_r). As estacas instaladas com $v_r = 0,8$ exibiram um indício de ruptura física em um menor nível de deslocamento do que em ensaios com estacas instaladas a taxas de avanço superiores. Além disso, no início dos ensaios com $v_r = 0,8$, pode-se perceber uma rigidez claramente menor, provavelmente por causa de uma maior perturbação do solo e menores tensões confinantes ao redor da estaca, ocasionados pela instalação a esta taxa. Apesar da distância relativamente grande do eixo da estaca ($\sim 3,6D$), um incremento na tensão radial de até $0,14\sigma_{v0}$ pôde ser notado no solo para a carga última para a maior taxa de v_r .

Observando-se os resultados para carga de ruptura da fundação nos ensaios com carregamento monotônico à tração na Figura 65, os maiores valores são encontrados quando utiliza-se taxa de avanço na instalação de $v_r = 1,2$, com acréscimo médio de cerca de 30% em relação à taxa unitária de referência. Em intermediário, ficam os ensaios com taxa unitária, com valor de 3,5 kN, e, por último, com menores valores ficam os ensaios com $v_r = 0,8$, com decréscimo médio de cerca de 20% em relação à taxa de referência. Nota-se, portanto, uma tendência de crescimento nas cargas de ruptura para taxas superiores à unitária, enquanto que, para taxas inferiores, o efeito oposto ocorre. Pode-se dizer que, pelos resultados apresentados, a maior taxa de avanço ($v_r = 1,2$) propicia menores perturbações no solo, ou até mesmo fornece melhorias nas condições de confinamento em relação às demais estudadas, o que justificaria as maiores capacidades de carga observadas. Enquanto taxas inferiores à unitária ($v_r = 0,8$) acarretariam perturbações negativas mais intensas com o indício do efeito de tradagem, ocasionando o decréscimo na capacidade de carga.

Figura 65: Comportamento carga-deslocamento na tração: força axial na célula de carga e na instrumentação (ambos em função de U/D), e tensão radial normalizada (células de tensão total).

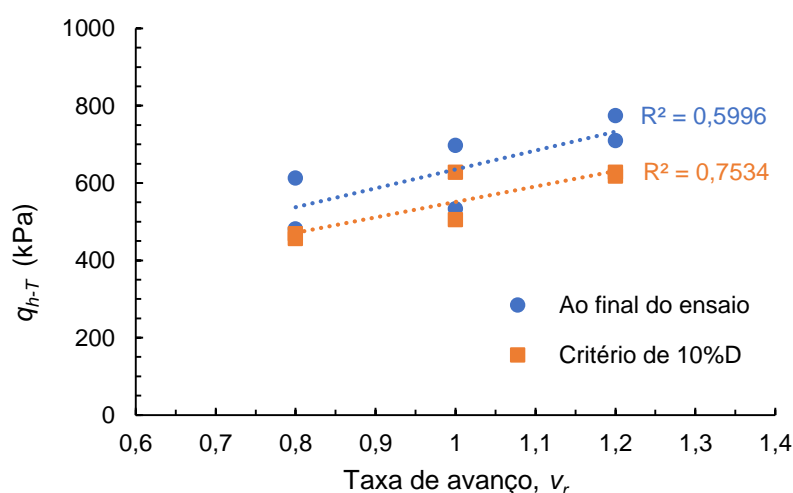


Fonte: Autor.

Na Figura 66 e Tabela 12, mostra-se a influência da taxa de avanço (v_r) na tensão de suporte sob tração na hélice computada ao final do ensaio e para um deslocamento igual a $10\%D$ (q_{h-T}^{**}). Para um deslocamento de $10\%D$, típico critério de ruptura utilizado para estacas helicoidais (SAKR, 2009, ELSHERBINY; EL NAGGAR, 2013), uma redução significativa na capacidade de carga da hélice (q_{h-T}^{**}) é observada para a taxa de 0,8, sendo em média 18% inferior à capacidade para taxa de avanço de referência ($v_r = 1,0$). Já para estacas instaladas em

taxa de $v_r = 1,2$, não há alteração notável da capacidade em comparação ao ensaio de referência no mesmo critério de ruptura. Contudo, ao final do ensaio, observou-se um valor de tensão na hélice (q_{h-T}) 20% superior ao da taxa de avanço de referência. A diferença nos valores de q_{h-T} é provocada, em parte, pela diferença nos níveis de perturbação do solo durante a instalação pelas diferentes taxas de avanço, que afetam a capacidade de carga à tração da estaca. Como reportado por Wang *et al.* (2020), um valor de v_r significativamente menor que o unitário (e.g. 0,5 ou 0,25) causa o efeito de tradagem, e conseqüentemente aumenta o nível de perturbação do solo. Ainda na Tabela 12 apresenta-se valores de rigidez secante (E_s) para as três taxas de avanço dos ensaios à tração. Nota-se que para taxa de 0,8 há uma evidente menor rigidez secante no início dos ensaios em relação às demais, verificado pelo E_s^{***} (para 50% Q_u), podendo sugerir indícios do processo de tradagem acima da hélice nesta taxa.

Figura 66: Efeito da taxa de avanço na tensão de suporte à tração da hélice



Fonte: Autor.

Tabela 12: Resumo dos resultados das tensões de suporte sob tração

Ensaio	v_r	q_{h-T}^* (kPa)	q_{h-T}^{**} (kPa)	E_s^{**} (kN/m)	E_s^{***} (kN/m)
1T	0,8	595	443	306	315
2T	0,8	466	455	282	397
3T	1,0	676	609	365	936
4T	1,0	-	-	-	-
5T	1,0	518	490	365	895
6T	1,2	751	609	435	602
7T	1,2	688	599	424	854

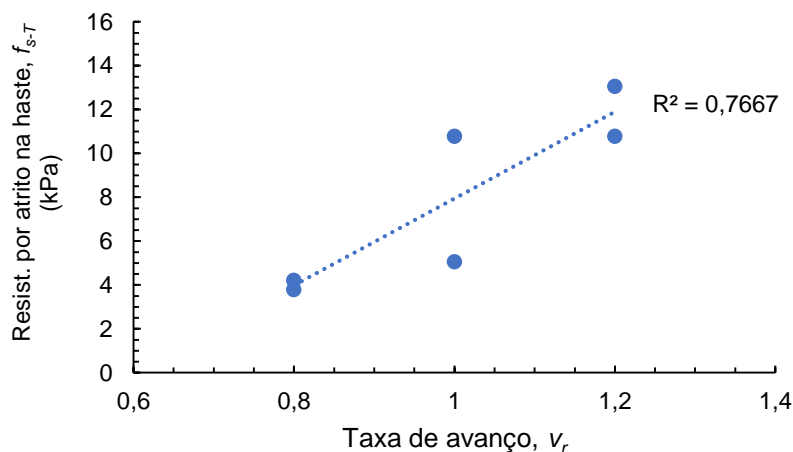
* considerando Q_u igual à carga máxima aplicada no ensaio

** considerando $Q_{u=10\%D}$ (carga para deslocamento igual a 10% D) como carga última

*** considerando 50% Q_u

Por meio da diferença entre os valores obtidos na célula de carga no topo da estaca e os valores obtidos na instrumentação L1 (medidas de força axial), pôde-se estimar o valor de resistência por atrito lateral na haste no trecho de 80 cm acima da posição da instrumentação L1. A intensidade do atrito lateral na haste assumiu uma tendência linear em relação à taxa de avanço de instalação, sendo maior quanto maior a taxa, conforme se observa na Figura 67.

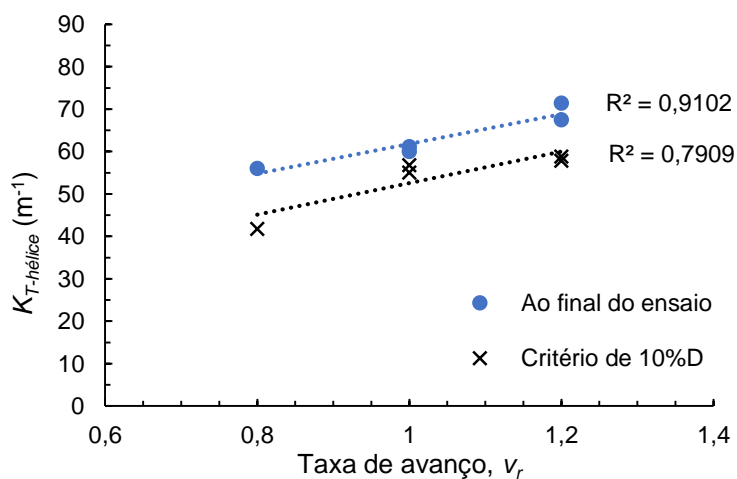
Figura 67: Efeito da taxa de avanço no atrito lateral (f_{s-T}) da haste no final do ensaio



Fonte: Autor.

A Figura 68 apresenta os valores de $K_{T-hélice}$ para os diferentes v_r , que abrangem os limites observados na literatura (Byrne e Houlsby, 2015, fornecem valores em termos de $K_{T-hélice} \times D$). Os valores de $K_{T-hélice}$ são inferiores para menor v_r e superiores para maior v_r , seguindo a capacidade de carga à tração. As diferenças nos valores de $K_{T-hélice}$ destacam a necessidade de monitoramento da taxa de avanço na instalação para evitar previsões equivocadas de capacidade de carga da estaca pelo do uso de correlação do tipo K_T .

Figura 68: Efeito da taxa de avanço no fator de correlação de torque



Fonte: Autor

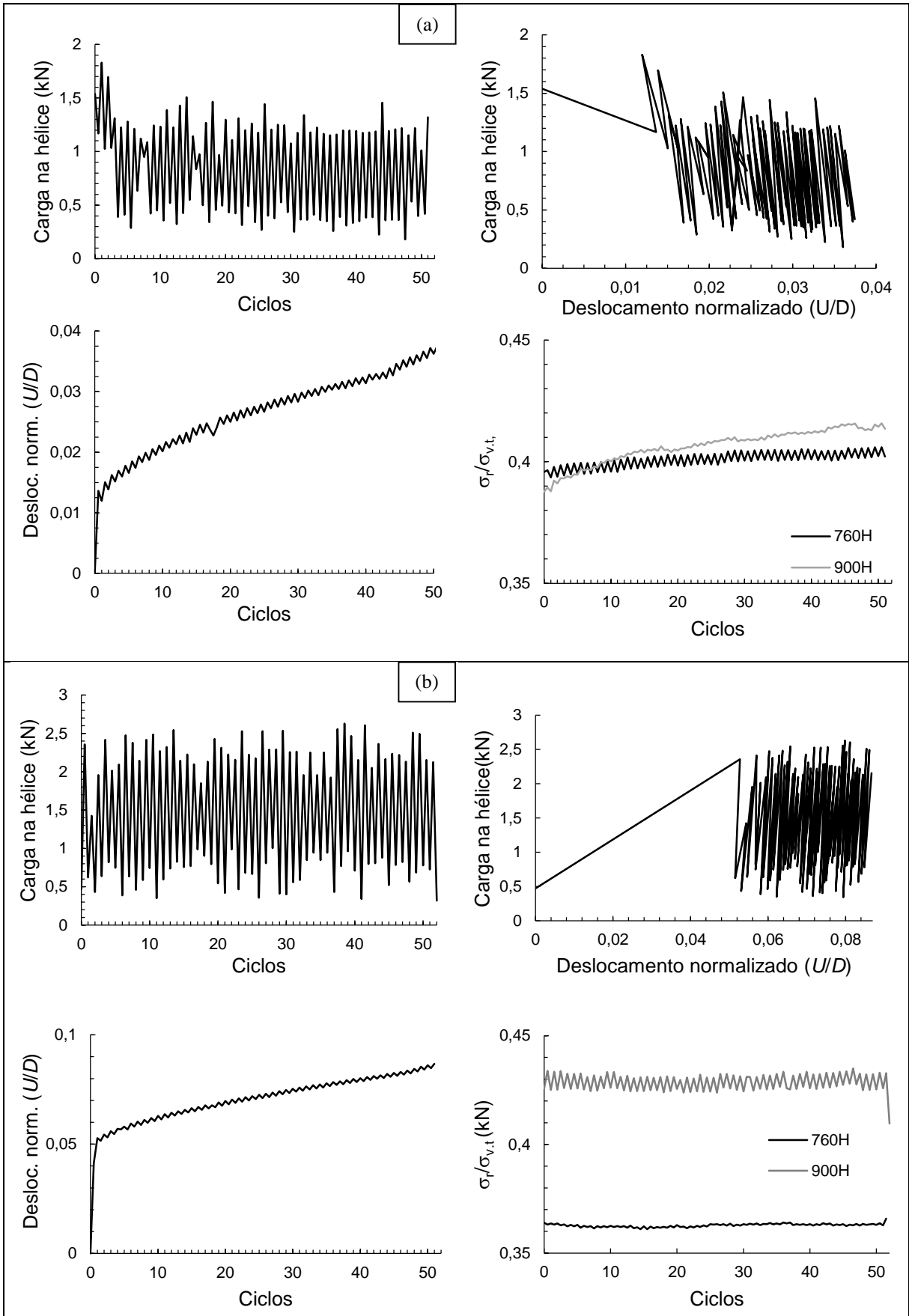
4.2.1. Carregamento cíclico

Apresentam-se na Figura 69 os resultados do carregamento cíclico nos ensaios 02 e 03, das taxas respectivas de $v_r = 0,8$ e $1,0$. Os valores apresentados são referentes a 50 ciclos de carregamento, sendo a carga cíclica mínima ($Q_{mín}$) correspondente a aproximadamente 10% da carga de ruptura, e a carga cíclica máxima, correspondente a aproximadamente 60% da carga de ruptura e o período de cada ciclo era de 15 segundos (detalhes no APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração).

Mesmo com uma distância significativa do sensor em relação à borda da hélice ($\sim 3D$), foi possível observar um ligeiro aumento das tensões radiais com os ciclos de carregamento para o caso de $v_r = 0,8$, conforme apresenta-se na Figura 69a. Para o ensaio 03 de $v_r = 1,0$, por outro lado, não é possível notar alguma tendência clara de variação nas tensões radiais, conforme observa-se na Figura 69b.

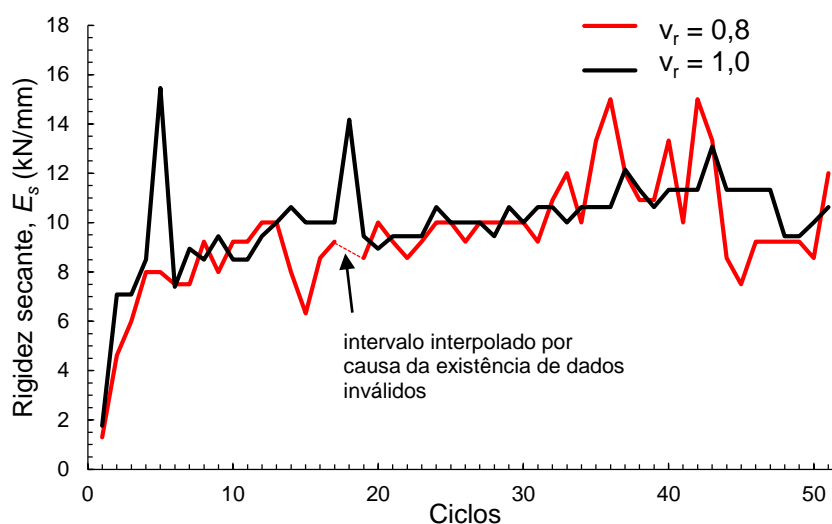
Observando a Figura 70, pode-se observar que em ambas as taxas $v_r = 0,8$ e $1,0$ a rigidez secante (E_s) no carregamento apresenta um pequeno crescimento com o número de ciclos. Este comportamento está em concordância a suposição de Cerato e Victor (2009), que assumem que uma série de ciclos de carregamentos aumentam a rigidez do solo em contato às estacas, de maneira a garantir o desempenho e vida útil adequados da fundação. Não se pode observar comportamento distinto claro entre as duas taxas de avanço testadas, porém acredita-se que em intervalos maiores de taxas de avanço de instalação, bem como diferentes razões D/d , resultariam em diferenças mais proeminentes. Contudo, as afirmações anteriores necessitam de ensaios nas condições mencionadas para serem confirmadas.

Figura 69: Resumo dos ensaios cíclicos à tração em estacas instaladas à (a) $v_r = 0,8$ e (b) $v_r = 1,0$



Fonte: Autor

Figura 70: Rigidez axial secante (E_s) em função de v_r nos ensaios cíclicos à tração



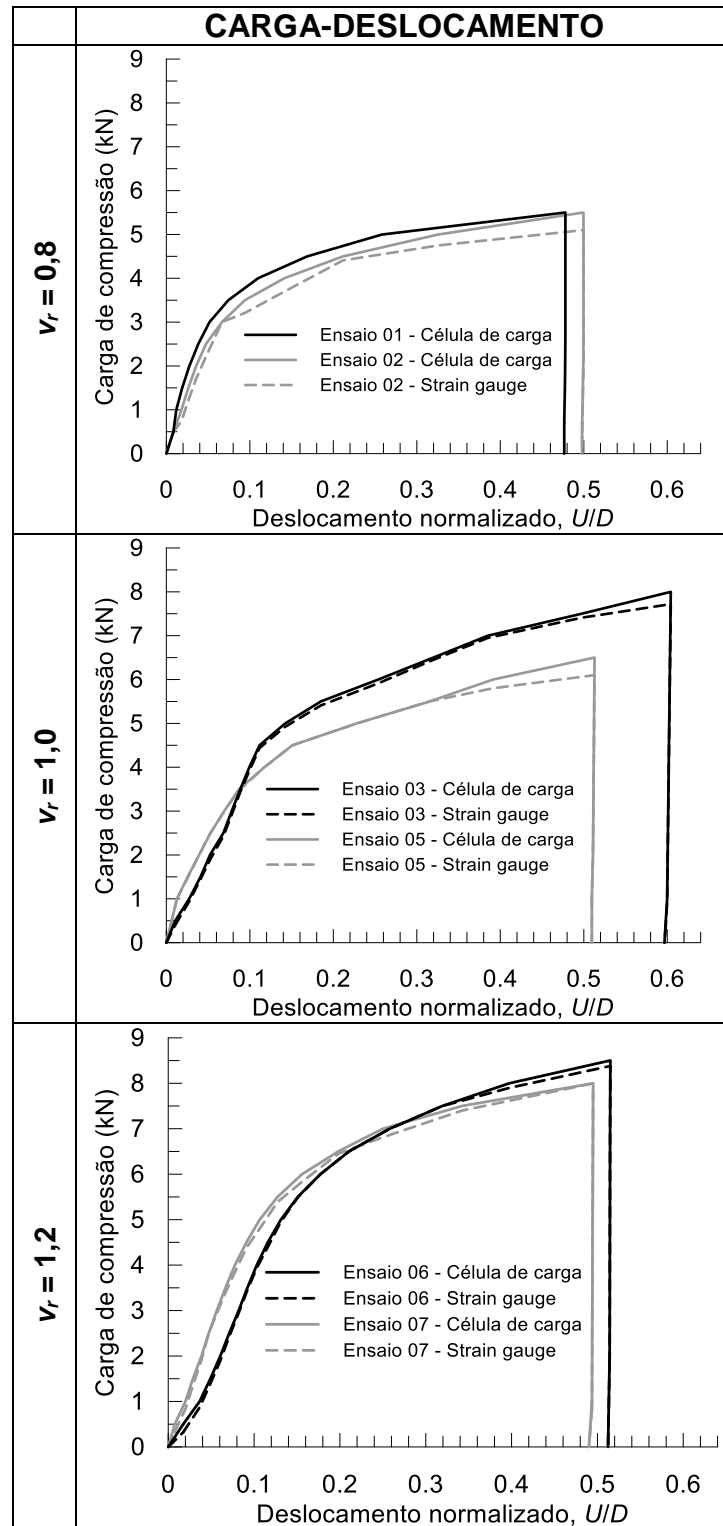
Fonte: Autor

4.3. Carregamento monotônico em compressão

Na Figura 71, pode-se observar as curvas de comportamento de carga-deslocamento nos ensaios monotônicos de compressão. Percebe-se que o desempenho na compressão foi significativamente diferente para as estacas instaladas sob diferentes taxas de avanço (v_r), porém com menor relevância para o critério de deslocamento de $\sim 10\%D$. Ainda, pode-se observar que as cargas aplicadas foram praticamente todas sustentadas pela parcela de resistência de hélice, com a resistência por atrito na haste sendo desprezível. Diferentemente da tração, o atrito lateral na haste foi desprezível em compressão. Como o ensaio de tração foi realizado antes, a movimentação prévia eliminou grande parte da interação solo-haste, restando basicamente um atrito residual na haste de intensidade desprezível.

Assim como na tração, os maiores valores de capacidade de carga foram observados nos ensaios cujas taxas de instalação foram de $v_r = 1,2$, o que corrobora com a hipótese de que, nesta taxa, a estaca “empurra” o solo, compactando-o e causando um aumento nas tensões confinantes do solo ao redor da ponta da estaca. Em posição intermediária de valores de capacidade de carga, encontraram-se os ensaios de taxa de avanço unitária, e os de $v_r = 0,8$ apresentaram os menores valores, justificados pela maior perturbação do solo e menores tensões confinantes ao redor da estaca.

Figura 71: Comportamento carga-deslocamento na compressão: força axial na célula de carga e na instrumentação (ambos em função de U/D).



Fonte: Autor.

Diferentemente da tração, a taxa de avanço não apresentou influência na rigidez secante (E_s) dos ensaios à compressão, como pode ser observado para E_s^{**} (critério de Q_u para $U = 10\%D$) na Tabela 13, não apresenta variações relevantes.

Tabela 13: Resumo dos resultados das tensões de suporte sob compressão

Ensaio	v_r	q_{h-c}^* (kPa)	q_{h-c}^{**} (kPa)	E_s^{**} (kN/m)	E_s^{***} (kN/m)
1C	0,8	-	-	459	789
2C	0,8	899	597	411	558
3C	1,0	1304	707	471	471
4C	1,0	-	-	-	-
5C	1,0	1075	668	435	478
6C	1,2	1410	848	565	596
7C	1,2	1480	839	447	455

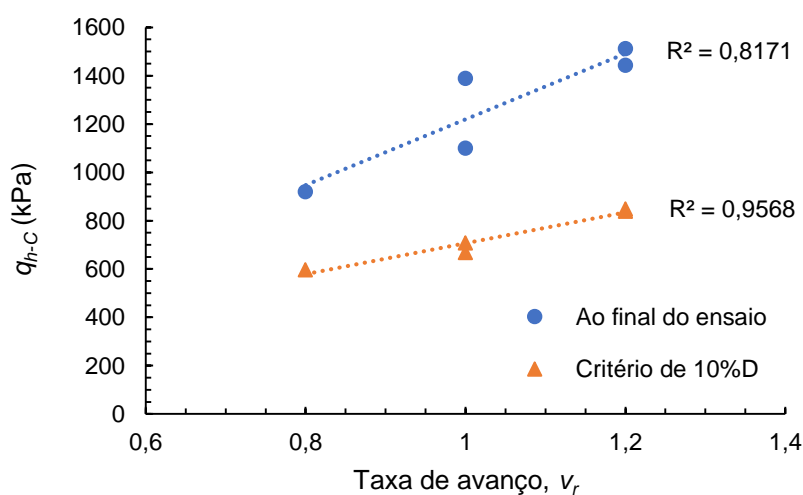
* considerando Q_u igual à carga máxima aplicada no ensaio

** considerando $Q_{u=10\%D}$ (carga para deslocamento igual a 10% D) como carga última

*** considerando 50% Q_u

A Figura 72 e Tabela 13 mostram que a tensão de contato hélice-solo na compressão (q_{h-c}) eleva-se com a taxa de avanço (v_r). Esse aumento acontece quando taxas maiores de avanço são usadas, com tendência em causar crescentes forças axiais compressivas que melhoram a resistência do solo abaixo da hélice. Contudo, investigações adicionais são necessárias para confirmar as observações expostas acima.

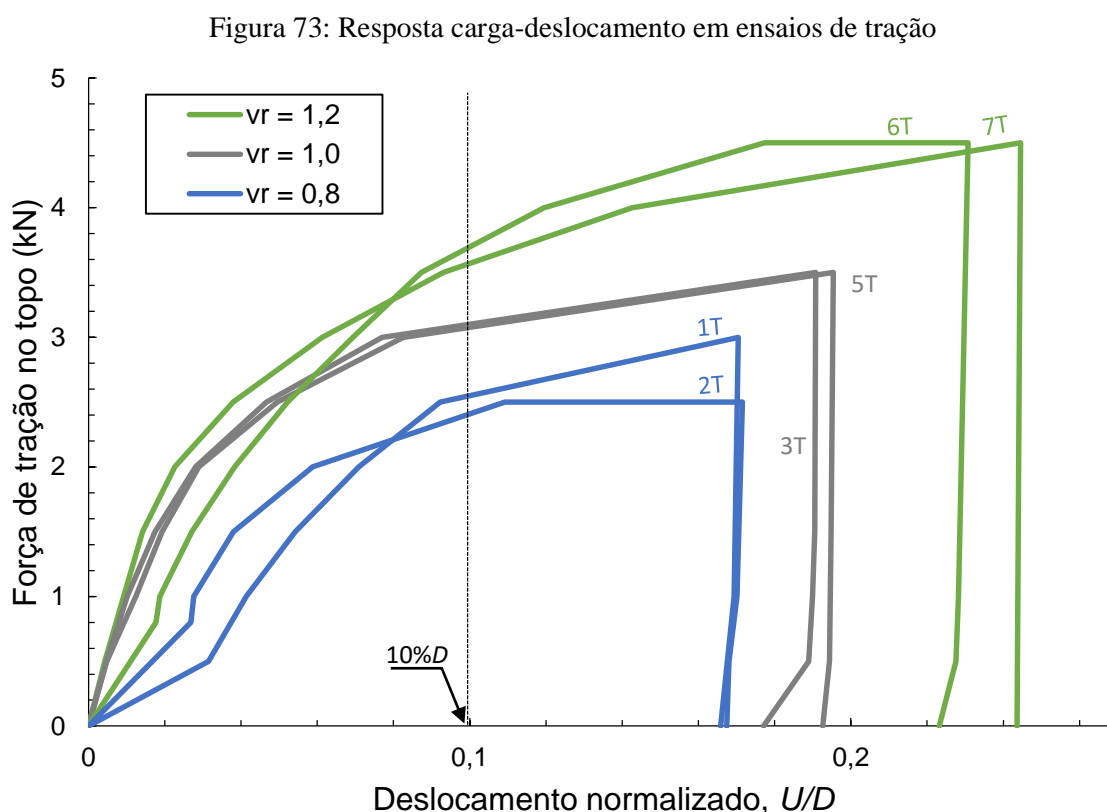
Figura 72: Tensão de suporte na hélice à compressão para diferentes taxas de avanço



4.4. Comparação do comportamento em tração *versus* compressão

A Figura 73 apresenta a resposta carga-deslocamento obtida pelos valores anotados na célula de carga e relógios comparadores para os seis ensaios de tração realizados. Observa-se mais nitidamente nesta figura que os ensaios com instalação feitas com $v_r = 0,8$ resultaram em capacidade de carga menor que os ensaios com $v_r = 1,0$ e $1,2$, para ambos os critérios de carga máxima aplicada no ensaio (Q_u^*) e de carga correspondente a um deslocamento igual a $10\%D$ (Q_u^{**}). Quando se utiliza taxas de avanço superiores a unitária (e.g. $v_r = 1,2$), há deslocamento lateral do solo, o que colabora para a melhoria das propriedades do solo do entorno. Os valores representativos para as afirmações anteriores em relação às curvas podem ser comparados na Tabela 14.

Observa-se na Figura 74 que, para os ensaios em compressão em estacas instaladas com $v_r = 1,0$ e $1,2$, a resposta carga-deslocamento e os valores de capacidade de carga são muito próximos, principalmente para o critério de $10\%D$.



Fonte: Autor.

Tabela 14: Resumo dos resultados dos ensaios realizados

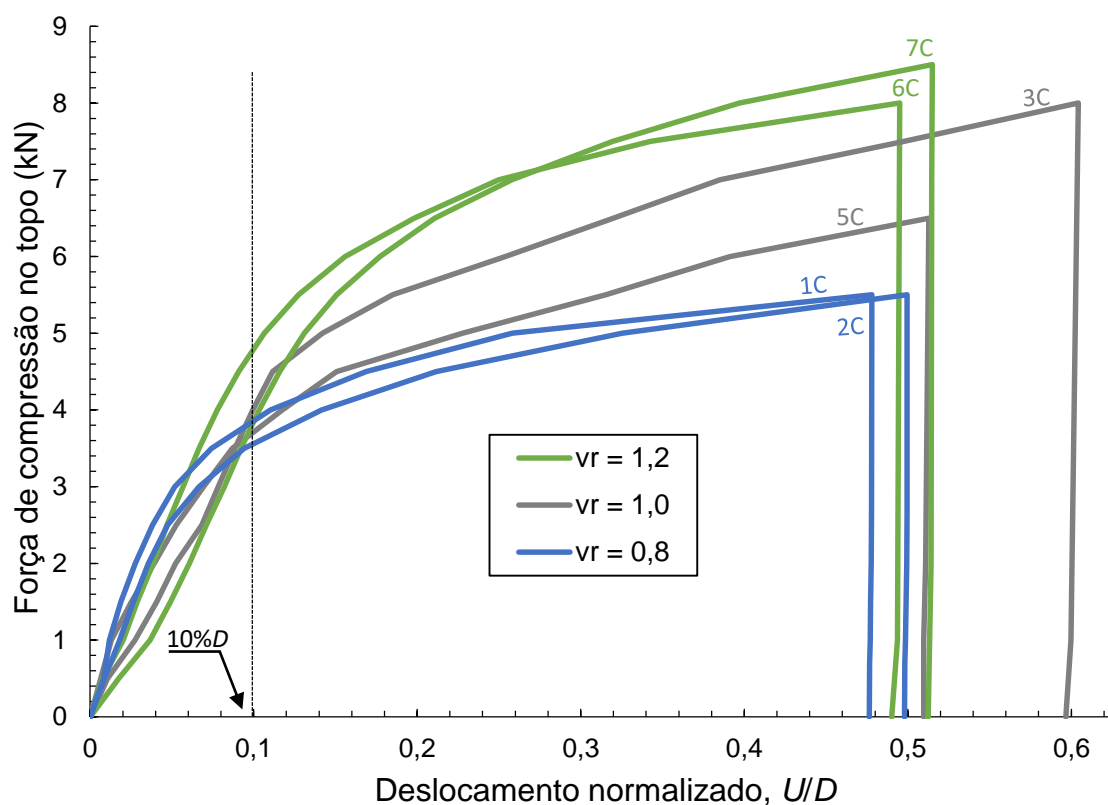
Ensaio	v_r (p/rev.)	Carreg.	Tempo estágios (min)	Q_u^* (kN)	$Q_{u(\text{compressão})}/$ $Q_{u(\text{tração})}^*$	Q_u^{**} (kN)	$Q_{u(\text{compressão})}/$ $Q_{u(\text{tração})}^{**}$	E_s^{**} (kN/m)	E_s^{***} (kN/m)
1T	0,8	Tração	5	3,0		2,6		306	315
1C	0,8	Comp.	5	5,5	1,83	3,9	1,50	459	789
2T	0,8	Tração	5	2,5		2,4		282	397
2C	0,8	Comp.	5	5,5	2,2	3,5	1,46	411	558
3T	1,0	Tração	5	3,5		3,1		365	936
3C	1,0	Comp.	5	8,0	2,29	4,0	1,29	471	471
4T	1,0	Tração	5	-		-		-	-
4C	1,0	Comp.	5	-		-		-	-
5T	1,0	Tração	5	3,5		3,1		365	895
5C	1,0	Comp.	5	6,5	1,86	3,7	1,19	435	478
6T	1,2	Tração	5	4,5		3,7		435	602
6C	1,2	Comp.	5	8,0	1,60	4,8	1,30	565	596
7T	1,2	Tração	5	4,5		3,6		424	854
7C	1,2	Comp.	5	8,5	1,89	3,8	1,06	447	455

* considerando Q_u igual à carga máxima aplicada no ensaio

** considerando $Q_{u=10\%D}$ (carga para deslocamento igual a 10% D) como carga última

*** considerando 50% Q_u

Figura 74: Resposta carga-deslocamento em ensaios de compressão

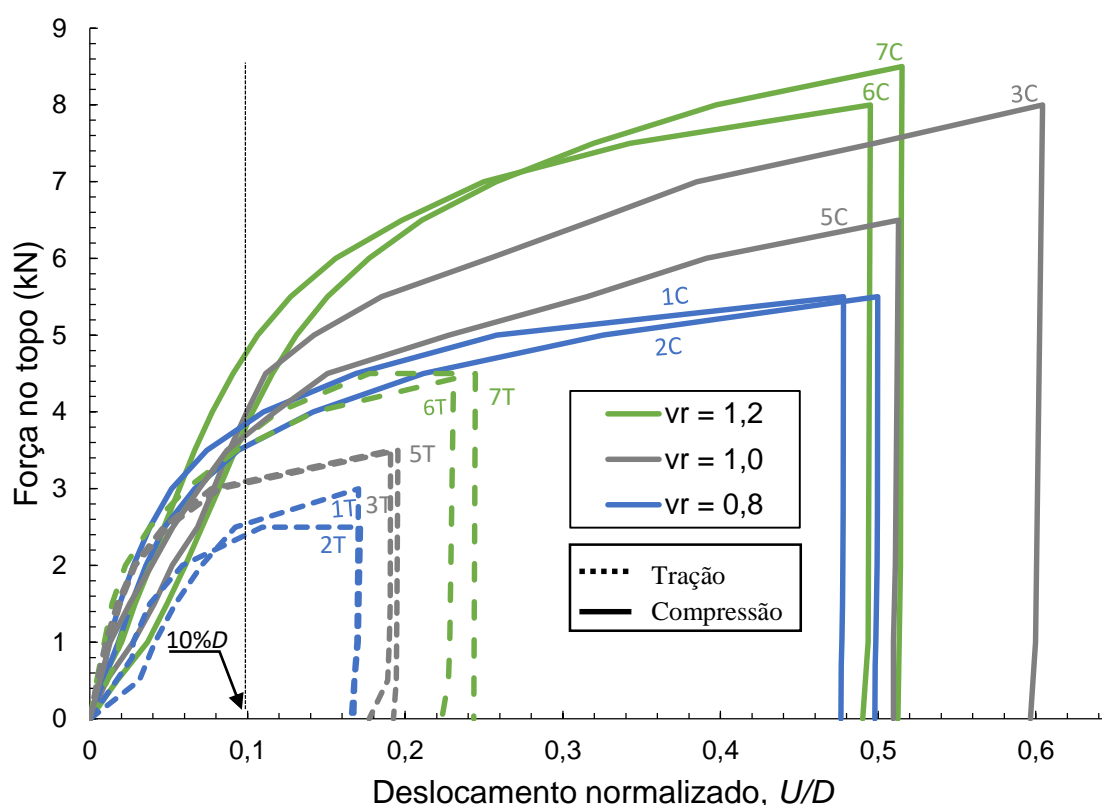


Fonte: Autor.

De maneira geral, a relação entre capacidade de carga à compressão e à tração ($Q_{u(\text{compressão})}/Q_{u(\text{tração})}$) apresentou valores superiores a 1,5 para ambos os critérios de ruptura

(Tabela 14). Quanto à rigidez, observou-se uma importante variabilidade entre ensaios conduzidos em estacas instaladas com mesma taxa, tanto em tração quanto em compressão. A Figura 75 e a Tabela 14 comparam a resposta carga-deslocamento de todos os ensaios realizados. Um fato que se destacou foi que em ambos os ensaios em taxa de 0,8 à tração houve uma rigidez secante no início dos ensaios, verificado pelo E_s^{***} (para $50\%Q_u$), evidentemente menor que a dos demais ensaios, o que pode sugerir o início da ocorrência de processo de tradagem do solo acima da hélice nesta taxa. Porém, quando se analisa os ensaios à compressão, ainda na Figura 75 e na Tabela 14, não se observa uma relação evidente entre a taxa de avanço de instalação e os valores de rigidez.

Figura 75: Resposta carga-deslocamento de todos os ensaios na tração e compressão

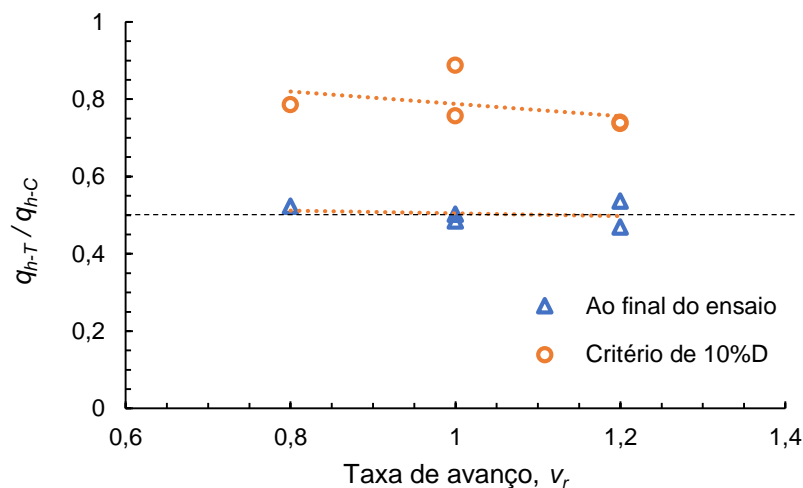


Fonte: Autor.

Na Figura 76, faz-se uma análise da tensão vertical de contato hélice-solo sob carregamento de tração (q_{h-T}) e compressão (q_{h-C}), computando a área da hélice e a de ponta da haste para compressão, para cargas registradas sob deslocamento axial igual a $10\%D$ e ao final do ensaio. No deslocamento de $10\%D$, os resultados q_{h-T}/q_{h-C} tendem a ser maiores comparados aos valores obtidos ao final do ensaio de carregamento. Para ambos os casos, essa razão

aparentemente não é afetada pela taxa de instalação (v_r). Contudo, com o crescimento do deslocamento, a razão q_{h-T}/q_{h-C} atinge aproximadamente a razão 0,5 ao final do ensaio, independentemente do valor de v_r .

Figura 76: Efeito da taxa de avanço na razão q_{h-T}/q_{h-C}



Fonte: Autor.

Os valores de razão entre q_{h-T}/q_{h-C} em modelo reduzido no estudo atual estão em concordância aos resultados dos ensaios de campo em escala real apresentados por Gavin *et al.* (2014). Os autores citados reportaram valores de 1500 kPa e 2900 kPa respectivamente para provas de carga à tração e à compressão em níveis de deslocamentos de $\sim 10\%D$ resultando em razões de q_{h-T}/q_{h-C} de 0,52. Além disso, Lutenegger e Tsuha (2015) observaram na literatura que os valores de q_{h-T}/q_{h-C} para estacas helicoidais em areia variavam entre 0,45 a 0,94.

A análise dos valores de q_{h-T} e q_{h-C} (Figura 66, Figura 72, Figura 76) sugerem que o efeito da taxa avanço de instalação em ambas capacidade de carga à compressão e tração parece ocorrer na mesma proporção para um dado v_r . Isso explica ambos decréscimo e acréscimo na capacidade de carga da hélice comparada ao ao ensaio de referência (instalada à $v_r = 1$), bem como o valor similar aproximado da razão q_{h-T}/q_{h-C} de 0,5 para grandes deslocamentos nos diferentes v_r avaliados.

4.5. Comparação com métodos de previsão de capacidade de carga

A fim de se comparar os valores obtidos nos ensaios monotônicos de tração (Tabela 15) com os resultados de métodos de previsão propostos na literatura, foram feitas previsões

capacidade de carga à tração por meio dos métodos de A. B. Chance Co. (2004), Bagheri e El Naggar (2013), Pérez *et al.* (2018). Os resultados da previsão com os métodos citados são apresentados na Tabela 16.

Tabela 15: Resumo dos resultados dos ensaios à tração

Ensaio	1T	2T	3T	4T	5T	6T	7T
v_r	0,8	0,8	1,0	1,0	1,0	1,2	1,2
Q_u^* (kN)	3,0	2,5	3,5	-	3,5	4,5	4,5

* considerando Q_u igual à carga máxima aplicada no ensaio

Tabela 16: Previsão da capacidade da estaca modelo por métodos teóricos

A. B. Chance Co. (2004)	Bagheri e El Naggar (2013)	Pérez <i>et al.</i> (2018)
$Q_{uT} = Q_h = A_h \sigma' F_q$	$Q_u = Q'_h + Q''_h$	$Q_u = \gamma' \left(H - \frac{h_0}{2} \right) K_u \tan \phi'_{cv} \pi D h_0$
$N_{q1} = e^{\pi \tan \phi} \tan^2(45 + \phi/2)$	$Q'_h = \gamma' A_h H' + \frac{2\gamma' A_h (H')^2}{D} \left\{ 1 + \frac{2H'}{3D} [\tan \theta + K \tan(\phi_{res} - \theta)] \right\}$	
$N_{q2} = 0,5(12\phi)^{\phi/54}$		
Sendo: $A_h = 0,0042 \text{ m}^2$ $N_{q1} = 16,081 \text{ (c/ } \phi_{res})$ $N_{q2} = 11,295 \text{ (c/ } \phi_{res})$	$Q''_h = \gamma' (H - H') \pi (0,5D + H' \tan \theta)^2$ Sendo: $D = 0,0844 \text{ m}$ $H = 3,83 \text{ m}$ $H' = 5 \times D = 0,422 \text{ m}$ $\gamma' = 17,66 \text{ kN/m}^3$ $\theta = 22,5 - \phi/4 = 12,55^\circ$ $\phi = 39,8^\circ$ $K = \tan^2(45^\circ + \phi_{res}/2) = 2,859$ $\phi_{cv} = 31^\circ$ $A_h = 0,0042 \text{ m}^2$ $\delta = 10^\circ$ $\phi_{res} = \phi - (\phi - \phi_{cv})/0,8 = 28,8^\circ$	Sendo: $\gamma' = 17,66 \text{ kN/m}^3$ $K_u = 2,33$ $h_0 = 2,5 \times D = 0,211 \text{ m}$ $\phi_{cv} = 31^\circ$
$Q_{u1} = 4,6 \text{ kN}$ $Q_{u2} = 3,2 \text{ kN}$	$Q_u = 5,0 \text{ kN}$	$Q_u = 5,2 \text{ kN}$

Fonte: Autor.

O método de A. B. Chance Co. (2004) consiste num modelo de capacidade individual das hélices (Figura 16). Já método de Pérez *et al.* (2018) tem por base o modelo de cilindro de atrito (Figura 13), que considera que a capacidade de carga é dada pela resistência ao cisalhamento na interface do cilindro de solo perturbado circundado pelo solo não perturbado circundante, numa extensão igual a $2,5D$ acima da hélice. O método de Bagheri e El Naggar (2013) também é um método de superfície de cisalhamento, mas difere do anterior na forma da superfície de cisalhamento, que é tronco cônica (e não cilíndrica) com extensão de $3D$ para a hélice da ponta.

Além disso, o método de Bagheri e El Naggar (2013) considera a sobrecarga vertical de solo atuante no topo do cone de ruptura como parcela contribuinte na capacidade de carga.

Os valores calculados variaram de um mínimo de 3,2 kN (método de A.B. Chance Co., 2004), e máximo de 5,2 kN (método de Pérez *et al.*, 2018). O valor referente ao extremo inferior nos ensaios, de 3,0 kN obtido na taxa $v_r = 0,8$, mais se aproxima do resultado de 3,2 kN, obtido pelo método de A. B. Chance Co. (2004) utilizando a fórmula N_{q2} , enquanto que o resultado experimental no extremo superior de 4,5 kN, obtido na taxa de $v_r = 1,2$, mais se aproximou do valor de 4,6 kN calculado com o método do A. B. Chance associado à fórmula N_{q1} .

Para o método de A. B. Chance Co. (2004), testou-se valores de ângulos de atrito da areia ($39,8^\circ$) e residual ($28,8^\circ$) para o cálculo de N_q . Apenas o uso do valor residual proporcionou resultados plausíveis, determinados com os fatores de capacidade de carga N_{q1} (proposição de Meyerhof, 1951) e N_{q2} (proposição de Meyerhof, 1976). Os dados estão listados na Tabela 16.

No método de Pérez *et al.* (2018), utilizou-se o valor de K_u de 2,33 para areia com ângulo de atrito de 40° interpolada do ábaco de Mitsch e Clemence (1985). Pela proposição de Meyerhof e Adams, o valor de K_u seria 3,32, o que resultaria numa capacidade de carga da ordem de 7,5 kN, que está distante dos valores experimentais deste trabalho.

Realizou-se também uma retroanálise com cada um dos três métodos teóricos. Variou-se os valores de apenas um dos parâmetros de interesse e manteve-se todos os demais inalterados, para se obter um dos valores representativos de capacidade de carga em cada taxa de avanço do estudo atual ($Q_{u-desejado}$). Os resultados são apresentados na Tabela 17. Para o método de Bagheri e El Naggar (2013), a variação do ângulo de atrito (ϕ) e o coeficiente de empuxo (K_u) não foram passíveis de serem feitas, pois seus valores tornavam-se incongruentes com a realidade, portanto, apenas o valor da profundidade H foi modificada.

Quando variado o ângulo de atrito, observou-se que os valores necessários para o resultado igualar ao resultado experimental ficaram no intervalo entre o ângulo de atrito residual e o ângulo de atrito a volume constante. Exceção feita para o caso com $v_r = 0,8$ com os métodos de A. B. Chance Co. (2004) para N_{q1} e de Pérez *et al.* (2018), que resultaram em valores de ângulo de atrito muito baixos para areias.

Tabela 17: Retroanálise com métodos de previsão de carga

MÉTODO	Parâmetro variado/ Valor adotado	Parâmetro avaliado	Q_u -desejado (kN)	v_r
<i>A. B. Chance Co.</i> (2004)	$\phi = 25^\circ$ $\phi = 28,3^\circ$	F_{q1} F_{q2}	3,0	0,8
	$\phi = 26,4^\circ$ $\phi = 29,5^\circ$	F_{q1} F_{q2}	3,5	1,0
	$\phi = 28,7^\circ$ $\phi = 31,5^\circ$	F_{q1} F_{q2}	4,5	1,2
<i>Bagheri e El Naggar</i> (2013)	$H = 1,9 \text{ m}$		3,0	0,8
	$H = 2,4 \text{ m}$	Q''	3,5	1,0
	$H = 3,3 \text{ m}$		4,5	1,2
<i>Pérez et al.</i> (2018)	$h_o = 1,7D$ $\phi = 22,3^\circ$ $Ku = 1,6$	Q_h	3,0	0,8
	$h_o = 2,0D$ $\phi = 25,6^\circ$ $Ku = 1,9$	Q_h	3,5	1,0
	$h_o = 2,6D$ $\phi = 31,6^\circ$ $Ku = 2,4$	Q_h	4,5	1,2

5. CONCLUSÃO

O presente trabalho avaliou a influência da taxa de avanço de instalação sobre os resultados de torque e capacidade de carga de estacas helicoidais em areia muito compacta. Para isso, foram realizados ensaios em câmara de calibração com um modelo de estaca helicoidal de hélice simples, instrumentada e testada com uma profundidade relativa da hélice de $11,8D$ sob uma tensão vertical de 50 kPa. Células de tensão total também foram empregadas para conhecer a variação das tensões radiais em pontos específicos do maciço de areia. Além da instalação, os ensaios incluíram carregamento de tração (monotônico e cíclico) e compressão (monotônico). Os principais achados deste estudo são:

- a) O efeito da taxa de avanço no torque de instalação para a faixa de valores de v_r e de razão de diâmetros ($D/d = 2$) testados foi desprezível;
- b) Os maiores valores de força descendente de instalação (*crowd force*) foram observados quando a instalação ocorreu com $v_r = 1,2$. Em contrapartida, os maiores valores de torque foram observados para $v_r = 0,8$;
- c) Para o critério de $10\%D$, na comparação com os ensaios de referência (instalação em taxa $v_r = 1$), o caso de $v_r = 0,8$ proporcionou, em média, uma capacidade de carga da hélice à tração aproximadamente 18% inferior. Para o mesmo deslocamento, as estacas instaladas em $v_r = 1,2$ não demonstraram diferenças significativas comparadas aos ensaios de referência ($v_r = 1,0$). Contudo, para o critério de ruptura correspondente à carga ao final do ensaio, as estacas instaladas com $v_r = 1,2$ alcançaram, em média, uma capacidade de carga à tração 20% superior aos ensaios de referência;
- d) Os valores medidos do fator de correlação de torque ($K_{T-hélice}$) elevaram-se com v_r , o que sugere que este tipo de correlação varia com a taxa de avanço de instalação para a razão $D/d = 2$ testada (nenhum efeito de tradagem foi observado nos resultados do torque da instalação das estacas em taxa inferior). Além do mais, o uso do fator de correlação de torque pode conduzir a resultados inseguros se a instalação não for monitorada;
- e) A capacidade de carga à compressão nos ensaios de $v_r = 1,2$ foi aproximadamente 55% superior aos resultados obtidos para as estacas instaladas com $v_r = 0,8$ ao final do teste (deslocamentos de $\sim 0,5D$). Por sua vez, as razões de tensão de contato hélice-solo na tração e na compressão (q_{h-T} / q_{h-C}) não demonstraram dependência em relação ao valor de v_r .

Diferentes taxas de avanço de instalação afetaram o comportamento nos esforços à tração e compressão das estacas helicoidais de maneira diferente. Os presentes resultados sugerem que taxas de instalação levemente inferiores à recomendada de $v_r = 1$ (como à $v_r = 0,8$) podem afetar negativamente ambas as capacidades de carga à tração e à compressão. Já para estacas instaladas a $v_r = 1,2$, o desempenho (principalmente à compressão) pode ser melhorado em relação à taxa de avanço de instalação unitária.

Diante dos resultados apresentados, e da evidente influência em parâmetros relevantes da fundação, faz-se recomendação do controle da taxa de avanço durante a instalação, a fim de se obter o máximo proveito e segurança deste tipo de fundação. Estudos adicionais são necessários para complementar este trabalho e prover maior compreensão sobre a influência diferentes de taxas de avanço de instalação sobre o comportamento das estacas helicoidais em areia.

5.1. Sugestão para pesquisas futuras

Após compreensão da atual limitação na literatura acerca do tema desenvolvido no estudo presente e a imprescindível necessidade de expansão do conhecimento de suas características em outras circunstâncias, sugere-se que seja buscada a influência da taxa de instalação para as seguintes condições:

- Areia compacta, saturada, em condição profunda;
- Areia saturada ou não, em condição de ruptura rasa;
- Diferentes razões D/d ;
- Carregamentos cíclicos com sistema servo-controlado.

Além disso, pode-se incluir nas condições anteriores alguns parâmetros de influência, como por exemplo:

- Estaca multi-hélices;
- Diferentes tensões de confinamento;
- Intervalo mais abrangente de taxas de avanço (ex: $v_r = 1,6, 1,8, 2,0$);
- Células de tensão total com maior proximidade das estacas ensaiadas.

REFERÊNCIAS

- A. B. CHANCE COMPANY. **Encyclopedia of Anchoring**. Section B: Anchors and Anchor Tools. Centralia, Bulletin 04-9401B, 2010.
- A. B. CHANCE COMPANY. **Helical pier foundations systems**. Technical Manual. Centralia, Bulletin 01-9601, 1994.
- A. B. CHANCE COMPANY. **Helical Screw Foundations Design Manual for New Construction. Manufacturer Technical Support Document**. Centralia, 2003.
- ADAMS, J. I.; KLYM, T. W. A study of anchors for transmission tower foundations. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 9, n. 1, p. 89-104, 1972.
- ABNT. NBR 6458. **Grãos de pedregulho retidos na peneira de abertura 4, 8 mm—determinação da massa específica, da massa específica aparente e da absorção de água**. Rio de Janeiro, 2017.
- _____. NBR 12131. **Estacas - Prova de carga estática: método de ensaio**. Rio de Janeiro, 2006.
- _____. NBR 16840. **Solo — Determinação do índice de vazios máximo de solos não coesivos**. Rio de Janeiro, 2020.
- _____. NBR 16843. **Solo — Determinação do índice de vazios mínimo de solos não coesivos**. Rio de Janeiro, 2020.
- BAGHERI, F.; EL NAGGAR, M. H. **Effects of installation disturbance on behavior of multi-helix anchors in sands**. In: THE 66TH CANADIAN GEOTECHNICAL CONFERENCE. **Proceedings [...]**. Montreal, Paper No. 242, 2013.
- BAKER, W. H.; KONDER, R. L. **Pullout load capacity of a circular earth anchor buried in sand**. Highway Research Record, v. 108, p. 1-10, 1966.
- BALACHOWSKI, L. Scale effect in shaft friction from the direct shear interface tests. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 6, n. 3, p. 13-28, 2006.
- BASU, P.; PREZZI, M. **Design and applications of drilled displacement (screw) piles**. Purdue University. West Lafayette, p. 111, 2009.
- BASU, P.; PREZZI, M.; BASU, D. Drilled displacement piles—current practice and design. **DFI Journal-The Journal of the Deep Foundations Institute**, v. 4, n. 1, p. 3-20, 2010.
- BASU, P.; PREZZI, M.; SALGADO, R. Recent advances in calculation of shaft resistance of drilled-displacement piles. In: PROCEEDINGS OF THE GEO-CONGRESS

2014: GEO-CHARACTERIZATION AND MODELING FOR SUSTAINABILITY.

Proceedings[...] Atlanta: ASCE, p. 1771-1780, 2014.

BEKKI, H., *et al.* Evolution of local friction along a model pile shaft in a calibration chamber for a large number of loading cycles. **Comptes Rendus Mecanique**. v. 341, n. 6, p. 499-507, 2013.

BRADSHAW, A. S., *et al.* Physical modelling of a helical pile installed in sand under constant crowd. *In*: THE 1ST INTERNATIONAL SCREW PILE SYMPOSIUM ON SCREW PILES FOR ENERGY APPLICATIONS. **Proceedings** [...] Dundee, Scotland, p. 109, 2019.

CARVALHO, I. P. G. **Estudo Teorico-Experimental da Capacidade de Carga à Tração e Compressão de Estacas Metálicas Helicoidais**. 2007. Dissertação (Mestrado em Ciências) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.

CASAGRANDE, A. Characteristics of Cohesionless Soils Affecting the Stability of Civil Engineers. **J. Boston Society of Civil Engineers**, v. 23, n. 1, p. 13-32, 1936.

CERATO, A. B.; VICTOR, R. T. Effects of long-term dynamic loading and fluctuating water table on helical anchor performance for small wind tower foundations. **Journal of Performance of Constructed Facilities**, v. 23, n. 4, p. 251-261, 2009.

CHAKRABORTY, T. *et al.* Shaft resistance of drilled shafts in clay. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 139, n. 4, p. 548-563, 2012.

CLEMENCE, S. P. Uplift Behavior of Anchor Foundation in Soil, *In*: A SESSION SPONSORED BY THE GEOTECHNICAL ENGINEERING DIVISION OF ASCE. **Proceedings** [...]. Detroit, 1985.

CLEMENCE, S. P.; SMITHLING, A. P. **Dynamic Uplift Capacity of Helical Anchors in Sand**. *In*: THE 4TH AUSTRALIA-NEW ZEALAND CONFERENCE ON GEOMECHANICS. **Proceedings** [...]. Perth, 1984. p. 88-93.

CLEMENCE, S.P., PEPE, F. D. Measurement of lateral stress around multihelix anchors in sand. **Geotechnical Testing Journal**, v. 7, n. 3, p. 145-152, 1984.

COMPRESSORES PRESSURE - LINHA AT G2. ARTEK COMPRESSORES. Disponível em: <<http://www.artekcompressores.com.br/itm/compressores-linha-at-g2.html>>. Acesso em: 10 de abr, 2020.

CONTENÇÃO DE TALUDES. GEOTECHNICAL. Disponível em: <<https://geotechnical.com.br/index.php/2017/08/28/contencao-de-taludes/>>. Acesso em: 10 de abr, 2020.

DAS, B. M. **Earth Anchors**. New York: Elsevier Science Publisher, 1990. 241 p.

DIYALJEE, V. Discussion of “Shaft Resistance of Drilled Shafts in Clay” by Tanusree Chakraborty, Rodrigo Salgado, Prasenjit Basu, and Mônica Prezzi. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 140, n. 7, p. 07014014, 2014.

DU-PLAT-TAYLOR, F. M. **The design, construction and maintenance of docks, wharves & piers**. London: Eyre & Spottiswoode Publishers Ltd., 1949. 543 p.

ELSAWY, M. K *et al.* Seismic performance of helical piles in dry sand from large-scale shaking table tests. **Géotechnique**, v. 69, n. 12, p. 1071-1085, 2019.

ELSHARBINY, Z. H.; EL NAGGAR, M. Hesham. Axial compressive capacity of helical piles from field tests and numerical study. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 50, n. 12, p. 1191-1203, 2013.

FAIRES, V. M. **Design of machine elements - Revised Edition**. New York: Macmillan Company, New York, 1943. 490 p.

FIORAVANTE, V.; GIRETTI, D. General Report: Session 1B on Physical and Constitutive Modelling. *In*: THE 17TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND GEOTECHNICAL ENGINEERING. **Proceedings[...]** Alexandria: IOS Press, 2009. p. 3247-3262.

FLORES, C. A. S.; MARCOLINO, F. G. L.; DUARTE, R. D. A.; GOMES, J. I. **Estacas metálicas helicoidais como elementos de fundação para torres de linha de transmissão**. *In*: XVI SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA. **Anais [...]** SNPTEE: Campinas, 2001. p. 1-6.

FORAY, P.; BALACHOWSKI, L.; RAULT, G. Scale effects in shaft friction due the localization of deformations. *In*: THE INTERNATIONAL CONFERENCE CENTRIFUGE 98. Tokyo: Balkema. v. 1. 1, 1998. p. 211–216.

FRICK, P. **Fouilles et fondations**. Paris : Ed. Dunod, 1905. 492 p.

GAVIN, K.; DOHERTY, P.; TOLOOIYAN, A. Field investigation of the axial resistance of helical piles in dense sand. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 51, n. 11, p. 1343-1354, 2014.

GHALY, A. M. Drivability and pullout resistance of helical units in saturated sands. **Soils and Foundations**, v. 35, n. 2, p. 61-66, 1995.

GHALY, A. M.; HANNA, A. Experimental and theoretical studies on installation torque of screw anchors. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 28, n. 3, p. 353-364, 1991.

GHALY, A. M.; HANNA, A.; HANNA, M. Installation torque of screw anchors in dry sand. **Soils and Foundations**, v. 31, n. 2, p. 77-92, 1991.

GHALY, A.; HANNA, A. Stresses and strains around helical screw anchors in sand. **Soils and Foundations**, v. 32, n. 4, p. 27-42, 1992.

GHALY, A.; HANNA, A.; HANNA, M. Uplift behavior of screw anchors in sand. I: dry sand. **Journal of Geotechnical Engineering**, v. 117, n. 5, p. 773-793, 1991.

HAO, D.; WANG, D.; O'LOUGHLIN, C. D.; GAUDIN, C. Tensile monotonic capacity of helical anchors in sand: interaction between helices. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 56, n. 10, p. 1534-1543, 2019.

HOYT, R. M.; CLEMENCE, S. P. Uplift capacity of helical anchors in soil. *In: THE 12TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATIONS ENGINEERING*, 1989, Rio de Janeiro. **Proceedings [...]**. London: Taylor & Francis, 1989, v. 2. p. 1019-1022.

ILAMPARUTHI, K.; DICKIN, E. A.; MUTHUKRISNAIAH, K. Experimental investigation of the uplift behaviour of circular plate anchors embedded in sand. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 39, n. 3, p. 648-664, 2002.

JACOBSEN, M. **On pluvial compaction of sand**. Report 9, Institute of Civil Engineering, Laboratorret for Fundamentering Aalborg University, Denmark, 1976.

JARDINE, R.; LEHANE, B.; EVERTON, S. Friction coefficients for piles in sands and silts. *In: OFFSHORE SITE INVESTIGATION AND FOUNDATION BEHAVIOUR*, 1992, London. **Proceedings [...]**. Dordrecht: Springer, 1992. p. 661-677.

KANAI, S. A seismic retrofitting application by means of multi-helix micropiles. *In: THE 23RD US-JAPAN BRIDGE ENGINEERING WORKSHOP*, 2007, Tsukuba. **Proceedings [...]**. p. 1-10.

KLINKVORT, R.T.; HEDEDAL, O.; SPRINGMAN, S.M. Scaling issues in centrifuge modelling of monopiles. **International Journal of Physical Modelling in Geotechnics**, v. 13, n. 2, p. 38-49, 2013.

KULHAWY, F. H. Uplift behavior of shallow soil anchors – an overview. *In: CLEMENCE, S. P. Uplift behaviour of anchors foundations in soil*. New York: ASCE, 1985. p. 1-25.

LADE, P. V. **The Stress-Strain and Strength Characteristics of Cohesionless Soils**. 1972. Tese (Doutorado em Engenharia) - Universidade da Califórnia, Berkeley, 1972.

LAMBE, T. W.; WHITMAN, R. V. **Soil Mechanics**. New York: John Wiley & Sons, 1969. 533 p.

LEE, J.; SALGADO, R. Analysis of calibration chamber plate load tests. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 37, n. 1, p. 14-25, 2000.

LEE, J.; YUN, T. S.; LEE, D.; LEE, J. Assessment of K_0 correlation to strength for granular materials. **Soils and Foundations**, v. 53, n. 4, p. 584-595, 2013.

LUTENEGGER, A. J.; ERIKSON, J.; WILLIAMS, N. Evaluating Installation Disturbance of Helical Anchors in Clay from Field Vane Tests. *In: THE 39TH ANNUAL DEEP FOUNDATIONS INSTITUTE ANNUAL MEETING, 2014, Atlanta. Proceedings [...].* Atlanta: DFI, 2014. p. 129-138.

MEYERHOF, G. G. The ultimate bearing capacity of foundations. **Geotechnique**, v. 2, n. 4, p. 301-332, 1951.

MEYERHOF, G. G.; ADAMS, J. I. The ultimate uplift capacity of foundations. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 5, n. 4, p. 225-244, 1968.

MEYERHOF, G. G. Bearing Capacity and Settlement of Pile Foundations. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, v. 102, n. GT3, 1976. p. 197-228.

MITSCH, M. P.; CLEMENCE, S. P. The Uplift Capacity of Helix Anchors in Sand. *In: CLEMENCE, S. P. Uplift behaviour of anchors foundations in soil.* New York: ASCE, 1985. p. 26-47.

MIURA, S.; TOKI, S. A sample preparation method and its effect on static and cyclic deformation-strength properties of sand. **Soils and Foundations**, v. 22, n. 1, p. 61-77, 1982.

MOSQUERA, Z. S. Z.; TSUHA, C. H. C.; SCHIAVON, J. A.; THOREL, L. Discussion of "Field investigation of the axial resistance of helical piles in dense sand" by Kenneth Gavin, Paul Doherty, Ali Tolloiyar. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 52, n. 8, 2015. p. 1190-1194.

MOSQUERA, Z. S. Z. **Estudo probabilístico do comportamento de ancoragens helicoidais baseado em dados de campo e de modelos testados em centrífuga.** 2015. Dissertação (Mestrado em Geotecnia). Escola de engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2015.

MULILIS, J. P.; SEED, H. B.; CHAN, C. K.; MITCHELL, J. K.; ARULANANDAN, K. Effects of sample preparation on sand liquefaction. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, v. 103, n. 2, p. 91-108, 1977.

NAGAI, H.; TSUCHIYA, T.; SHIMADA, M. Influence of installation method on performance of screwed pile and evaluation of pulling resistance. **Soils and Foundations**, v. 58, n. 2, p. 355-369, 2018.

NAGATA, M.; HIRATA, H. Study on uplift resistance of screwed steel pile. **Nippon Steel Technical Report**, n. 92, 2005. p. 72-78.

NARASIMHA RAO, S.; PRASAD, Y. V. S. N.; SHETTY, M. D. The behaviour of model screw piles in cohesive soils. **Soils and Foundations**, v. 31, n. 2, p. 35-50, 1991.

NARASIMHA RAO, S.; PRASAD, Y. V. S. N. Behavior of a helical anchor under vertical repetitive loading. **Marine Georesources & Geotechnology**, v. 10, n. 3-4, p. 203-228, 1991.

NARASIMHA RAO, S.; PRASAD, Y.V.S.N.; VEERESH, C. Behaviour of embedded model screw anchors in soft clays. **Geotechnique**, v. 43, n. 4, p. 605-614, 1993.

NARASIMHA RAO, S.; PRASAD, Y.V.S.N.; VEERESH, C. Discussion of "Uplift Behavior of Screw Anchors in Sand. I: Dry Sand" by Ashraf Ghaly, Adel Hanna and Mikhail Hanna. **Journal of Geotechnical Engineering**, v. 118, n. 9, 1992. p. 1474-1476.

NEWGARD, J. T; SCHNEIDER, J. A; THOMPSON, D. Cyclic response of shallow helical anchors in a medium dense sand. *In: THE 3RD CONFERENCE ON FRONTIERS IN OFFSHORE GEOTECHNICS*, London, 2015. **Proceedings [...]**. London: A.A. Balkema, 2015. p. 913-918.

ONEILL, M. W. Houston's calibration chamber: case histories. *In: THE FIRST INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON CALIBRATION CHAMBER TESTING/ISOCCT1*, 1991, New York. **Proceedings [...]**. Potsdam: Elsevier, 1991. p. 277-288.

ODA, M. The mechanism of fabric changes during compressional deformation of sand. **Soils and Foundations**, v. 12, n. 2, p. 1-18, 1972.

ODA, M.; KONISHI, J.; NEMAT-NASSER, S. Some experimentally based fundamental results on the mechanical behaviour of granular materials. **Geotechnique**, v. 30, n. 4, p. 479-495, 1980.

OLIVEIRA FILHO, W. L. **Considerações sobre Ensaio Triaxiais em Areias**. Dissertação (Mestrado em Geotecnia). Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 1987.

PÉREZ, Z. A.; SCHIAVON, J. A.; TSUHA, C. H. C.; DIAS, D.; THOREL, L. Numerical and experimental study on influence of installation effects on behaviour of helical anchors in very dense sand. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 55, n. 8, p. 1067-1080, 2018.

PERKO, H. A. Energy method for predicting the installation torque of helical foundation and anchors. *In: NEW TECHNOLOGICAL AND DESIGN DEVELOPMENTS*

IN DEEP FOUNDATION TECHNOLOGIES, Denver, 2000. **Proceedings [...]**. Reston: ASCE, 2000. p.342-352.

PERKO, H. A. **Helical piles: a practical guide to design and installation**. John Wiley & Sons, 2009.

PINTO, C. S. **Curso básico de Mecânica dos Solos**. Oficina de Textos, 2016.

PINTO, C. S. **Resistência ao Cisalhamento dos Solos**. Publicação EPUSP, 1966.

RADHAKRISHNA, H. S. **Helix anchor test in sand**. Ontario Hydro Research Division Research Report No. *16-130-K*, 1976, p. 1-33.

RANDOLPH, M. F. Science and empiricism in pile foundation design. **Geotechnique**, v. 53, n. 10, p. 847-875, 2003.

RANKINE, W. J. M. **A manual of civil engineering**. C. Griffin, limited, 1887.

REYNOLDS, O. The Dilating of Media Composed of Rigid Particles in Contact. **Philosophical Magazine**, S.5, v. 20, n 127, 1885, p. 469-481.

ROSCOE, K. H. The influence of strains in soil mechanics. **Geotechnique**, v. 20, n. 2, p. 129-170, 1970.

ROWE, P. W. The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences**, v. 269, n. 1339, p. 500-527, 1962.

ROWE, R. K.; DAVIS, E. H. The behaviour of anchor plates in sand. **Geotechnique**, v. 32, n. 1, p. 25-41, 1982.

SAKR, M. Installation torque of helical piles in cohesionless soils. *In: THE CANADIAN GEOTECHNICAL CONFERENCE, GEOMONTREAL 2013*, Montreal, 2013. **Proceedings [...]**. Montreal: CGS, 2013.

SAKR, M. Installation and performance characteristics of high capacity helical piles in cohesionless soils. **DFI Journal-The Journal of the Deep Foundations Institute**, v. 5, n. 1, p. 39-57, 2011.

SAKR, M. Performance of helical piles in oil sand. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 46, n. 9, p. 1046-1061, 2009.

SALGADO, R.; MITCHELL, J. K.; JAMIOLKOWSKI, M. Cavity expansion and penetration resistance in sand. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 123, n. 4, p. 344-354, 1997.

SALGADO, R.; MITCHELL, J. K.; JAMIOLKOWSKI, M. Calibration chamber size effects on penetration resistance in sand. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 124, n. 9, p. 878-888, 1998.

SANTANA C. M., ARDUÍNO E. G. A. E DANZIGER F. A. B. Primeiros ensaios com a câmara de calibração NGI-COPPE/UFRJ no Brasil. *In: XVI CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA (COMBRAMSEG 2012)*, Porto de Galinhas, 2012. **Anais [...]**. Porto de Galinhas: ABMS, 2012.

SANTOS FILHO, J. M. S. M. **Efeito de instalação de estacas helicoidais em solo tropical**, Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2014.

SCHIAVON, J. A. **Behaviour of helical anchors subjected to cyclic loadings**, Tese (Doutorado em Geotecnia) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.

SCHIAVON, J. A; TSUHA, C. H. C; THOREL, L. Cyclic and post-cyclic monotonic response of a single-helix anchor in sand. **Geotechnique Letters**, v. 7, n. 1, p. 11-17, 2017.

SCHIAVON, J. A; TSUHA, C. H. C; NEEL, A; THOREL, L. Centrifuge modelling of a helical anchor under different cyclic loading conditions in sand. **International Journal of Physical Modelling in Geotechnics**, v. 19, n. 2, p. 72-88, 2019.

SILVA ILLANES, M. F. **Experimental study of ageing and axial cyclic loading effect on shaft friction along driven piles in sands**, Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Université Grenoble-Alpes. Grenoble, 2014.

SILVA, D. M. **Modelagem física em câmara de calibração de fundações por estacas helicoidais em areia**, Tese (Doutorado em Geotecnia). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2020.

SPAGNOLI, G. Some considerations regarding the use of helical piles as foundation for offshore structures. **Soil Mechanics and Foundation Engineering**, v. 50, n. 3, p. 102-110, 2013.

STEPHENSON, R. W. **Helical foundations and tie backs**, Notas de Aula. University of Missouri-Rolla, 2002.

TAGAYA, K., SCOTT, R.F.; ABOSHI, H. Pullout resistance of buried anchor in sand. **Soils and Foundations**, v. 28, n. 3, p. 114-130, 1988.

TAYLOR, D. W. **Fundamentals of soil mechanics**. LWW, 1948.

TROFIMENKOV, J. G.; MARIUPOLSKII, L.G. Screw piles used for mast and tower foundations. *In: THE 6TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATIONS ENGINEERING*, Montreal, 1965. **Proceedings [...]**. Montreal: Pub. Com. of the ICSMFE, v. 2, 1965. p. 328-332.

TSANGARIDES, S. N. **The behavior of ground anchors in sand**, Tese (Doutorado em Engenharia) - University of London, 1978.

TSUHA, C. H. C, AOKI, N., RAULT, G., THOREL, L., GARNIER, J. Evaluation of the efficiencies of helical anchor plates in sand by centrifuge model tests. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 49, n. 9, p. 1102-1114, 2012.

TSUHA, C. H. C. **Modelo teórico para controle da capacidade de carga à tração de estacas metálicas helicoidais em solo arenoso**. Tese (Doutorado em Geotecnia) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2007.

VAID, Y. P.; NEGUSSEY, D. Relative density of pluviated sand samples. **Soils and Foundations**, v. 24, n. 2, p. 101-105, 1984.

VARGAS, M. **O uso dos limites de Atterberg na Classificação dos Solos Tropicais**. *In: VII CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E FUNDAÇÕES*, Recife, 1982. **Anais [...]**. Recife: ABMS, 1982.

WANG, L., ZHANG, P., DING, H., TIAN, Y.; QI, X. The uplift capacity of single-plate helical pile in shallow dense sand including the influence of installation. **Marine Structures**, v. 71, p. 102697, 2020.

WILSON, G. The bearing capacity of screw piles and screwcrete cylinders. **Journal of the Institution of Civil Engineers**, v. 34, n. 5, p. 4-73, 1950.

WOOD, D. M. **Geotechnical Modelling**. London: CRC Press, 2004.

YAMAGUCHI H.; KIMURA T.; FUJII N. On the scale effect of footings in dense sand. *In: THE 9TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING*. Tokyo, 1977. **Proceedings [...]**.Tokyo: Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, v. 1, 1977, p. 795-798.

ZARRABI, M.; ESLAMI, A. Behavior of piles under different installation effects by physical modeling. **International Journal of Geomechanics**, v. 16, n. 5, p. 04016014, 2016.

ZHANG, L. M.; KONG, L. G. Centrifuge modeling of torsional response of piles in sand. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 43, n. 5, p. 500-515, 2006.

APÊNDICE I – Descrição detalhada do preparo e execução dos ensaios na câmara de calibração

- *Preparação da câmara de calibração - Limpeza da câmara para aplicação da graxa especial e mantas de borracha*

A câmara de calibração inicialmente deve estar totalmente sem areia e com as faces laterais e inferior internas limpas, para a aplicação de graxa especial de silicone. As mantas de borracha também precisam ser limpas pelo mesmo procedimento utilizado na câmara.

Passo (1): Utiliza-se espátula metálica para retirar algum resíduo da graxa de ensaio antigo.

Passo (2): Aplica-se a nova graxa especial de silicone com pincel em toda as paredes internas laterais da câmara, de modo a formar uma película visível do produto. Sua função, como já explicado no segmento 3.1 dos materiais e métodos, é para evitar perda de tensões por atrito, e suas especificações podem ser observadas na Figura 01:

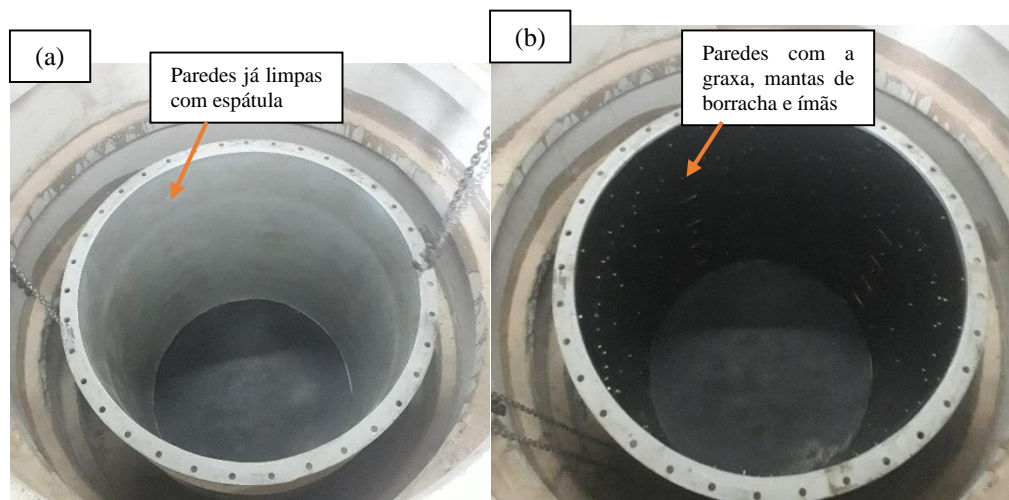
Figura 01: Graxa de silicone utilizada



Fonte: Autor.

Passo (3): Com a ajuda de mais uma pessoa, estende-se as mantas de borracha primeiramente no fundo, e posteriormente sob as paredes internas da câmara, preparadas com a graxa. Utiliza-se ímãs para fixá-las na posição desejada, mantendo-as sempre de maneira a estar bem aderidas, sem deixar vazios internos ou regiões “enrugadas”. Observar Figura 02:

Figura 02: (a) Tanque limpo; (b) tanque com graxa, manta metálica e ímãs



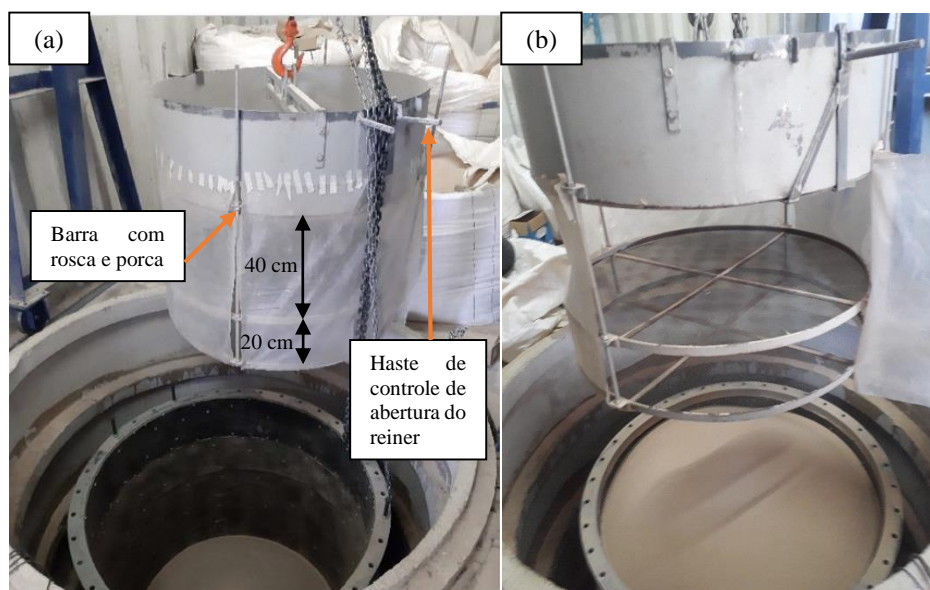
Fonte: Autor.

- **Reconstituição do maciço - Chuva de areia**

Passo (1): Acopla-se as duas peneiras junto ao *rainer* e recipiente de armazenamento, mantendo um distanciamento do fundo do recipiente de 40 cm do conjunto de peneiras, utilizando para isso as porcas na barra rosca que limitam o conjunto de peneiras neste exato distanciamento.

Passo (2): Utilizando os ímãs, fixa-se folhas plásticas à toda lateral do chuveiro, evitando dispersão de areia fora da câmara durante o processo da chuva. Observar Figura 03:

Figura 03: Montagem do chuveiro de areia

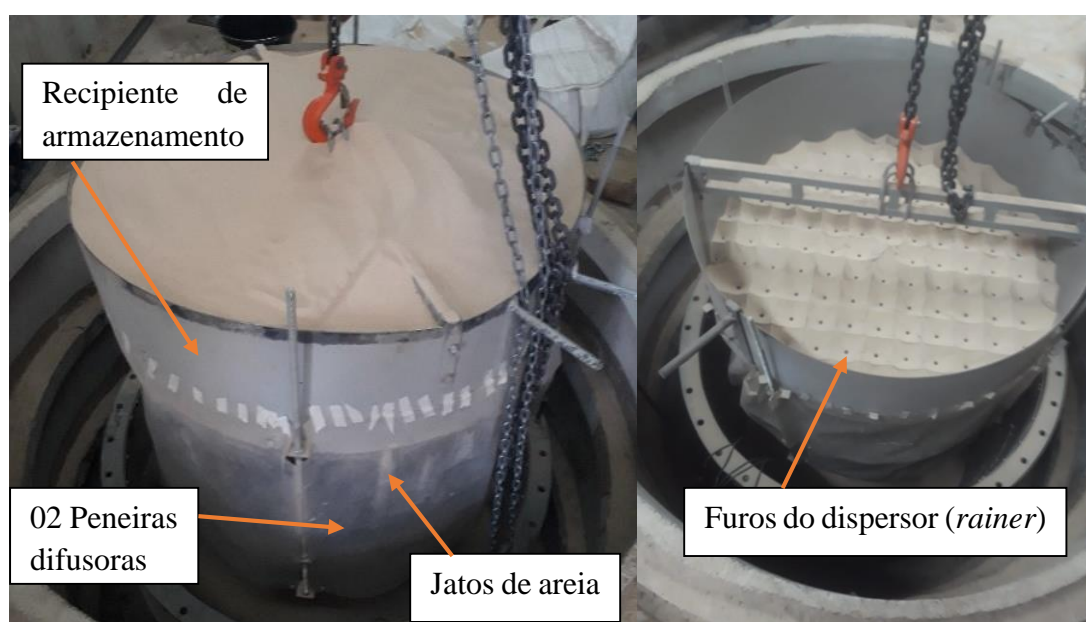


Fonte: (a) Silva (2020); (b) Autor.

Passo (3): Em geral, nesta etapa, ligava-se os equipamentos eletrônicos, nobreak junto ao computador e aquisitor de dados, a fim de que estivessem em funcionamento por algum tempo antes de sua utilização efetiva ou caso necessitassem ser reiniciados por algum motivo. Zeravam-se as medidas dos leitores no programa Catchman, selecionava-se uma frequência de medidas de ao menos 1 Hz e iniciavam-se as leituras.

Passo (4): Posiciona-se o chuveiro, com auxílio do pórtico, ao centro do tanque, e mantendo o fundo *rainer* do recipiente de armazenamento fechado pela haste de controle lateral, enche-se manualmente o recipiente de armazenamento de areia até o topo e, por fim, realiza-se o nivelamento do topo da areia. Utilizando a talha, desce-se o chuveiro até que o fundo tenha distância de no mínimo 40 cm do fundo do tanque, caso seja a primeira chuveirada, ou do maciço nas demais, e abre-se o fundo do recipiente de armazenamento com a haste controladora e espera-se até que todo o material seja depositado no tanque.

Figura 04: Deposição da areia

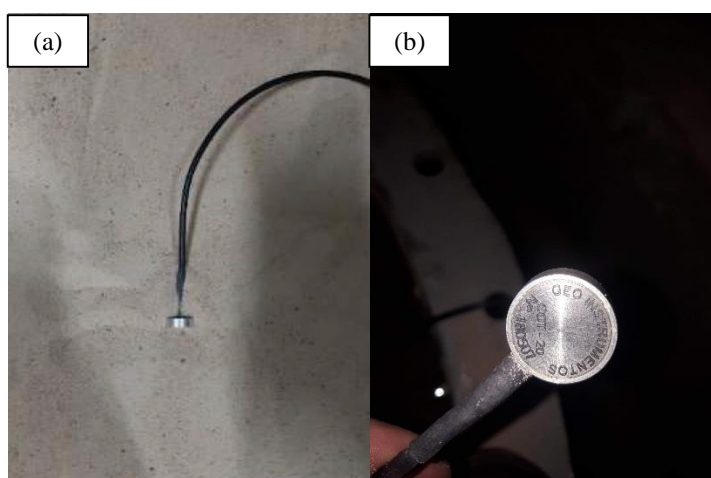


Fonte: Autor.

Passo (5): Mede-se as profundidades em relação ao nível do topo do tanque nas 4 direções ortogonais, com cerca de 30 cm de espaçamento das laterais, a fim de se saber a forma da superfície que está se formando no maciço e se todos os setores estão se elevando de maneira próxima. Além disso, a medição da profundidade serve para se saber o momento de instalação dos mini sensores de pressão no maciço. Quando se atingia a profundidade pré estabelecida, que no caso do trabalho eram 300, 500, 760, 900 e 1000 mm, colocavam-se as células de tensão

total correspondentes àquela cota (Figura 05a) (e cápsulas de medição de peso específico) e continuava-se o processo de chuva do Passo 3, até que o tanque estivesse completamente preenchido. Observação importante é de que os sensores que mediam tensões horizontais, deviam estar com as marcações de fábrica (observar Figura 05b) apontando para o fundo do tanque, enquanto que os sensores de tensões radiais deviam estar apontando para o centro do tanque.

Figura 05: (a) Inserção das células em cota alvo atingida (b) mini célula de pressão vertical



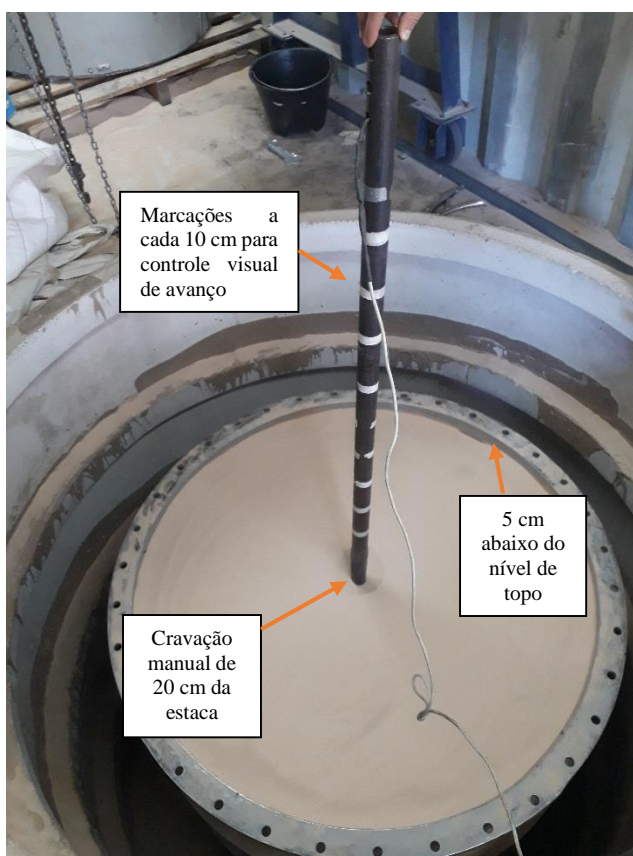
Fonte: Autor.

Passo (6): Quando o segundo big bag (saco de armazenamento da areia) era totalmente esvaziado, o formato da deposição da areia no topo era similar a de um cone, e o topo ficava cerca de 20 cm acima do nível do tanque. Utilizava-se então régua metálica para arrasar o maciço e deixá-lo com superfície plana e 5 cm abaixo do nível do topo do tanque, para ter espaço suficiente para acomodar os elementos referentes ao sistema da bolsa de reação.

- ***Preparação para a instalação – Montagem dos elementos da bolsa e equipamentos***

Passo (1): Cravação da estaca manualmente com 20 cm profundidade em relação ao topo do tanque. Deve-se garantir que ela esteja centralizada ao tanque, tirando previamente para isso, medidas com trena de uma face à outra do tanque, instalando ela nos encontros das medidas referentes à metade do diâmetro. A disposição final da estaca fica como ilustrado na Figura 06:

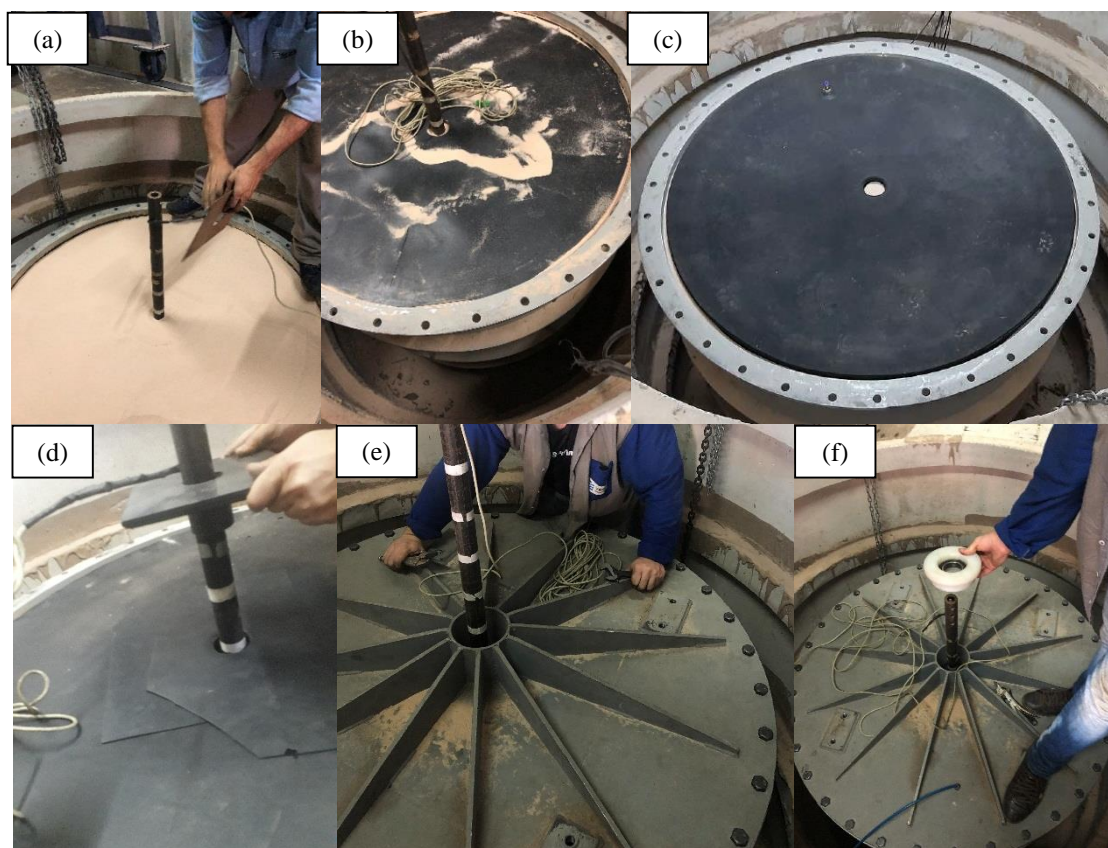
Figura 06: Disposição da estaca cravada manualmente 20 cm e nível da areia com arrasamento



Fonte: Autor.

Passo (2): Colocação dos elementos da bolsa de reação passando a estaca pelo centro de todos – o primeiro elemento que é colocado é uma pequena e fina chapa, que pode ser observada na Figura 07a; logo em seguida, coloca-se a primeira manta circular, Figura 07b; o próximo elemento é a bolsa de reação, Figura 07c; em cima da bolsa irão mais uma manta circular (igual à primeira – Figura 07b), 2 pedaços de manta retangulares e por último, em cima de tudo, uma peça metálica quadrada com um colarinho voltado para a parte inferior do tanque, que podem ser observados na Figura 07d.

Figura 07: (a) Primeira placa metálica; (b) manta de borracha circular antes e depois da bolsa; (c) bolsa de reação; (d) 2 pedaços retangulares de manta e chapa com colarinho (e) tampa sendo aparafusada após ser colocada; (f) peça com rolamento sobre a tampa.



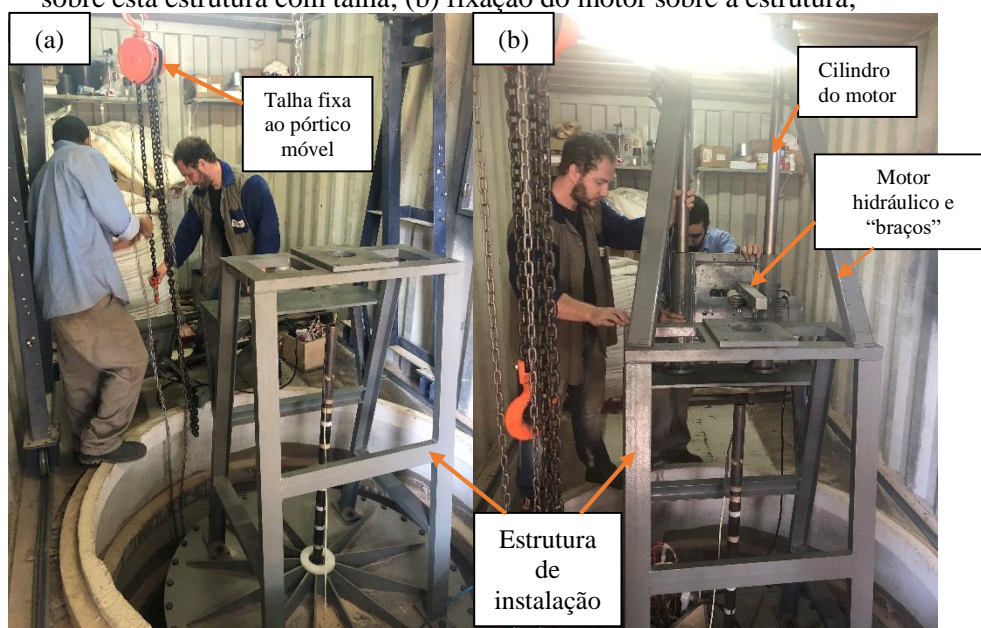
Fonte: (a, b, d, e, f) Autor; (c) Santos, 2020.

Uma observação importante é de que deve-se checar com a régua metálica se todos os componentes após colocados não ultrapassam o nível de topo do tanque, pois então a tampa iria forçá-los e poderia causar algum dano. Caso a régua acuse que o conjunto de elemento está mais alto, deve-se acomodá-los até que estejam em nível adequado.

Passo (3): Colocação da tampa metálica com auxílio de 2 talhas presas ao pórtico e ligadas uma em cada lado da tampa para deixá-la horizontalizada enquanto é abaixada para passar a estaca pelo furo de centro da tampa, tomando o cuidado de não chocá-las. Certificando-se de que a tampa ficou centralizada e o bico de entrada de ar da bolsa no furo da tampa, faz-se o aperto dos parafusos laterais que fixam a tampa ao tanque, Figura 6e. Ainda, existe uma última peça que irá por cima da tampa, Figura 07f, passando a estaca em seu centro também, que possui um conjunto de rolamentos que tem como intuito deixar a estaca centralizada ao furo da tampa para não se tocarem e reduzir o atrito. *Deve-se tomar o cuidado de ao descer a tampa utilizando o pórtico móvel e as duas talhas, de não colocar o pé em baixo, evitando algum possível acidente.*

Passo (4): Como já explicado nos Materiais e Métodos, a instalação ocorria em 2 etapas devido à limitação física da altura do container. Contudo, antes da instalação da estaca pelo motor hidráulico, montava-se a estrutura de instalação acima da tampa parafusando-a (Figura 08a), e, sobre a estrutura, parafusa-se o motor hidráulico com cilindro-guia e dois “braços”, Figura 08b, sempre com ajuda da talha fixa ao pórtico móvel.

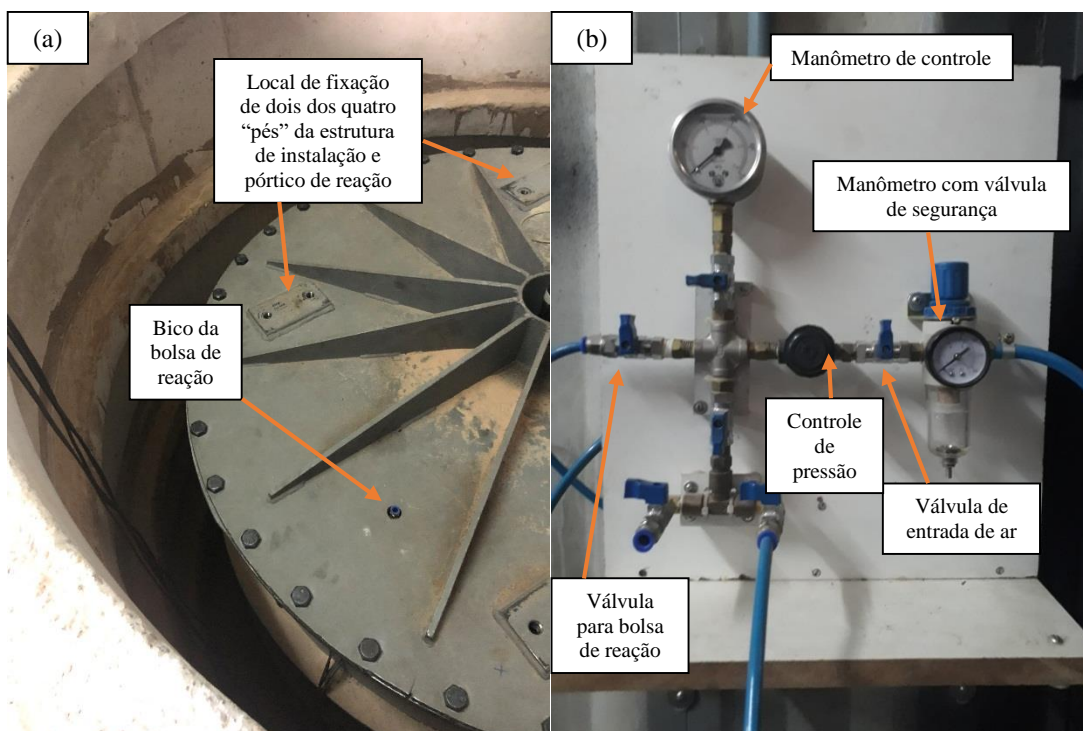
Figura 08: Instalação: (a) Estrutura de instalação já montada e preparação para colocação do motor sobre esta estrutura com talha; (b) fixação do motor sobre a estrutura;



Fonte: (a, b) Autor.

Passo (5): Neste momento além de já estar com os equipamentos elétricos ligados e adquirindo dados, ligava-se o compressor à ar, e quando este estava totalmente cheio, abria-se a válvula próxima a ele, abria-se a válvula de entrada no painel de controle e ajustava-se o controle de pressão para que ela ficasse regulada em 50 kPa (Figura 09b). Então, abria-se a válvula de saída para a bolsa, a fim de limpar o tubo de condução, caso houvesse alguma sujeira e aguardava-se alguns segundos, fechando-se a válvula de saída para este tubo. Por último, engatava-se o tubo condutor à válvula de engate rápido da bolsa, que ficava exposta pelo furo próximo à extremidade da tampa (Figura 09a), e abria-se novamente a válvula de saída de ar para o tubo da bolsa. Aguardava-se cerca de 10 minutos até que a bolsa de reação estivesse cheia e as tensões captadas no software se estabilizassem, para então dar início à instalação.

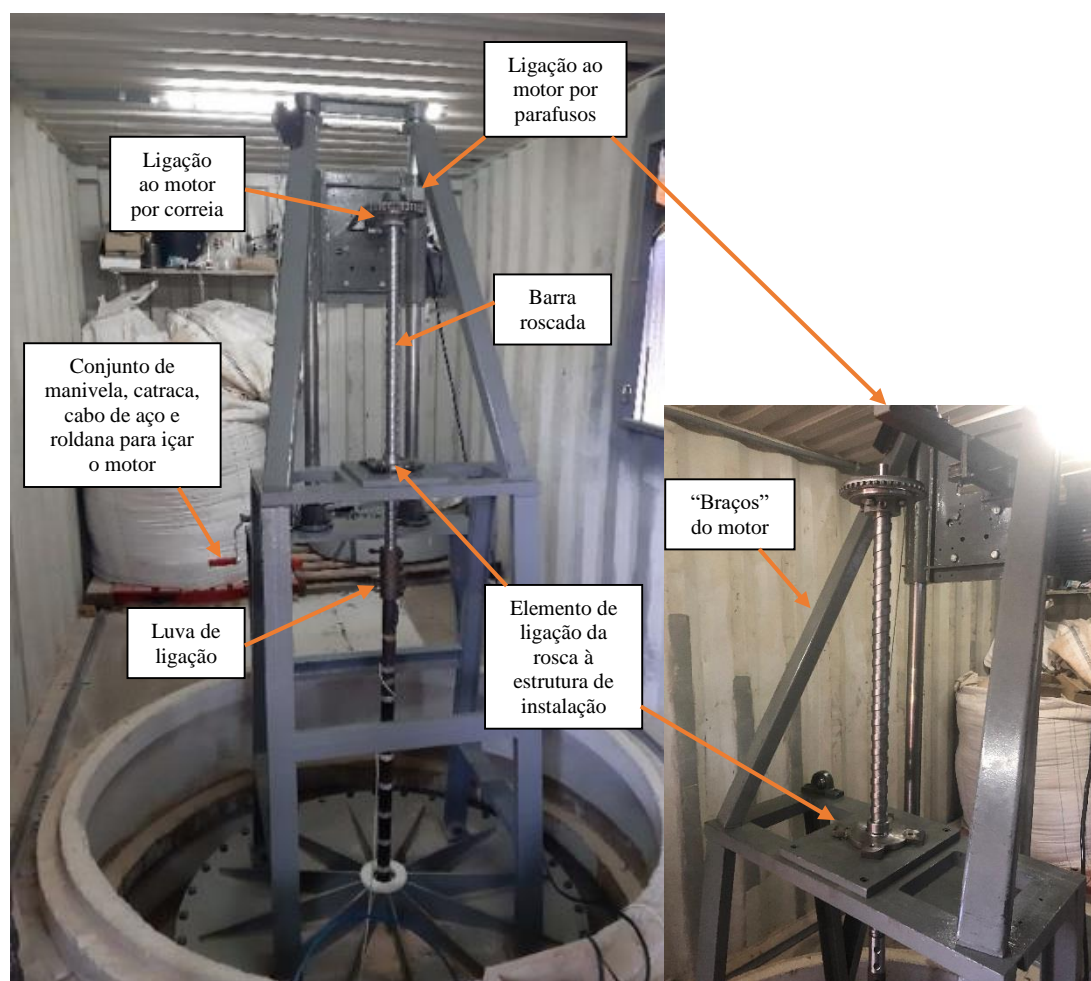
Figura 09: (a) Bico exposto da bolsa de reação; (b) painel de controle da pressão na bolsa



Fonte: Autor.

Passo (6): Por fim, instalava-se a barra roscada com um passo de interesse, fixando-a à estrutura de instalação por parafusos no elemento de ligação, no topo acoplava-se ao motor pela correia e parafusos, e na extremidade inferior acoplava-se à estaca por luva de ligação com parafusos. Observação importante é de que para se ligar a barra roscada ao motor por parafusos e correia, o motor deveria estar içado até o topo do cilindro hidráulico, utilizando para isso o conjunto de roldanas, catraca e cabo de aço com manivela lateral e acoplados à estrutura da instalação por parafusos. Além disso, antes do içamento, aplicava-se óleo lubrificante nos cilindros-guia. Observar os elementos relatados na Figura 10. *É importantíssimo, por questão de segurança, nunca segurar a barra roscada com a mão quando o elemento de fixação ainda não estiver fixado ao pórtico. A barra ou o elemento poderão se movimentar e provocar acidentes ao operador. Além disso, durante o içamento do motor não ficar embaixo do motor, pois o cabo de aço pode romper por desgaste.*

Figura 10: Elementos de ligação da barra roscada



Fonte: Silva (2020).

- **Instalação**

Passo (1): Verificava-se novamente se os equipamentos eletrônicos estavam ligados e funcionando normalmente e se a chave do controle do motor estavam desligados. Ligava-se então o disjuntor do motor, e era destravada a trava do conjunto de roldanas, catraca e cabo de aço acoplados ao motor utilizados para içá-lo. Avisava-se ao auxiliar que iria dar início à instalação para que ele pudesse controlar o enrolamento do fio na haste da estaca durante a instalação, e gravasse o processo em vídeo. O outro operador ligava então o motor e instalava-se a estaca até que a marcação que indicava que 50 cm de extensão haviam sido aparafusados, quando então o motor era desligado. A próxima sequência é referente à segunda etapa da instalação. *Por questão de segurança, a estaca e o sistema de instalação não devem ser tocado em nenhum momento enquanto a instalação acontece. Além disso, o sistema de catraca,*

roldanas e cabo de aço devem estar destravados no momento da instalação para não romper o cabo de aço.

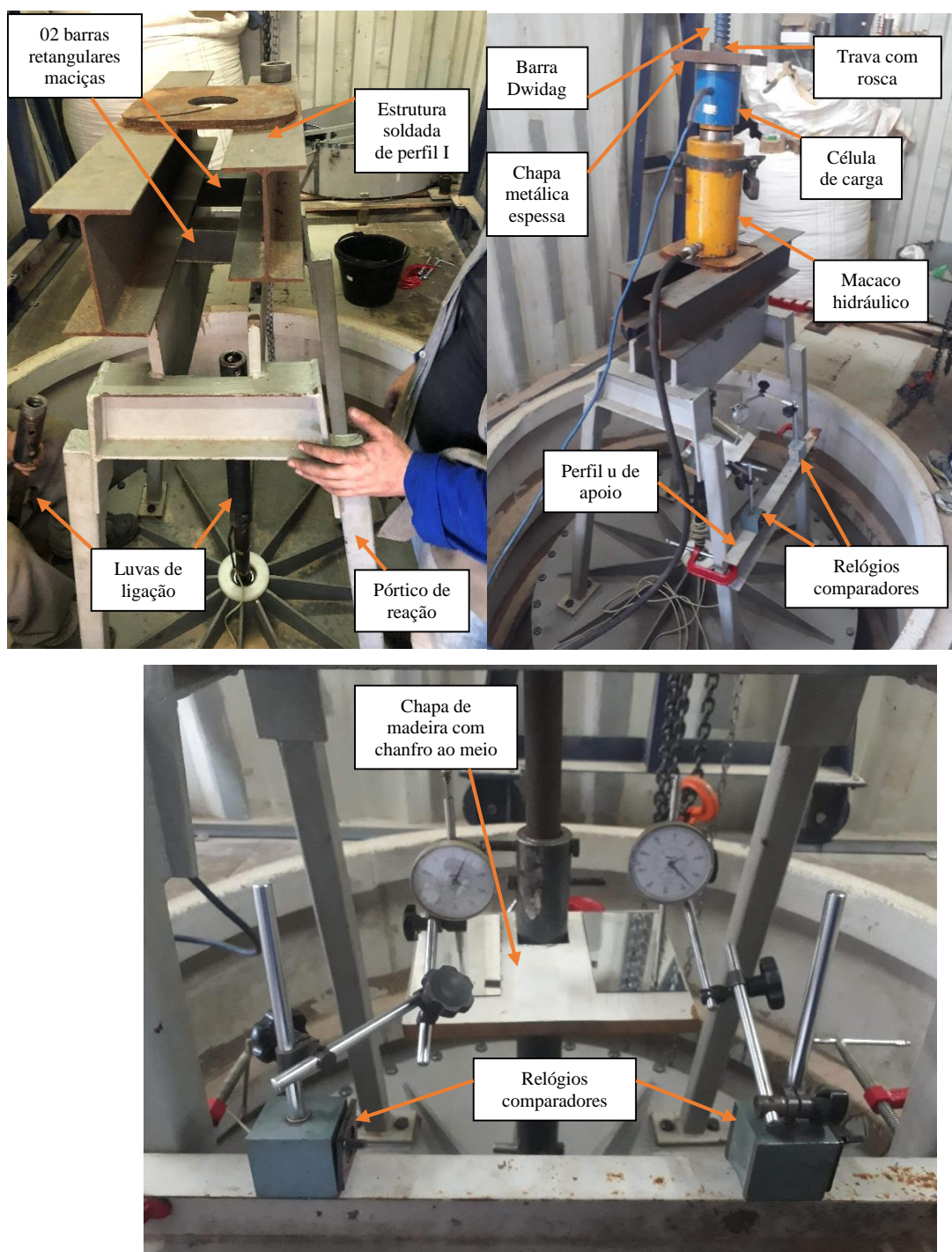
Passo(2): Agora, como o curso do cilindro-guia que o motor percorre não era suficiente para se instalar 1 metro de comprimento da estaca, utiliza-se uma outra luva de conexão mais longa entre a barra roscada e a estaca. Torna-se a avisar ao auxiliar que a segunda etapa iria começar e se instalava os 30 cm finais. Após o encerramento da instalação, salvavam-se os dados adquiridos no computador.

- ***Preparação para ensaio Monotônico de Tração***

Passo (1): Realizava-se o processo inverso à instalação, desinstalando todos os equipamentos e elementos referentes à instalação, permanecendo apenas a tampa, para então se instalar os elementos dos ensaios de carga-deslocamento.

Passo (2): Instala-se o pórtico de reação parafusando-o sobre à tampa nos quatro “pés”. Na Figura 11, é possível observar que coloca-se sob o pórtico duas barras maciças de seção quadrada no sentido ortogonal ao eixo e sobre essas duas barras coloca-se uma estrutura soldada constituída de dois perfis I e duas chapas redondas vazadas no sentido longitudinal ao pórtico. Sobre esta última estrutura soldada coloca-se o macaco hidráulico, e, logo em seguida, a barra de Dwidag passando por dentro do macaco e da estrutura soldada, sendo acoplado à estaca por um jogo de luvas presas uma às outras e à estaca por parafusos e à barra Dwidag por rosca. Em cima do macaco hidráulico coloca-se a célula de carga, e acima dela uma chapa espessa vazada metálica e uma trava com rosca. Ainda, para a aquisição dos deslocamentos, são instalados dois relógios comparadores sobre um perfil U fixado ao pórtico de reação em dois dos “pés” por grampos sargento. Os relógios comparadores ficam com a base magnética sobre o perfil metálico U, e seu ponteiro fica encostado sobre uma chapa de madeira com um chanfro interno ao centro, que se acopla à luva de ligação, de forma a medir os deslocamentos no sentido longitudinal da estaca. Observar os elementos relatados na Figura 11:

Figura 11: Elementos do ensaio monotônico de tração



Fonte: Autor.

- ***Ensaio Monotônico de Tração***

Passo (1): Neste ponto, verifica-se se a pressão na bolsa de reação está equilibrada em 50 kPa, e a aquisição de dados ligada.

Passo (2): O ensaio é realizado por meio de acréscimos sucessivos de carga aplicados ao topo das estacas-modelo pelo cilindro hidráulico, e mantidos por período de 5 minutos cada,

para caracterizar um carregamento quase-estático, através de controle por cronômetro. É importante que uma pessoa controle a carga, mantendo-a fixa, através do valor medido na célula de carga e o tempo de permanência em cada acréscimo através do cronômetro, sinalizando para a outra pessoa os tempos de permanência de 0, 3 e 5 minutos, pois este outro fará a leitura dos deslocamentos nos dois relógios comparadores para o valor médio ser o adotado posteriormente. Os acréscimos de carga foram sendo feitos de 50 em 50 kg até se atingir a ruptura.

Passo (3): Atingida a ruptura, anota-se os deslocamento em ambos os relógios comparadores, faz-se então descarregamentos de 50 em 50 kg mantidos por 3 minutos, marcando-se os deslocamentos ao final do tempo e, até que se descarregue por completo o macaco, anotando os novos valores de deslocamento.

- ***Ensaio Cíclico de Tração***

Nos ensaios de número 02 e 03, das taxas respectivas de 0,8 e 1,0 passo/revolução, realizou-se ensaio cíclico de tração logo após o carregamento monotônico de tração. Os valores obtidos são referentes à 50 ciclos realizados, sendo impostos os respectivos mínimos na célula de carga de 10% das cargas de ruptura e os valores máximos correspondente a 60% da carga de ruptura, referentes ao ensaio monotônico de tração anterior ao cíclico. Foram realizados da seguinte maneira:

Passo (1): Descarrega-se completamente o ensaio monotônico de tração. Certifica-se se a pressão na bolsa de reação está equilibrada em 50 kPa, e a aquisição de dados ligada e adquirindo dados normalmente.

Passo (2): Estabelece-se valores de 10 e 60% da carga de ruptura obtida para os ciclos.

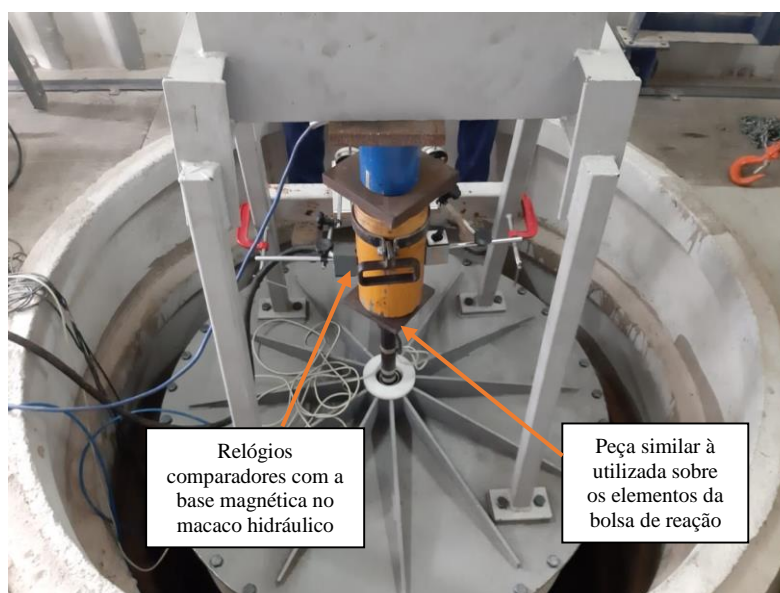
Passo (3): Cicla-se os valores de mínimo e máximo nesta ordem mantendo constante o tempo de permanência em cada valor, sendo este tempo controlado por conômetro e suficiente para uma das pessoas ler os valores dois relógios comparadores (foram utilizados 15 segundos). O ensaio é terminado com o valor de mínimo e descarrega-se completamente após se completar os 50 ciclos e os valores de deslocamento anotados. Salva-se os dados adquiridos no computador e verifica-se novamente se a bolsa está com 50 kPa e os dados do computador sendo processados.

- ***Preparação para ensaio Monotônico de Compressão***

Passo (1): Retiram-se todos os instrumentos e elementos, acima do pórtico de instalação, descritos no Passo 2 do item ***Preparação para ensaio Monotônico de Tração***.

Passo (2): Então, utiliza-se uma peça similar à apresentada na Figura 07d, porém com o colarinho não vazado, a qual é colocada encaixada acima da ponta da estaca. Sobre esta peça são colocados macaco hidráulico, uma primeira chapa metálica maciça, célula de carga e a segunda chapa metálica maciça acima da célula de carga, para que toda a superfície da célula seja solicitada de ambos os lados. É importante que se tare a célula de carga, para descontar o valor da chapa metálica sobre ela, e que a chapa esteja em contato com o pórtico de reação quando se iniciar os acréscimos de carga e anotações de deslocamentos. A configuração fica como apresentada na Figura 12:

Figura 12: Ensaio monotônico de compressão



Fonte: Autor.

Passo (3): Instalam-se novamente os relógios comparadores, porém desta vez os relógios ficam com a base magnética no macaco hidráulico, e a ponteira dos relógios ficam na chapa de madeira com chanfro interno, a qual fica fixa ao perfil U metálico que antes abrigava os relógios comparadores nos ensaios de tração. Certifica-se se a pressão na bolsa de reação está equilibrada em 50 kPa, e a aquisição de dados ligada.

Passo (4): Realizam-se acréscimos e medições de tempo nos mesmos moldes do ensaio monotônico de tração até que se atinja a ruptura.

Passo (5): Atingida a ruptura são seguidos os mesmos procedimentos do ensaio monotônico à tração, anotam-se os deslocamentos, realizando descarregamentos de 50 em 50 kg, mantendo-se a carga por 3 minutos e marcam-se os deslocamentos ao final do tempo. Repete-se o descarregamento até que se descarregue completamente, novamente anotando os

deslocamentos. Certifica-se de salvar os dados adquiridos pelos sensores do maciço e strain gauges da estaca no computador, e desliga-se o compressor, esvaziando-o junto à bolsa de reação.

- ***Desmonte e limpeza***

Passo (1): Todos os elementos de medição e suportes são retirados em ordem inversa à montagem no ítem ***Preparação para ensaio Monotônico de Compressão***, tomando-se cuidado especial com os relógios comparadores e célula de carga. Certifica-se de ter esvaziado completamente o compressor e bolsa de reação, e fecham-se todas as válvulas do painel de controle e do compressor.

Passo (2): Por fim, desparafusa-se e retira-se a estrutura de reação com auxílio da talha, posteriormente é retirada a tampa, e, de dentro da câmara, são retirados com cuidado todos os elementos do conjunto da bolsa de reação, restando apenas a remoção da areia para um novo ensaio. A remoção da areia do interior da câmara é manual e sempre deve-se tomar o devido cuidado com a região onde foram instalados os sensores e/ou cápsulas de medição de peso específico, depositando-se o material arenoso retirado nos big bags ao fundo do container, em local seco e separado.