ZORANY AGUDELO PÉREZ

Análise numérica do efeito de instalação de ancoragens helicoidais em areia

São Carlos- SP

2017

ZORANY AGUDELO PÉREZ

Análise numérica do efeito de instalação de ancoragens helicoidais em areia

Versão Corrigida

(Versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos)

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.

Área de concentração: Geotecnia

Orientadora: Prof^a. Dra. Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha

São Carlos – SP

2017

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

P438a Pérez, Zorany Agudelo
Análise numérica do efeito de instalação de ancoragens helicoidais em areia / Zorany Agudelo Pérez; orientadora Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha. São Carlos, 2017.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação e Área de Concentração em Geotecnia -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2017.

1. Ancoragem helicoidal. 2. Estaca helicoidal. 3. Efeito de instalação. 4. Modelagem numérica. 5. Areia. 6. Capacidade de carga à tração. 7. Fator de capacidade de carga. 8. FLAC3D. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **ZORANY AGUDELO PÉREZ**.

Título da dissertação: "Análise numérica do efeito de instalação de ancoragens helicoidais em areia".

Data da defesa: 03/04/2017.

Comissão Julgadora:

Profa. Associada **Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha**
(Orientadora)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Jeselay Hemelério Cordeiro dos Reis**
(Universidade Estadual de Maringá/UEM)

Prof. Dr. **Daniel Dias**
(Université Joseph/Grenoble)

Resultado:

Aprovada

APROVADA

Aprovada

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Geotecnia:
Prof. Dr. **Edmundo Rogério Esquivel**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Associado **Luis Fernando Costa Alberto**

À minha mãe Yenny, pelo seu carinho e apoio. Aos meus irmãos Tephy e Yamit, que são o sentido da minha vida.

Ao Juanjo pela sua compreensão, paciência e capacidade de me trazer paz em dias difíceis.

AGRADECIMENTOS

A Deus, pela vida, saúde e a oportunidade de cumprir um dos meus sonhos neste maravilhoso país.

À minha família, por sempre acreditar em mim e me apoiar, mesmo longe de casa. À minha mãe Yenny Pérez, pela vida e o carinho. À minha amada irmã Tephy, por dar um sentido à minha vida e uma motivação para lutar dia a dia. Ao meu irmão Yamit, pela sua admiração e as suas orações.

À professora Cristina, pela sua orientação, amizade, confiança e seus infinitos conhecimentos transmitidos durante esses anos. Aprendi muito de você Cris.

Ao professor Edmundo Rogério Esquivel, por ser como um pai para mim fora de casa. Por tudo o que me ensinou e por me ajudar em tudo o que precisei.

Ao professor Daniel Dias, por ser um guia desde o começo deste trabalho e pelas suas grandes ideias e sugestões para o desenvolvimento do mesmo.

Ao Sr. Augusto Lucarelli pela sua grande contribuição neste trabalho e por resolver atenciosamente todas as dúvidas que tive na parte da modelagem numérica.

Ao Juan José, que sempre me deu força e coragem para continuar. Pela sua ajuda em varias partes deste trabalho, pelo apoio no cumprimento das minhas metas e por ser uma fonte de motivação para melhorar cada dia.

Às pessoas com as quais compartilhei boas experiências, conhecimentos e que foram como uma segunda família para mim: Juan Camilo, Sergio Andrés, Sergio Arturo, Edwin, Yara, Jean, Ana, Diego, Mara, Bruno, Jose Antonio. À minha amiga Julieth, pela sua paciência e a sua maravilhosa amizade e companhia.

Ao time de Basquete Feminino do Caaso, porque cada treino e cada jogo era o momento do dia de descontração.

Agradeço aos professores do departamento da Geotecnia, pelos ensinamentos e aos funcionários por sua boa disposição sempre.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela disponibilização da bolsa de estudos.

Ao programa Itasca Educational Partnership pela disponibilização da licença do programa FLAC^{3D}.

“A persistência é o caminho do êxito”.

Charles Chaplin

RESUMO

PÉREZ, Z.A. **Análise numérica do efeito de instalação de ancoragens helicoidais em areia.** 2017. 152 p. Dissertação (Mestrado) – Departamento de Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

O uso de fundações por estacas helicoidais tem aumentado consideravelmente nos últimos anos, devido às suas vantagens comparadas a outros tipos de fundação, como a sua rápida instalação e sua capacidade de resistir simultaneamente a esforços de tração e de compressão. No entanto, os métodos de previsão do comportamento deste tipo de fundação submetida a esforços de tração (denominadas ancoragens helicoidais neste caso), ainda são insatisfatórios, e normalmente são observadas discrepâncias entre os resultados estimados por métodos teóricos e medidos em provas de carga. Entre outras razões, estas diferenças ocorrem principalmente pelo fato dos efeitos da instalação destas ancoragens no solo não serem considerados nos métodos de previsão disponíveis. No momento da instalação, os parâmetros do solo atravessado são modificados, e como é o volume de solo alterado que deve resistir ao carregamento da ancoragem sob tração, é essencial entender e quantificar este efeito de instalação para uma previsão adequada da capacidade de carga deste tipo de ancoragem. Para contribuir com o entendimento deste efeito, no presente trabalho foram realizadas simulações numéricas com o software FLAC^{3D}, para se conhecer as modificações ocorridas no solo devido à instalação de uma ancoragem helicoidal em areia compacta. Para este fim, na simulação do solo penetrado pela hélice, foram reduzidos os valores de ângulo de atrito e do módulo de elasticidade da areia. O modelo foi validado por meio da comparação com a curva carga-deslocamento obtida experimentalmente em ensaios realizados em centrífuga. Após o ajuste do modelo numérico, foi realizada uma análise paramétrica com o objetivo de investigar o efeito da instalação no fator de capacidade de carga (N_q). Por meio da análise paramétrica também foram avaliados o deslocamento da ancoragem sob carga máxima e as tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura. Os resultados estimados de N_q foram comparados com estudos anteriores, e mostraram um bom ajuste com resultados de provas de carga *in situ* e em centrífuga. Além disso, o estudo paramétrico indicou que as tensões horizontais atuantes na zona de ruptura são distribuídas em forma de tronco de cone, e variam de acordo com o diâmetro da hélice.

Palavras-chave: Ancoragem helicoidal. Estaca helicoidal. Efeito de instalação. Modelagem numérica. Areia. Capacidade de carga à tração. Fator de capacidade de carga. FLAC^{3D}.

ABSTRACT

PÉREZ, Z.A. **Numerical analysis of the installation effect on helical anchors in sand.** 2017. 152 p. Master Thesis - Department of Geotechnical Engineering, School of Engineering at Sao Carlos, University of Sao Paulo, Sao Carlos, 2017.

The use of helical foundations has increased considerably in recent years due to its advantages compared to other types of foundations, such as rapid installation and the capacity of resisting tensile and compressive loads. However, the methods normally used to predict the behavior of this type of foundation under tensile loads (called helical anchors in this case), are still unsatisfactory, and discrepancies are usually observed between the results estimated by theoretical methods and measured in load tests. Among other reasons, these differences occur mainly because the effects of helical anchor installation in the soil are not considered in the available predicting methods. During installation, the parameters of the soil penetrated are modified, and since it is this disturbed soil volume that must support the loading of the anchor under tension, it is essential to understand and quantify this installation effect for an adequate prediction of the uplift capacity of this type anchor. In order to contribute to the understanding of this effect, in the present work numerical simulations with the software FLAC^{3D} were performed to evaluate the modifications occurred in the soil due to the installation of a helical anchor in dense sand. For this purpose, in the simulation of the soil penetrated by the helices, the values of friction angle and modulus of elasticity of the sand were reduced. The model was validated by means of the comparison with a load-displacement curve obtained experimentally in centrifuge model tests. After adjusting the numerical model, a parametric analysis was carried out to investigate the effect of the installation on the breakout factor (N_q). The parametric analyses were also used to investigate the anchor displacement at the peak load and the horizontal stresses acting on the failure surface. The estimated N_q values were compared with previous studies, and showed a good agreement with experimental results obtained by field and centrifuge tests. Additionally, the parametric study indicated that the horizontal stresses acting on the failure zone are distributed in the shape of a truncated cone, and vary with the helix diameter.

Keywords: Helical anchor. Helical pile. Installation effect. Numerical modeling. Sand. Uplift bearing capacity. Breakout factor. FLAC^{3D}.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Componentes básicos de uma estaca helicoidal.....	35
Figura 2. Tipos de estacas helicoidais: (a) simples e (b) multi-hélices	36
Figura 3. (a) Torquímetro; (b) instalação de uma estaca helicoidal; (c) união entre elementos de extensão	37
Figura 4. Fatores A e B para determinar a capacidade de carga de ancoragens helicoidais	39
Figura 5. Mecanismos de ruptura: (a) individual; (b) cilíndrica em ancoragem profunda e (c) cilíndrica em ancoragem rasa.....	40
Figura 6. Efeito de instalação de uma estaca helicoidal em areia compacta em um modelo reduzido testado em centrífuga.....	46
Figura 7. Alteração da areia após a instalação de uma estaca com três hélices	46
Figura 8. Amostra de areia: (a) após a instalação da ancoragem e (b) após o carregamento à tração	49
Figura 9. (a) Imagem da tomografia de uma seção transversal ao nível da hélice após a instalação da ancoragem helicoidal em areia; (b) fotografia de um modelo de ancoragem helicoidal instalada em areia e (c) esquema que representa as zonas afetadas pela instalação da ancoragem na areia	50
Figura 10. Comparação das curvas carga-deslocamento obtidas em provas de carga à compressão e a tração de estacas helicoidais de duas hélices	53
Figura 11. Relação entre a tensão última dada pela hélice e a razão do diâmetro da hélice (D/d) para varias profundidades da ancoragem.....	55
Figura 12. Distribuição dos elementos tipo cunha dentro do modelo	56
Figura 13. Contornos de deslocamento do solo, dado como uma percentagem do deslocamento total da estaca na ruptura para (a) compressão e (b) tração.....	57
Figura 14. Malha de elementos finitos do modelo	58
Figura 15. Contornos de deslocamento de ancoragens helicoidais em argila para $H/D=2$ com (a) $n=2$ e (b) $n=3$	59
Figura 16. Comparação entre a curva carga- deslocamento numérica e experimental de uma estaca helicoidal submetida à tração.....	60
Figura 17. Geometria usada em FLAC ^{3D} para a simulação da ancoragem P4.....	61
Figura 18. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica e experimental da ancoragem P4 de Tsuha (2007): (a) sem considerar o efeito de instalação e (b) considerando-se o efeito de instalação	62
Figura 19. Resultados obtidos na simulação da estaca P4 considerando-se o efeito de instalação: (a) contorno de deslocamentos e (b) contorno de tensões verticais	63
Figura 20. Resultados típicos de ensaios de compressão triaxial realizados em areias; curva 1: areia densa submetida a um baixo nível de tensão; curva 2: areia densa submetida a um nível médio de tensão; curva 3: areia fofa submetida a um baixo nível de tensão.....	64
Figura 21. Critério de ruptura de Mohr-Coulomb no programa FLAC ^{3D}	66

Figura 22. Lei de fluxo (a) associada e (b) não associada	68
Figura 23. Exemplo de curva tensão- deformação	71
Figura 24. Variação de (a) a coesão e (b) o ângulo de atrito em função da deformação plástica por cisalhamento no modelo constitutivo Strain-Softening em FLAC ^{3D}	71
Figura 25. Aproximação por segmentos lineares realizadas pelo programa FLAC ^{3D} no modelo constitutivo Strain-Softening	71
Figura 26. Esquema e convenções do tetraedro em FLAC ^{3D}	76
Figura 27. Ciclo básico do cálculo explícito em FLAC ^{3D}	78
Figura 28. Resultados numéricos e experimentais dos ensaios de compressão triaxial para (a) $\sigma_3=50$ kPa; (b) $\sigma_3=100$ kPa e (c) $\sigma_3=200$ kPa	81
Figura 29. Geometria do modelo numérico em FLAC ^{3D}	84
Figura 30. Dimensões da geometria do modelo	86
Figura 31. Resultados obtidos do teste de malha	87
Figura 32. Resultados do ensaio CPT realizado na areia tipo Hostun.....	89
Figura 33. Comparação entre a curva carga-deslocamento obtida numericamente (sem considerar o efeito de instalação) e a curva experimental	98
Figura 34. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o ângulo de atrito do solo perturbado) e experimental.....	101
Figura 35. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o módulo de elasticidade do solo perturbado) e experimental	102
Figura 36. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o ângulo de atrito do solo de transição) e experimental.....	105
Figura 37. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o módulo de elasticidade do solo de transição) e experimental	106
Figura 38. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica considerando o solo de transição igual e diferente do solo perturbado e a curva experimental	107
Figura 39. Esquema mostrando a espessura da zona de transição (r) considerada nas simulações numéricas	108
Figura 40. Comparação entre as curvas carga- deslocamento numéricas para diferentes espessuras do solo de transição	109
Figura 41. Contornos de deslocamento (m): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação	110
Figura 42. Contornos de tensões verticais (kPa): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação	111
Figura 43. Contornos de deformação por cisalhamento: (a) sem considerar; (b) considerando-se o efeito de instalação.....	111
Figura 44. Vetores de velocidade (m/passos): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação	112
Figura 45. Tensores das tensões principais: (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação	112

Figura 46. Estado de plasticidade do solo: (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação; zoom ao redor da hélice: (c) sem considerar e (d) considerando-se o efeito de instalação	113
Figura 47. Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas considerando-se o módulo de elasticidade constante e variável com a profundidade.....	114
Figura 48. Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas usando-se o modelo constitutivo Strain-Softening e Mohr-Coulomb	116
Figura 49. Configuração da ancoragem helicoidal	117
Figura 50. Comparação entre as curvas carga-deslocamento obtidas numericamente variando-se a profundidade de instalação da ancoragem helicoidal	118
Figura 51. Contornos de deslocamentos (m) e de tensões verticais (kPa) para um deslocamento da ancoragem de $0.1D$ para: (a) $H/D=2$, (b) $H/D=5$ e (c) $H/D=8.5$	119
Figura 52. Descrição das zonas perturbadas para diferentes diâmetros de hélice	121
Figura 53. Comparação entre as curvas carga-deslocamento obtidas numericamente variando-se o diâmetro da hélice da ancoragem	121
Figura 54. Curva carga-deslocamento obtida no modelo numérico para a ancoragem 10FH ($H=2.44\text{m}$) com hélice e sem hélice	123
Figura 55. Valores do fator de capacidade de carga (N_q) obtidos numericamente para diferentes profundidades de instalação da ancoragem	124
Figura 56. Valores do fator de capacidade de carga (N_q) obtidos numericamente para diferentes diâmetros de hélice para uma dada profundidade $H = 2.44\text{m}$	125
Figura 57. Fator N_q em função do diâmetro da hélice para diferentes profundidades de instalação	127
Figura 58. Comparação do fator de capacidade de carga N_q determinado numericamente (considerando-se o efeito de instalação) com resultados apresentados experimentais	128
Figura 59. (a) Deslocamento da ancoragem helicoidal na carga máxima (pico) em função da razão H/D em areia muito compacta; (b) variação do deslocamento da ancoragem helicoidal normalizado na ruptura (δ/D) com a razão H/D em areia muito compacta.....	131
Figura 60. Contornos de deslocamento sob a carga máxima da ancoragem helicoidal ($D= 330\text{ mm}$) (m): (a) $H/D=2$; (b) $H/D=5$; (c) $H/D=7.4$ e (d) $H/D=8.5$	132
Figura 61. Superfície de ruptura para (a) ancoragem rasa; (b) ancoragem profunda e (c) ancoragem de transição	133
Figura 62. Tensões horizontais desenvolvidas na superfície de ruptura após o carregamento, encontradas numericamente	134
Figura 63. (a) Mecanismo de ruptura em tração e (b) distribuição da tensão de terra	135
Figura 64. Movimento dos grãos de areia após o carregamento da ancoragem.....	135

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Parâmetros da areia tipo Hostun (HN38).....	79
Tabela 2. Parâmetros usados na simulação dos ensaios triaxiais	80
Tabela 3. Características dos modelos reduzidos de ancoragens helicoidais	82
Tabela 4. Características das malhas testadas	87
Tabela 5. Propriedades do material utilizadas na modelagem da ancoragem helicoidal (grupo “Pile”)	88
Tabela 6. Propriedades consideradas na modelagem numérica do solo intacto.....	90
Tabela 7. Dados de amolecimento ingressados ao programa FLAC ^{3D} para a simulação do solo, usando o modelo constitutivo Strain-Softening	91
Tabela 8. Parâmetros considerados na modelagem numérica da interface entre a ancoragem e o solo	92
Tabela 9. Parâmetros do cilindro de solo perturbado e de transição (sem considerar o efeito de instalação).....	98
Tabela 10. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o ângulo de atrito (ϕ_p) enquanto o módulo de elasticidade (E_p) é fixado	100
Tabela 11. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o módulo de elasticidade (E_p) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_p) é fixado	100
Tabela 12. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) enquanto o módulo de elasticidade (E_{pt}) é fixado	104
Tabela 13. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o módulo de elasticidade (E_{pt}) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) é fixado.....	105
Tabela 14. Parâmetros usados na simulação numérica, onde o solo de transição possui os mesmos parâmetros que o solo penetrado pela hélice	107
Tabela 15. Espessura da zona de transição.....	109
Tabela 16. Profundidades de instalação da ancoragem consideradas na análise paramétrica	117
Tabela 17. Diâmetros da hélice considerados na análise paramétrica.....	120
Tabela 18. Resistência por atrito lateral na haste obtida numericamente para diferentes profundidades de instalação da ancoragem	123
Tabela 19. Configurações da ancoragem helicoidal estudada na análise paramétrica	126

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CPT	Cone penetration test
C.V.	Coeficiente de variação
DF	Diferenças finitas
EF	Elementos finitos
FISH	“FLAC-ISH”, linguagem de FLAC
FLAC^{3D}	Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions
IFSTTAR	Institut français des sciences et technologies des transports
MC	Mohr-Coulomb
SPT	Standar penetration test

SUMARIO

1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	29
1.1	INTRODUÇÃO.....	29
1.2	JUSTIFICATIVA	30
1.3	OBJETIVOS	31
1.3.1	<i>Objetivos Gerais.....</i>	<i>31</i>
1.3.2	<i>Objetivos Específicos</i>	<i>31</i>
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	35
2.1	ANCORAGENS HELICOIDAIS	35
2.1.1	<i>Método de instalação</i>	<i>36</i>
2.1.2	<i>Vantagens.....</i>	<i>37</i>
2.2	MÉTODOS PARA DETERMINAR A CAPACIDADE DE CARGA À TRAÇÃO.....	38
2.2.1	<i>Capacidade de carga para ancoragens com uma hélice</i>	<i>38</i>
2.2.2	<i>Capacidade de carga para ancoragens multi-hélices.....</i>	<i>40</i>
2.2.3	<i>Método empírico</i>	<i>42</i>
2.2.4	<i>Incertezas na previsão da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais por métodos teóricos</i>	<i>43</i>
2.3	EFEITO DE INSTALAÇÃO EM ANCORAGENS HELICOIDAIS	44
2.3.1	<i>Diferenças entre o comportamento à tração e à compressão.....</i>	<i>51</i>
2.3.2	<i>Fator de capacidade de carga (N_q).....</i>	<i>53</i>
2.4	EXEMPLOS DE SIMULAÇÕES NUMÉRICAS DE ESTACAS HELICOIDAIS	56
2.5	AMOLECIMENTO (SOFTENING) EM AREIAS	63
2.5.1	<i>Modelo constitutivo Strain- Softening em FLAC^{3D}</i>	<i>64</i>
3	MODELAGEM NUMÉRICA DE UMA ANCORAGEM HELICOIDAL EM AREIA.....	75
3.1	ANÁLISE POR DIFERENÇAS FINITAS EM FLAC ^{3D}	76
3.2	ESQUEMA EXPLÍCITO EM FLAC ^{3D}	78
3.3	ANÁLISE LAGRANGEANA EM FLAC ^{3D}	78
3.4	MODELAGEM NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE COMPRESSÃO TRIAXIAL	79
3.4.1	<i>Propriedades dos materiais</i>	<i>79</i>
3.4.2	<i>Calibração dos parâmetros do modelo por meio da simulação numérica dos ensaios de compressão triaxial</i>	<i>79</i>

3.5 MODELAGEM NUMÉRICA DE UMA ANCORAGEM HELICOIDAL SIMPLES INSTALADA EM AREIA COMPACTA.....	82
3.5.1 Geometria do modelo.....	84
3.5.2 Propriedades dos materiais e modelos constitutivos.....	87
3.5.3 Parâmetros de interface.....	91
3.5.4 Análise numérica.....	92
4 RESULTADOS E ANÁLISES.....	97
4.1 MODELO NUMÉRICO SEM CONSIDERAR O EFEITO DE INSTALAÇÃO.....	97
4.2 MODELO NUMÉRICO CONSIDERANDO-SE O EFEITO DE INSTALAÇÃO.....	99
4.2.1 Variação dos parâmetros do solo perturbado (ϕ_p , E_p).....	100
4.2.2 Variação dos parâmetros do solo de transição (ϕ_{pt} , E_{pt}).....	103
4.2.3 Espessura da zona de transição.....	108
4.3 INFLUENCIA DE ALGUMAS CONSIDERAÇÕES DO MODELO NA RESPOSTA NUMÉRICA.....	113
4.3.1 Módulo de elasticidade.....	113
4.3.2 Redução da resistência do solo após o início da plastificação.....	115
4.4 ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	116
4.4.1 Influencia da profundidade de instalação da ancoragem na capacidade de carga.....	117
4.4.2 Influencia do diâmetro da hélice na capacidade de carga.....	120
4.4.3 Análise do fator de capacidade de carga (N_q).....	122
4.4.4 Análise do deslocamento da ancoragem na carga máxima (δ).....	129
4.4.5 Análise das tensões horizontais na superfície de ruptura após o carregamento da ancoragem.....	133
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	139
5.1 CONCLUSÕES.....	139
5.1.1 Parte 1: Modelo numérico.....	139
5.1.2 Parte 2: Análise paramétrica.....	141
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	143
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	145
APÊNDICE A- CURVAS CARGA-DESMLOCAMENTO NUMÉRICAS PARA AS DIFERENTES SIMULAÇÕES REALIZADAS NA ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	151

Capítulo 1

CONSIDERAÇÕES INICIAIS

1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

1.1 INTRODUÇÃO

Segundo Prasad e Narasimha Rao (1996), as estacas helicoidais, também chamadas de ancoragens helicoidais quando submetidas a esforços de tração, consistem em uma ou mais placas circulares em forma helicoidal soldadas a um eixo central de aço. Elas são “aparafusadas” no solo no momento da instalação pela aplicação de um torque no topo da haste, e o avanço vertical é igual a um passo da hélice por revolução.

Esse tipo de fundação tem sido utilizado extensivamente tanto para resistir esforços de tração como de compressão, em torres de telecomunicação e de transmissão de energia, painéis solares e fundações de torres eólicas. Porém, como mencionado em Merifield (2011), o entendimento atual do comportamento deste tipo de ancoragem é limitado, e os métodos existentes para se estimar a capacidade de carga à tração não são satisfatórios. Uma das principais razões das discrepâncias observadas entre os resultados previstos e medidos de capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais é o fato do efeito da instalação da ancoragem no solo não ser considerado nas previsões.

Durante o processo de instalação de uma ancoragem helicoidal, o solo atravessado pelas hélices experimenta cisalhamento torsional e vertical, além de ser deslocado lateralmente. Isto ocorre principalmente no volume cilíndrico de solo atravessado pelas hélices. Conforme Narasimha Rao e Prasad (1992), durante a instalação da ancoragem em areia, o solo que é deslocado lateralmente transfere tensões ao solo circundante, e ao mesmo tempo, as cargas geostáticas limitadas dentro do cilindro de solo permitem o movimento ascendente da areia, o que causa o afofamento do solo. Consequentemente, após o processo de instalação, os valores das propriedades do solo dentro do cilindro de solo acima da hélice são modificados. Como a capacidade de carga à tração da ancoragem helicoidal claramente depende das condições desse cilindro de solo, o entendimento e a quantificação deste efeito no solo é fundamental.

Os métodos de estimativa de capacidade de carga usados em projetos de ancoragens helicoidais são expressos em termos de fatores de capacidade de carga adimensionais (N_q), que não consideram as condições alteradas do solo penetrado durante a instalação da

ancoragem. Portanto, a estimativa da redução desses fatores devido aos efeitos de instalação é essencial para a previsão adequada da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais.

Tsuha et al. (2012), Weech e Howie (2012), Bagheri e El Nagggar (2013), Wang, Merifield e Gaudin (2013), Mosquera et al. (2015), Tsuha, Santos Filho e Santos (2015), e Lutenneger e Tsuha (2015) destacam a importância dos efeitos de instalação na capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais. Porém, ainda existem muitas questões sem resposta a respeito desse efeito.

Para responder a essa necessidade, foi realizado o presente estudo numérico com o fim de aprimorar o entendimento do mecanismo deste efeito de instalação. Para este propósito, foi desenvolvida a simulação numérica de uma ancoragem helicoidal com uma única hélice, instalada em areia muito compacta, considerando-se a perturbação do solo causada pela instalação da ancoragem.

A presente simulação foi desenvolvida com o programa baseado no método de diferenças finitas FLAC^{3D} (ITASCA, 2013). O modelo numérico foi ajustado usando-se os resultados de ensaios em modelos reduzidos de ancoragens helicoidais testados em centrifuga geotécnica. Após a validação do modelo com os resultados experimentais, foi realizado um estudo paramétrico para se avaliar a influência do diâmetro da hélice e da profundidade de instalação da ancoragem na variação do fator de capacidade de carga (N_q), que é um parâmetro normalmente usado em estimativas de carga de ruptura deste tipo de ancoragem.

1.2 JUSTIFICATIVA

Considerando-se que o uso de ancoragens helicoidais em obras de linhas de transmissão de energia tem aumentado significativamente no Brasil, e, que o processo de instalação destas ancoragens tem um efeito significativo em seu comportamento à tração, é essencial que se tenha um melhor entendimento deste efeito. Além disso, poucos estudos têm investigado a influência deste efeito na capacidade de carga e no comportamento carga-deslocamento de ancoragens helicoidais.

Portanto, conhecer as condições do solo após a instalação da ancoragem, quantificando-se o seu grau de perturbação e a geometria da zona afetada, além de estimar valores de fator

de capacidade de carga (N_q) considerando-se o efeito de instalação, para o aprimoramento dos métodos de cálculo, são os fatores que motivam a realização deste trabalho.

1.3 OBJETIVOS

1.3.1 Objetivos Gerais

- Avaliar o comportamento carga-deslocamento de uma ancoragem helicoidal instalada em areia muito compacta, mediante o desenvolvimento de um modelo numérico que considere o efeito de instalação.
- Avaliar a influência do diâmetro da hélice e da profundidade de instalação da ancoragem no fator de capacidade de carga (N_q), no deslocamento sob carga máxima de tração, e nas tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura, por meio de simulações numéricas considerando-se a modificação dos parâmetros do solo causada pela instalação da ancoragem.

1.3.2 Objetivos Específicos

- Quantificar as modificações das propriedades do solo causadas pela instalação de uma ancoragem helicoidal com uma hélice em areia, ajustando-se a curva carga-deslocamento numérica com a obtida experimentalmente em testes realizados em centrífuga.
- Avaliar os parâmetros de resistência e rigidez do solo reduzidos após a instalação da ancoragem e o tamanho da zona de solo afetada pela instalação da ancoragem helicoidal.

Capítulo 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma descrição das características principais, do processo de instalação, dos métodos de previsão de capacidade de carga à tração, e do efeito de instalação de ancoragens helicoidais. Também são mostrados alguns trabalhos que apresentam simulações numéricas deste tipo de fundação, assim como uma descrição do software FLAC^{3D}, código de modelagem usado neste trabalho.

2.1 ANCORAGENS HELICOIDAIS

As estacas helicoidais são constituídas por uma ou mais chapas helicoidais soldadas a uma haste central de aço, instaladas no solo por “aparafusamento”. São conhecidas também como ancoragens helicoidais, quando submetidas a esforços de tração somente. Os componentes básicos de uma estaca helicoidal são: haste, hélices e extensões (quando necessário avançar em maior profundidade), conforme mostrado esquematicamente na Figura 1.

As ancoragens helicoidais podem ser simples (quando são compostas por uma única hélice) ou multi-hélices (com uma ou mais hélices) como apresentado na Figura 2. A quantidade e o diâmetro das hélices são determinados de modo a atender a capacidade de carga definida em projeto, considerando-se as características do solo (TSUHA, 2007).

Figura 1. Componentes básicos de uma estaca helicoidal

Fonte: elaborada pelo autor.

Este tipo de fundação é normalmente usado como “ancoragem” para resistir esforços de tração em estruturas como: postes, torres estaiadas e autoportantes de linhas de transmissão, torres de telecomunicação, painéis solares, etc. Nas ultimas décadas, a sua aplicação em obras de engenharia tem se expandido para casos de estruturas submetidas a esforços de tração, compressão e cargas laterais (LIVNEH; EL NAGGAR, 2008).

Figura 2. Tipos de estacas helicoidais: (a) simples e (b) multi-hélices

Fonte: elaborada pelo autor.

2.1.1 Método de instalação

De acordo com Ghaly e Clemence (1998), as ancoragens helicoidais são instaladas pela aplicação de um torque na haste central, onde as hélices facilitam a penetração da ancoragem no solo. Durante a instalação, é mantida uma força axial descendente no eixo da ancoragem, suficiente para garantir o avanço no solo igual a um passo de hélice por revolução, para que a perturbação neste seja mínima.

Conforme Clemence, Crouch e Stephenson (1994), a instalação das estacas helicoidais no solo é feita com a aplicação de um torque na haste central por meio de um motor hidráulico (Figura 3b).

A ancoragem é instalada no solo até atingir a camada de solo competente, controlada pela medida monitorada de torque aplicado na haste no momento da instalação por meio de um torquímetro (Figura 3a).

Durante o processo de instalação são adicionados segmentos de extensão (Figura 3c), de modo a permitir que as ancoragens helicoidais atinjam maiores profundidades (LIVNEH; EL NAGGAR, 2008).

Figura 3. (a) Torquímetro; (b) instalação de uma estaca helicoidal; (c) união entre elementos de extensão

Fonte: Gomes e Guerra Engenharia (2010).

2.1.2 Vantagens

Segundo Sakr (2009), o uso de estacas helicoidais como fundações apresenta diversas vantagens:

- Alta capacidade de carga à compressão e à tração;
- Rápida velocidade de instalação (10 m de ancoragem helicoidal podem ser instalados em cerca de 3 minutos);
- Facilidade de instalação em condições de acesso limitado;
- Facilidade de instalação em condições de solo congelado;
- Boa relação custo/eficácia;
- Comprimento ilimitado em vista que se pode atingir a camada de solo competente por meio da adição de segmentos de extensão;
- É um processo livre de vibrações, o que é favorável em áreas urbanas.

De acordo com Perko (2009), as estacas helicoidais oferecem vantagens únicas em relação a outros tipos de fundações. Entre as principais estão:

- Resistência à erosão e ao solapamento em obras de pontes;
- Podem ser “desinstaladas” e reaproveitadas em aplicações temporárias;
- São facilmente transportadas para locais de difícil acesso;
- A capacidade de carga da fundação pode ser obtida por meio de correlações com o torque de instalação;
- Podem ser instaladas em solo com presença do lençol freático sem a necessidade de rebaixamento;
- Geralmente precisam de menos tempo de instalação em comparação com outros tipos de fundação profunda;
- Podem ser instaladas inclinadas para o aumento da resistência lateral;
- Em áreas de difícil acesso, são usados equipamentos menores para sua instalação;
- Baixos níveis de ruído e de vibrações no momento da sua instalação;
- Podem ser galvanizadas para resistirem à corrosão;
- Elimina o tempo de cura e a remoção das formas do concreto;
- Elimina a necessidade de bota-fora após a instalação;
- Podem ser carregadas imediatamente após a sua instalação;
- Menor perturbação em locais ambientalmente sensíveis.

2.2 MÉTODOS PARA DETERMINAR A CAPACIDADE DE CARGA À TRAÇÃO

A seguir são apresentados os principais métodos para a estimativa da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais.

2.2.1 Capacidade de carga para ancoragens com uma hélice

Em Trofimenkov e Mariupol'skii (1964) é apresentado um método para determinar a capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais com uma hélice. A estrutura da equação mostrada pelos autores é similar à formula de capacidade de carga proposta por Terzaghi. A tensão última suportada pelo solo acima da hélice é dada pela seguinte equação:

$$Q_h = Ac + B\gamma H \quad \text{Eq. 1}$$

onde A e B são coeficientes adimensionais que dependem do ângulo de atrito do solo (ϕ), c é a coesão, γ é o peso específico do solo acima da hélice e H é a profundidade da hélice.

Os coeficientes A e B podem ser obtidos de curvas experimentais em função do ângulo de atrito do solo (ϕ), baseadas em resultados de ensaios de estacas sob diferentes condições (Figura 4). Além disso, existe uma relação entre esses coeficientes dada como: $A = (B - 1) \cot \phi$.

Figura 4. Fatores A e B para determinar a capacidade de carga de ancoragens helicoidais

Fonte: Trofimenkov e Mariupol'skii (1964).

A capacidade de carga à tração da ancoragem (Q_u) é dada pela soma da capacidade de carga da hélice com a resistência por atrito lateral na haste:

$$Q_u = Q_h A_h + f p_s L_p \quad \text{Eq. 2}$$

onde Q_h é a tensão de ruptura atuante na hélice, A_h é a área da hélice, f é a resistência por atrito unitária na haste, determinada como mostrado em SNiP (1962), p_s é o perímetro da

haste, L_p é o comprimento ajustado da haste dado como $L-D$, onde $L=H/\sin\alpha$, D é o diâmetro da hélice, H é a profundidade de instalação e α é o ângulo da ancoragem com a horizontal.

2.2.2 Capacidade de carga para ancoragens multi-hélices

Lutenegger (2011) cita que existem duas abordagens teóricas para determinar a capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais multi-hélices:

- método das capacidades individuais;
- método da ruptura cilíndrica.

Figura 5. Mecanismos de ruptura: (a) individual; (b) cilíndrica em ancoragem profunda e (c) cilíndrica em ancoragem rasa

Fonte: elaborada pelo autor.

De acordo com Lutenegger (2011), o método das capacidades individuais considera que a ruptura da ancoragem ocorre simultaneamente acima de cada hélice como se mostra na Figura 5a. Como resultado, a capacidade de carga à tração é simplesmente igual à soma da capacidade de carga à tração de cada hélice. O método das capacidades individuais é aplicável a ancoragens com grande espaçamento entre hélices (geralmente, maior a três vezes o diâmetro da hélice inferior).

Por outro lado, no método da ruptura cilíndrica é assumido que o cilindro de solo formado entre as hélices apresenta um comportamento semirrígido e sua superfície é mobilizada durante o carregamento (Figura 5b). Quando a profundidade da hélice superior estiver próxima à superfície, o solo mobilizado acima desta hélice atingirá a superfície do terreno e a ancoragem comportará como ancoragem rasa (Figura 5c). Em ambos os casos ilustrados na Figura 5b e c, a capacidade de carga à tração pelo método da ruptura cilíndrica é dada como a soma da capacidade de carga da hélice superior e da resistência ao cisalhamento do solo ao longo do cilindro formado entre as hélices (LUTENEGGER, 2011). No caso de ancoragens profundas, considera-se também a resistência por atrito lateral nas hastes.

2.2.2.1. Método das capacidades individuais

Conforme Clemence, Crouch e Stephenson (1994), este método assume que, quando a estaca é solicitada à tração, a ruptura ocorre no solo acima de cada hélice individualmente (Figura 5a). Neste caso, a capacidade de carga da estaca é dada pela somatória das capacidades individuais das hélices, como mostra a equação:

$$Q_u = \sum_{i=1}^n \bar{q}_i N_{qi} A_{hi} \quad \text{Eq. 3}$$

onde i é um contador que representa a hélice analisada, Q_u é capacidade de carga à tração, n é o número de hélices, $\bar{q}$ é a tensão vertical efetiva na cota da hélice, N_q é o fator de capacidade de carga e A_h é a área projetada da hélice. O método é válido para espaçamento entre as hélices suficiente para evitar sobreposição das zonas mobilizadas.

2.2.2.2. Método da ruptura cilíndrica

Mitsch e Clemence (1985) foram os primeiros em apresentar um modelo para a determinação da capacidade de carga de ancoragens helicoidais baseado em um mecanismo de ruptura cilíndrica. Neste método, como descrito anteriormente, assume-se que o volume do solo no cilindro formado entre as hélices é mobilizado (Figura 5b e c).

Segundo Merifield (2011), a haste da ancoragem pouco contribui para a capacidade de carga total. No caso de se considerar a resistência por atrito na haste, a capacidade de carga à tração é dada pela capacidade de carga da hélice superior, somada à resistência ao cisalhamento do solo entre as hélices, e à resistência por atrito na haste, determinada para solos arenosos como:

$$Q_u = N_q \gamma' H_n A_n + \frac{\pi}{2} D_a \gamma' (H_n^2 - H_1^2) K_u \tan \phi + p_s H_n \left(\frac{\gamma' H_n}{2} \right) K_u \tan \phi \quad \text{Eq. 4}$$

onde Q_u é a capacidade de carga à tração, K_u é o coeficiente de empuxo, A_n é a área projetada da hélice superior, H_1 é a profundidade da hélice da ponta, H_n a profundidade da hélice superior, D_a é o diâmetro médio das hélices, N_q é o fator de capacidade de carga, γ' é o peso específico do solo, ϕ é o ângulo de atrito e p_s o perímetro da haste da estaca.

2.2.3 Método empírico

Um outro procedimento usado para se determinar a capacidade de carga à tração de estacas helicoidais é o método empírico baseado na relação que existe entre a capacidade de carga à tração e o torque final de instalação da ancoragem helicoidal.

Segundo Todeskhejoei et al. (2014), o método de verificação em campo conhecido como "método do torque" assume que a capacidade de carga à tração é diretamente proporcional ao torque final de instalação. Esta relação é geralmente expressa como $Q_u = K_T T$ onde Q_u é a capacidade de carga à tração, K_T é o fator de torque e T é o torque final de instalação, geralmente assumido como o valor médio obtido nas últimas rotações no final da instalação.

De acordo com Perko (2009), a relação entre a capacidade de carga de uma estaca helicoidal e o torque de instalação tem sido usada como regra geral na prática desde os anos 1960. A primeira publicação desta relação foi feita em Hoyt e Clemence (1989), onde se apresentou uma expressão que relaciona o torque final de instalação (T) e a capacidade de carga à tração (Q_u) de uma ancoragem helicoidal como é mostrado a seguir:

$$Q_u = K_T T \quad \text{Eq. 5}$$

onde K_T é conhecido como o fator de torque. Os autores sugeriram que K_T é uma constante que depende principalmente do diâmetro da haste. Os valores de fator de torque apresentados por eles variam de 10 ft^{-1} para estacas com hastes quadradas e circulares com diâmetro inferior a 89 mm, 7 ft^{-1} para hastes tubulares de 89 mm de diâmetro e 3 ft^{-1} para hastes tubulares de 219 mm de diâmetro. Conforme estes autores, esta relação empírica para a determinação da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais tem oferecido resultados mais próximos aos valores medidos do que os métodos teóricos mencionados anteriormente.

2.2.4 Incertezas na previsão da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais por métodos teóricos

Como mencionado anteriormente, existem diferentes métodos teóricos para a determinação da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais. Não obstante, geralmente são observadas discrepâncias entre a capacidade de carga à tração prevista e a medida em provas de carga. Inicialmente, estas discrepâncias podem ser atribuídas à simplicidade das metodologias, as quais representam a capacidade de carga através de modelos simplificados. Além disso, essas diferenças nos resultados são devidas principalmente ao fato de não se considerar o efeito da instalação da ancoragem helicoidal no solo penetrado na previsão da capacidade de carga.

Com o avanço das hélices durante a instalação, o solo dentro da zona cilíndrica circunscrita pelas hélices experimenta cisalhamento vertical e torsional, acompanhado de deslocamentos e mudanças do estado de tensões, como mencionado em Bagheri e El Naggar (2013). O solo penetrado, situado acima das hélices da ancoragem no final da instalação, é perturbado e as suas características de resistência e rigidez são modificadas em relação às características do solo natural. Assim, as discrepâncias na determinação da capacidade de carga à tração surgem porque o efeito de instalação (perturbação do solo) não é considerado nos métodos teóricos. Portanto, a capacidade de carga é superestimada, visto que o solo que suporta as cargas de tração é o solo penetrado e modificado, o qual é normalmente tratado em projeto como um solo com características de solo natural.

Diversos estudos sobre estacas helicoidais mostram discrepâncias existentes entre a capacidade de carga prevista e a medida em provas de carga à tração, devido ao efeito de instalação (HOYT; CLEMENCE, 1989; GAVIN; DOHERTY; TOLOOIYAN, 2014; SANTOS FILHO, 2014; MOSQUERA et al., 2015; etc.). Devido a este efeito, existe um alto nível de incertezas na estimativa da capacidade de carga do sistema ancoragem-solo, e na determinação dos parâmetros do solo a serem utilizados em estudos sobre o comportamento de ancoragens helicoidais. Portanto, a necessidade de melhorar o conhecimento deste fenômeno, considerando-se as características do solo modificado e os mecanismos de ruptura adequados é fundamental.

2.3 EFEITO DE INSTALAÇÃO EM ANCORAGENS HELICOIDAIS

Bagheri e El Naggar (2013) descrevem que a instalação de estacas helicoidais é feita por rotação usando-se um motor hidráulico. Neste procedimento, o solo é perturbado enquanto a estaca avança no solo. Os autores afirmam que o processo de instalação causa mudanças no estado de tensão no cilindro de solo penetrado, o qual manifesta redução de resistência.

No caso de um solo pouco coesivo (areia), Narasimha Rao e Prasad (1992) afirmam que o solo em contato com as hélices se desloca lateral e verticalmente (para cima). O solo deslocado lateralmente transmite tensões e densifica o solo ao redor. Neste caso, dentro do volume cilíndrico do solo penetrado, a areia é movimentada para cima, o que leva à perda de compacidade. Como consequência do afofamento do solo entre as hélices, a compacidade do solo acima da hélice mais superficial (no caso de ancoragens multi-hélices) diminui.

Ghaly e Hanna (1991) testaram 5 modelos de estacas helicoidais com diferentes geometrias. As ancoragens foram instaladas em camadas de areia compacta, média e fofa, para estudar o efeito da penetração das hélices durante a instalação, no desenvolvimento de tensões no solo circundante. As estacas foram instrumentadas com transdutores de pressão localizados em posições pré-determinadas, para medir as tensões ao redor e nas vizinhanças da trajetória de instalação. Também foram medidos os deslocamentos na superfície da areia durante a aplicação da carga de tração com medidores de deslocamento. Os autores encontraram que a instalação das estacas conduz a incrementos de tensão vertical e lateral ao redor e nas vizinhanças da trajetória de instalação, e que a magnitude dessa tensão depende da

compacidade da areia e das propriedades geométricas das estacas. Além disso, quando as estacas são submetidas a esforços de tração, a superfície de ruptura em ancoragens pouco profundas se estende desde a hélice até a superfície do solo. No entanto, para ancoragens profundas, esta não chega até a superfície.

De acordo com Tsuha et al. (2012), a instalação da estaca helicoidal causa a modificação das condições iniciais do solo após a penetração das hélices, onde ocorre cisalhamento vertical e torsional do solo penetrado e deslocamentos radiais e verticais. As principais consequências são a alteração do estado de tensões nas imediações das hélices e a diminuição dos parâmetros de resistência e rigidez do solo penetrado.

Na Figura 6 pode-se observar o efeito de instalação em um modelo reduzido de estaca helicoidal instalado em areia compacta em centrífuga, mostrado em Mosquera et al. (2015). Esta figura destaca que a perturbação do solo ocorre dentro da zona cilíndrica acima da hélice, e que esse solo se movimenta verticalmente durante a instalação. Isto ocorre porque após a hélice penetrar e sair de uma dada camada de solo, o solo acima já penetrado “desce” para ocupar o espaço vazio deixado na trajetória da hélice.

Tsuha et al. (2012) realizaram provas de carga à tração em modelos reduzidos de ancoragens helicoidais multi-hélices testados em centrífuga, com hélices de diferentes diâmetros. Para uma areia compacta, observou-se que as hélices superiores contribuem pouco na capacidade de carga à tração. Isto é consequência da compacidade do solo penetrado após a instalação da ancoragem, onde a compacidade do solo acima da hélice superior de uma estaca com três hélices é menor do que a do solo acima da segunda hélice. Do mesmo jeito, a compacidade do solo acima da segunda hélice é menor do que o solo sobre a primeira. Isto é devido ao fato de que o solo acima das hélices superiores é penetrado mais vezes, como mostrado na Figura 7.

No entanto, neste estudo notou-se que em areias mais fofas, o número de hélices que atravessa o solo não influencia no estado dele após a instalação. Além disso, os autores encontraram que a contribuição na capacidade de carga à tração das hélices superiores decresce linearmente com o aumento do diâmetro da hélice, em areia compacta. Esse fato pode sugerir que o efeito da instalação é mais significativo para ancoragens com hélices maiores, uma vez que a região do solo penetrado é maior e consequentemente o volume de solo deslocado durante a instalação aumenta com o tamanho das hélices. Desse modo, este

estudo indica que as metodologias existentes para a previsão da capacidade de carga à tração devem ser reformuladas, de modo a considerar estes efeitos de instalação.

Figura 6. Efeito de instalação de uma estaca helicoidal em areia compacta em um modelo reduzido testado em centrífuga

Fonte: Mosquera et al. (2015).

Figura 7. Alteração da areia após a instalação de uma estaca com três hélices

Fonte: adaptado de Tsuha et al. (2012).

De acordo com Todeshkejoei et al. (2014), embora numerosas investigações concentraram-se em prever a capacidade à tração de ancoragens helicoidais (por exemplo, MERIFIELD, 2011; WANG; MERIFIELD; GAUDIN, 2013), relativamente poucas têm considerado o efeito da instalação, o qual influencia de modo significativo no desempenho da ancoragem. O torque requerido para a instalação depende das propriedades do solo, da configuração da ancoragem helicoidal e da força normal aplicada. A combinação do torque e da força normal determina a taxa de avanço da ancoragem helicoidal no solo, e isto por sua vez, afeta o nível de perturbação do solo, fato que as abordagens teóricas existentes não consideram.

Por exemplo, em Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014) são comparados os resultados experimentais e numéricos de provas de carga à compressão e à tração em termos da resposta carga-deslocamento. Uma análise de elementos finitos (EF) indicou uma boa concordância entre os resultados medidos e previstos do comportamento em compressão. No entanto, quanto ao comportamento em tração, a comparação entre as respostas medida e prevista mostrou que a análise de EF superestimou a resistência e a rigidez do solo, e consequentemente a capacidade de carga a tração. No caso de compressão, a areia que suporta a solicitação (solo abaixo da hélice) não é danificada pelo processo de instalação. Porém, no ensaio à tração, a areia acima da hélice sofre modificações devido à instalação da estaca. Esta perturbação do solo não foi considerada na simulação numérica. Assim, a previsão da resposta carga-deslocamento da estaca sob o carregamento de tração resultou em capacidade muito superior comparada ao resultado experimental, porque o efeito de instalação não foi considerado.

Por outro lado, recentemente têm sido desenvolvidos alguns trabalhos que levam em conta os efeitos de instalação na resposta de ancoragens helicoidais (SANTOS, 2013; BAGHERI; EL NAGGAR, 2013; SANTOS FILHO, 2014; MOSQUERA, 2015; MOSQUERA et al., 2015; entre outros). No entanto, não existem muitos estudos que quantifiquem o nível de alteração dos parâmetros do solo atravessado pelas hélices.

Mosquera et al. (2015) apresentaram um estudo que discute os resultados obtidos em Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014). Os autores comentaram que a previsão ruim da resposta da estaca testada à tração neste estudo ocorreu porque as propriedades de resistência e rigidez da areia que foram usadas no modelo numérico foram derivadas a partir de ensaios de compressão triaxial. Deste modo, a capacidade de carga à tração foi superestimada, visto que

foram considerados os parâmetros do solo natural (intacto) para a determinação da resposta carga-deslocamento numérica.

Para discutir a importância do efeito de instalação citado acima, Mosquera et al. (2015) apresentaram uma comparação experimental e numérica do comportamento carga-deslocamento de uma ancoragem simples instalada em areia compacta. Os resultados experimentais foram obtidos de uma prova de carga à tração em modelo testado em centrífuga, realizados por Tsuha et al. (2012). Os resultados numéricos foram obtidos de simulações realizadas no programa de diferenças finitas (DF) tridimensional FLAC^{3D}. Os autores realizaram dois tipos de modelos numéricos: considerando-se e sem considerar o efeito de instalação. Desse modo, foi verificado que ao introduzir este efeito na modelagem, as curvas carga-deslocamento numéricas e experimentais apresentaram uma boa concordância. Por outra parte, quando não foi considerada a perturbação do solo nas simulações, os resultados experimentais e numéricos não coincidiram.

Schiavon (2016) realizou ensaios em modelos reduzidos de ancoragens helicoidais instaladas em areia muito compacta (compacidade relativa de 99%) em centrífuga. Para estudar o efeito de instalação, três ancoragens com diferentes geometrias foram instaladas em voo a uma profundidade de $8D$. Para a visualização da perturbação do solo, foram intercaladas camadas de areia colorida artificialmente a cada 40 mm de profundidade. A Figura 8a mostra uma fotografia da areia após a instalação da ancoragem, onde se pode observar claramente a perturbação do solo ao redor dela. Além disso, nota-se que nas proximidades da haste, a areia é arrastada para baixo e o solo acima da hélice é movimentado verticalmente para cima. Esse fenômeno também foi mostrado em Komatsu (2007). Na Figura 8b é apresentada a amostra de areia após o carregamento à tração da ancoragem, realizado até um deslocamento de $20\%D$. Nesta imagem se pode confirmar que o solo acima da hélice controla o desempenho da ancoragem. Desse modo, a resposta carga-deslocamento depende das propriedades do solo perturbado. Na imagem também pode ser notado que a superfície de ruptura é localizada dentro da zona cilíndrica circunscrita pelas hélices no momento da instalação.

Figura 8. Amostra de areia: (a) após a instalação da ancoragem e (b) após o carregamento à tração

Fonte: Schiavon (2016).

Em Schiavon (2016) também foi realizada uma tomografia do solo penetrado pela ancoragem helicoidal em centrífuga, com o fim de estudar as mudanças da compacidade da areia após a instalação da ancoragem. Foi instalado um modelo reduzido de ancoragem helicoidal com um diâmetro da hélice (D) igual a 20 mm. Na Figura 9a é mostrada a imagem da tomografia obtida no nível da hélice após a instalação da ancoragem, onde os tons de cinza escuro representam uma compacidade menor. São apresentadas tanto zonas com tons de cinza claros como escuros, correspondentes a areia mais compacta e menos compacta respectivamente. Isto sugere que a perturbação da areia não é uniforme ao longo da zona cilíndrica acima da hélice e que a distribuição das zonas mais compactas e menos compactas depende da trajetória seguida pela hélice na instalação. O autor conclui que essas observações confirmam que durante a instalação da ancoragem, o solo atravessado e deslocado experimenta diferentes graus de perturbação. Possivelmente, esse fenômeno é explicado pelo fato de que durante a instalação, a hélice empurra o solo atravessado para cima e após a passagem dela, a areia é movimentada para baixo, preenchendo o vazio deixado pela hélice na região.

Figura 9. (a) Imagem da tomografia de uma seção transversal ao nível da hélice após a instalação da ancoragem helicoidal em areia; (b) fotografia de um modelo de ancoragem helicoidal instalada em areia e (c) esquema que representa as zonas afetadas pela instalação da ancoragem na areia

Fonte: adaptado de Schiavon (2016).

Na Figura 9a, a perturbação do solo é claramente observada. Esta imagem indica que existem duas zonas de areia perturbada durante a instalação: (a) uma zona relacionada com a massa de solo dentro do cilindro circunscrito pela hélice, na qual, um maior nível de perturbação é observado e (b) uma zona ao redor do solo acima da hélice, na qual a areia também foi deslocada durante a instalação (como mostrado na Figura 9b). Esta segunda zona é uma zona de transição entre o solo atravessado pela hélice e o solo intacto. Por esta figura é possível obter a espessura do solo de transição, correspondente a $0.27D$ (onde D é o diâmetro da hélice). Na Figura 9c é apresentado um esquema que permite representar as zonas afetadas pela instalação da ancoragem.

Alguns trabalhos apresentam sugestões para quantificar os parâmetros do solo perturbado, com o fim de considerar o efeito de instalação na determinação da capacidade de carga em análises teóricas e numéricas. Em Bagheri e El Naggar (2013) se recomenda que para uma estimativa válida da capacidade de carga, é necessário estabelecer o efeito de instalação nos parâmetros de resistência do solo. Os autores recomendam usar o ângulo de

atrito residual para determinar a capacidade de carga em areias compactas. Em areias fofas, sugerem que o ângulo de atrito seja sempre o valor inicial.

Radhakrishna (1976) apresenta um estudo para avaliar o comportamento de estacas multi-hélices instaladas em solo arenoso e argiloso. Elas foram solicitadas à tração, compressão, além de ser submetidas a carregamento lateral e de grupo. O autor mostrou que o fator de capacidade de carga (N_q) igual a 40 é um valor teórico razoável para areia compacta, com base em seus testes. Por outro lado, para ancoragens multi-hélices, os valores de N_q encontrados variavam entre o 60% e 80% dos valores para estacas com uma hélice. Isto demonstra que o número de vezes que é penetrado o solo tem influência no efeito de instalação.

Segundo Kulhawy (1985), o ângulo de atrito e o estado de tensões do solo alterado pela penetração das hélices controlam a resistência ao cisalhamento na interface entre o cilindro do solo penetrado e o solo ao redor. Este autor comenta que ao relacionar as propriedades modificadas com as propriedades do solo *in situ*, se pode estimar o efeito da instalação. Para isso, recomenda usar a relação $\delta/\phi \approx 0.9$, onde δ é o ângulo de atrito na interface entre solo perturbado e solo intacto e ϕ é o ângulo de atrito do solo intacto.

George e Clemence (2013) apresentam um estudo desenvolvido para determinar a redução do módulo de elasticidade do solo causado pela instalação da ancoragem helicoidal em argila com base em um modelo reduzido (1/4). No trabalho conclui-se que para um solo argiloso perturbado, o módulo de elasticidade varia entre 55% a 75% do valor relativo ao solo intacto.

2.3.1 Diferenças entre o comportamento à tração e à compressão

Como mencionado anteriormente, e segundo Santos (2013), a instalação de estacas helicoidais no solo é feita mediante a aplicação de um torque na haste da estaca e os avanços em profundidade são iguais ao passo da hélice para cada volta. Após a instalação, a fundação pode estar sujeita a esforços de tração ou de compressão em função do tipo de estrutura projetada. Porém, as fundações por estacas helicoidais têm comportamento e capacidade de carga distintos de acordo com o tipo de solicitação à qual estejam submetidas. Diversos estudos apresentam diferenças na estimativa da capacidade de carga de estacas helicoidais

quando submetidas a esforços de tração ou de compressão (ZHANG, 1999; SAKR, 2009; TROFIMENKOV; MARIUPOLSKII, 1965; GAVIN; DOHERTY; TOLOOIYAN, 2014; etc.). Essas diferenças são devidas ao fato de que o solo solicitado à tração (solo acima das hélices) é perturbado pela penetração da ancoragem, diferentemente do solo solicitado à compressão (solo abaixo da hélice inferior) que praticamente não é alterado pela instalação.

Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014) apresentam os resultados de provas de carga à tração e à compressão realizadas em uma estaca helicoidal simples (uma hélice) instalada em areia compacta. A estaca foi instrumentada com *strain-gages*, onde suas medidas foram usadas para determinar a distribuição de carga, separando a resistência por atrito na haste e da capacidade individual da hélice. A estaca instrumentada tinha uma haste de 110 mm de diâmetro (d) e uma hélice de 400 mm de diâmetro (D) instalada a 2.6 m abaixo da superfície do terreno (hélice instalada a uma profundidade igual a $6D$). Os resultados das provas de carga à tração e à compressão indicaram que para os dois casos, a maioria das cargas aplicadas à estaca foram mobilizadas pela hélice. Além disso, uma análise por elementos finitos (EF) foi realizada usando-se o programa ABAQUS para fornecer informações adicionais sobre a resposta da estaca. Neste estudo foi observado que a capacidade de carga à compressão foi bem superior do que à de tração.

Sakr (2011) realizou provas de carga em onze estacas simples e multi-hélices (duas hélices) instaladas em areia compacta. O diâmetro da haste variava de 324 mm a 508 mm. Para estudar o seu comportamento à compressão e à tração, foram avaliadas estacas de duas hélices com um diâmetro da hélice (D) de 813 mm. Na Figura 10 é mostrada uma comparação entre as curvas carga-deslocamento obtidas de provas de carga à compressão e à tração de duas estacas com as mesmas características (ST31 e ST32). O autor observou que a curva carga-deslocamento foi similar até um deslocamento de aproximadamente 5 mm. Desse modo, verificou-se que até esse deslocamento, a resistência foi mobilizada pela parcela de atrito lateral da haste, a qual é igual para os dois tipos de carregamento. Porém, no carregamento à compressão foi encontrada uma capacidade maior para grandes deslocamentos. Isso acontece, entre outros fatores, porque a área da ponta das estacas é somada à da hélice inferior projetada no caso de compressão, e no carregamento à tração se tem uma menor área resistente (SAKR, 2011).

Figura 10. Comparação das curvas carga-deslocamento obtidas em provas de carga à compressão e a tração de estacas helicoidais de duas hélices

Fonte: Sakr (2011).

2.3.2 Fator de capacidade de carga (N_q)

Em Mariupol'skii (1965) se apresentam gráficos para a determinação do fator adimensional de capacidade de carga N_q , o qual é dado pela razão entre a tensão última e a tensão vertical efetiva na profundidade da placa de ancoragem.

Como apresentado em Trofimenkov e Mariupolskii (1965), a capacidade de carga de uma ancoragem em placa helicoidal pode ser expressa por meio de uma equação em função de um fator de capacidade de carga adimensional (similar à equação da capacidade de carga de Terzaghi). Para ancoragens simples (uma hélice), o fator adimensional depende apenas do ângulo de atrito, sendo a capacidade de carga igual à soma da capacidade da placa helicoidal e da resistência por atrito na haste.

De forma similar, Adams e Klym (1972) consideram a capacidade de carga à tração de ancoragens multi-hélices como a soma das capacidades individuais das hélices com a resistência por atrito lateral na haste. Os autores realizaram testes em ancoragens multi-hélices com um espaçamento entre hélices variando entre $2.1D$ e $3.6D$ instaladas em diferentes tipos de solo. Em vista do amplo espaçamento entre hélices, os autores consideraram que cada hélice trabalha independentemente uma das outras. Desse modo, usaram uma expressão de capacidade de carga para calcular a capacidade de carga individual de uma hélice em solo arenoso, como mostrado a seguir:

$$Q_h = \gamma' H N_q A_h \quad \text{Eq. 6}$$

onde Q_h é a capacidade de carga à tração da hélice, γ' é o peso específico efetivo do solo, H é a profundidade da hélice, A_h é a área projetada da hélice e N_q é o fator adimensional de capacidade de carga, o qual depende do ângulo de atrito e da compacidade relativa do solo.

Por outro lado, para o método da ruptura cilíndrica, Mitsch e Clemence (1985) sugerem uma expressão para determinar a capacidade de carga à tração de ancoragens multi-hélices, onde a capacidade da hélice mais superficial é determinada pela equação mostrada anteriormente (Eq. 6). Os autores avaliaram a relação entre o fator N_q e a profundidade relativa da hélice superior (H/D), encontrando que para o mesmo ângulo de atrito da areia, o fator N_q aumenta com o aumento da razão H/D , e passa a ser constante após certo valor desta razão.

Dickin (1988) avaliou 41 modelos reduzidos de ancoragens em placa testados em centrífuga, com lado da placa (B) de 25 mm. As ancoragens foram instaladas em areia compacta e fofa, com compacidades relativas de 76% e 33% respectivamente. O objetivo do trabalho era avaliar a influencia da geometria da ancoragem, a profundidade de instalação e a compacidade do solo na capacidade de carga à tração. O autor conclui que a resistência à tração da ancoragem, expressa pelo fator adimensional de capacidade de carga (N_q), aumenta com a profundidade relativa de instalação da placa e com a compacidade do solo.

Em Tagaya, Scott e Aboshi (1988) são apresentados os resultados de ancoragens em placa circulares e retangulares submetidas à tração testadas em centrífuga. Os autores usaram dois tipos de areia com diferentes compacidades para a instalação das ancoragens: areia Ottawa, com compacidade relativa de 56.7% (fofa) e 76.6% (compacta) e areia Toyoura compacta (com compacidade relativa de 83.5%). Por meio da comparação dos resultados obtidos com métodos teóricos, análises EF e resultados mostrados em outros estudos, os autores encontraram que o fator adimensional N_q aumenta linearmente com a razão H/B (H é a profundidade da placa e B é o diâmetro da placa), tornando-se constante após certo valor de profundidade relativa.

Trofimenkov e Mariupolskii (1965) realizaram provas de carga em campo em ancoragens de uma hélice em areia e comentaram que em alguns casos (principalmente em solos arenosos), um aumento na tensão de ruptura foi observado com o decréscimo do diâmetro da hélice.

Baker e Konder (1966) e Tsangarides (1978) observaram a partir de modelos de testes realizados em ancoragens em placa instaladas em areia (com a mesma razão H/D) que o fator de capacidade de carga (N_q) decresce como o aumento do diâmetro da hélice.

Trabalhos mais recentes como Nagata e Hirata (2005) também estudam a influencia de diferentes fatores na capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais. Neste estudo, os autores realizaram testes em modelos reduzidos de ancoragens submetidas à tração instaladas em uma areia compacta com compacidade relativa de 84%. Com o fim de estudar a relação entre a capacidade de carga à tração e a profundidade da estaca, foram realizados testes com profundidades de instalação variando entre 100 e 800 mm. Foram utilizadas ancoragens com diâmetro de haste de 40 mm, variando-se o diâmetro da hélice. Razões entre o diâmetro da chapa e o diâmetro da haste (D/d) de 1.5 a 3.0 foram usadas, com o objetivo de estudar a influencia do diâmetro da hélice na capacidade de carga. Os resultados obtidos nos testes desenvolvidos mostraram que a tensão última dada pela hélice (Q_h/A_h) aumenta com o decréscimo da razão D/d e o incremento da profundidade de instalação, como mostrado na Figura 11.

Figura 11. Relação entre a tensão última dada pela hélice e a razão do diâmetro da hélice (D/d) para varias profundidades da ancoragem

Fonte: Nagata e Hirata (2005).

2.4 EXEMPLOS DE SIMULAÇÕES NUMÉRICAS DE ESTACAS HELICOIDAIS

Diferentes trabalhos existentes apresentam simulações numéricas de fundações por estacas helicoidais usando-se diferentes programas de modelagem. No entanto, quando estudadas estacas submetidas à tração, poucos desses estudos consideram o efeito de instalação.

Livneh e El Naggar (2008) apresentam um estudo que envolve 19 provas de carga (à compressão e tração) em escala real em diferentes tipos de solo (areia, silte e argila). Além disso, apresentam uma análise numérica com o fim de avaliar o critério de ruptura e os mecanismos de transferência de carga em estacas helicoidais e foi estudada a relação entre o torque de instalação e a capacidade de carga da estaca.

As estacas deste trabalho foram instaladas a uma profundidade de 30 ft. Elas eram constituídas de três chapas helicoidais com diâmetros de 300 mm, 250 mm e 200 mm decrescentes com a profundidade, soldadas a uma haste de 44.5 mm de diâmetro. O espaçamento entre elas era igual a 3 diâmetros de hélice com passo de 75 mm. Os autores realizaram um modelo numérico calibrado com os dados experimentais usando-se uma análise por elementos finitos (EF) com o programa PLAXIS 3D. Para minimizar os efeitos de contorno na resposta, os limites laterais do modelo numérico foram localizados a 4 m do centro da estaca (equivalente a 13 vezes o diâmetro da hélice maior) e verticalmente, a 40 m sob a superfície do solo. Foram estabelecidas as respectivas condições de contorno (deslocamentos livres e fixos em diferentes direções). Cada modelo consiste de aproximadamente 10.000 elementos tipo cunha de 15 nós com um tamanho médio de 0.528 m, como mostrado na Figura 12.

Figura 12. Distribuição dos elementos tipo cunha dentro do modelo

Fonte: Livneh e El Naggar (2008).

A malha foi refinada nas proximidades da estaca, ou seja, foram gerados elementos de menor tamanho para melhorar a precisão dos resultados. O modelo foi construído levando-se em conta a geometria real da estaca, com exceção das chapas helicoidais, as quais foram modeladas como discos circulares.

O comportamento do solo foi representado pelo modelo constitutivo Mohr-Coulomb, com os valores de coesão e ângulo de atrito determinados por ensaios triaxiais e estimativas baseadas em ensaios SPT. Os parâmetros do modelo foram ajustados até que as curvas carga-deslocamento de campo e da simulação tivessem uma boa concordância. Essas curvas mostraram tendências típicas: um segmento inicial linear, seguido de um segmento não linear e finalmente um segmento quase linear de ruptura.

Livneh e El Naggar (2008) monitoraram os deslocamentos do solo para a estimativa da superfície de ruptura. Os contornos de deslocamento encontrados, mostrados na Figura 13, foram obtidos na ruptura. Os autores observaram que as regiões com maior densidade nos contornos de deslocamento (níveis de maior deslocamento do solo) caracterizam a superfície de ruptura.

Figura 13. Contornos de deslocamento do solo, dado como uma porcentagem do deslocamento total da estaca na ruptura para (a) compressão e (b) tração

Fonte: Livneh e El Naggar (2008).

Merifield (2011) realizou um modelo axissimétrico de ancoragens helicoidais multi-hélices instaladas em argila, idealizando as hélices como placas circulares. A modelagem numérica foi realizada com o programa ABAQUS, o qual é baseado no método de elementos finitos. A distribuição e concentração dos elementos da malha no modelo variavam em função da profundidade e da geometria da ancoragem. A malha foi constituída por elementos quadrados de 4 nós (Figura 14), a qual proporcionou a melhor convergência. O solo foi modelado como um continuo elástico perfeitamente plástico isotrópico, descrito pelo critério de Mohr-Coulomb. O comportamento elástico foi definido por um coeficiente de Poisson (ν) igual a 0.49 e uma razão do módulo de elasticidade e resistência ao cisalhamento $E/C_u=500$. A resistência por atrito da haste foi ignorada neste estudo.

Foram realizadas análises de estacas com duas e três hélices ($n=2,3$) com uma razão de espaçamento (S/D) entre 1 e 3 e uma profundidade relativa (H/D) entre 1 e 10. Na Figura 15 são mostrados os contornos de deslocamento causados pela carga a tração aplicada.

Figura 14. Malha de elementos finitos do modelo

Fonte: Merifield (2011).

Nos contornos mostrados na Figura 15 se observa que o padrão de deslocamento para a hélice menos profunda (hélice 1) permanece praticamente igual, independentemente da proximidade das outras hélices. Para as razões de espaçamento $S/D \leq 2$ o modo de ruptura é muito similar a um modo de ruptura por cisalhamento cilíndrico. Na medida em que se aumenta o espaçamento entre as hélices, a superfície de ruptura tende a estar mais localizada acima da hélice e o padrão de deslocamento começa a estender-se lateralmente para fora.

Figura 15. Contornos de deslocamento de ancoragens helicoidais em argila para $H/D=2$ com (a) $n=2$ e (b) $n=3$

Fonte: Merifield (2011).

O autor também comparou a capacidade de carga calculada por métodos teóricos e resultados experimentais com o encontrado no modelo numérico, e encontrou uma boa concordância entre eles. Para a maioria dos casos, os resultados previstos de capacidade de carga ficaram entre $0 \pm 10\%$ distantes dos valores medidos.

Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014) apresentaram uma análise numérica realizada com o programa de elementos finitos ABAQUS, com o fim de proporcionar um melhor entendimento da resposta carga-deslocamento de estacas helicoidais submetidas à tração e compressão. A estaca e o meio contínuo (solo) foram modelados numericamente em condições de axissimetria, com uma profundidade da malha de 5.37 m e largura de 3 m. O modelo era constituído de duas zonas principais: a massa de solo principal, a qual foi modelada com 13502 elementos e 13651 nós, usando elementos CAX4R de 4 nós; e o solo ao redor da hélice, o qual foi modelado usando 106 elementos CAX3, constituídos de 3 nós. Foi usado o modelo linear não associado Drucker-Prager para descrever o comportamento do solo, usando um ângulo de atrito para esse modelo de 56° determinado por meio de ensaios triaxiais realizados em areia. O ângulo de atrito da interface estaca-solo foi de 28° .

No caso de tração, foi simulada numericamente uma prova de carga por meio da aplicação de incrementos de deslocamento do topo da ancoragem até um deslocamento total de 40 mm. Os modelos numéricos mostraram uma superestimativa da capacidade de carga à tração em comparação com os resultados obtidos em provas de carga realizadas em campo. A

comparação entre as curvas carga-deslocamento numérica e experimental é apresentada na Figura 16. A razão principal das discrepâncias apresentadas entre os resultados foi o uso dos parâmetros de rigidez e resistência para o solo simulado acima da hélice obtidos nos ensaios triaxiais. Dessa forma, a ancoragem foi modelada sem simular a perturbação do solo acima da hélice após da instalação.

Figura 16. Comparação entre a curva carga- deslocamento numérica e experimental de uma estaca helicoidal submetida à tração

Fonte: Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014)

Mosquera (2015) realizou simulações numéricas de ancoragens helicoidais (de uma e duas hélices) instaladas em areia com o programa de diferenças finitas FLAC^{3D}. A autora simulou ensaios de tração usando-se determinadas sub-rotinas FISH (linguagem de programação incorporada dentro do programa), para a obtenção de curvas carga-deslocamento. Os modelos foram validados mediante a comparação dos seus resultados com os obtidos de modelos reduzidos testados em centrifuga apresentados em Tsuha et al. (2012). Foram realizadas simulações considerando-se e sem considerar o efeito de instalação.

Mosquera (2015) escolheu as estacas identificadas como P4 e P5 apresentadas em Tsuha (2007) e Tsuha et al. (2012) para realizar a análise numérica. As ancoragens são do tipo simples (uma hélice) e multi-hélices (duas hélices) respectivamente. Estas foram instaladas em areia seca Fontainebleau (NE34) com uma compacidade relativa de 85%, com peso específico igual a 16.3 kN/m³).

Para descrever o comportamento do solo no modelo numérico, foi usado o critério de Mohr- Coulomb. A geometria empregada na simulação no programa FLAC^{3D} é mostrada na Figura 17. Para evitar efeitos de borda no comportamento e a resposta da capacidade de carga, o modelo do maciço possui 8 m x 8 m. A malha que representa o solo foi dividida em dois grupos: a massa de solo que não é alterada pela instalação (grupo “Unds”) e o solo localizado acima da hélice que contém o cilindro do solo perturbado pela instalação (grupo “effect”). No caso do modelo onde não é contemplado o efeito de instalação, toda a malha possui as mesmas propriedades do grupo do solo intacto. Para a ancoragem P4, a haste foi considerada como uma seção circular oca de diâmetro igual a 98 mm com uma espessura de 11 mm, enquanto a hélice foi simplificada como uma chapa circular de 326 mm de diâmetro com espessura de 13 mm. A ancoragem é considerada profunda, em vista que a hélice foi instalada a uma profundidade relativa de $H/D=13.5$, onde H é a profundidade de instalação.

Figura 17. Geometria usada em FLAC^{3D} para a simulação da ancoragem P4

Fonte: Mosquera (2015).

O solo foi simulado por uma malha gradada radialmente, onde todas as suas zonas tinham uma razão de tamanho entre 0.9 e 1.1. Elementos estruturais disponíveis no programa chamados de liner integrado (embedded liner) foram usados para modelar a haste e a hélice. Esses elementos são definidos como elementos finitos planos de três nós com dois lados, os quais interatuam com as zonas da malha (segundo ITASCA, 2013). Mediante links que permitem a conexão entre os nós dos liners e os pontos da malha, foi representada a interação ancoragem-solo. A prova de carga à tração foi realizada mediante a aplicação de uma velocidade constante no topo da ancoragem, arrancando-se ela para fora do solo (direção ascendente), até atingir um deslocamento igual a 10% do diâmetro da hélice.

No caso da ancoragem simples (P4), as curvas carga-deslocamento obtidas na análise numérica, considerando-se e sem considerar o efeito de instalação são mostradas na Figura 18. Nas curvas mostradas na Figura 18a (sem considerar o efeito de instalação) a análise numérica superestimou a capacidade de carga à tração. No caso b (considerando o efeito de instalação) exibe-se uma concordância satisfatória com os resultados dos ensaios em modelo de ancoragem em centrífuga. Esta figura mostra a importância de se considerar o efeito de instalação na análise deste tipo de ancoragem.

Figura 18. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica e experimental da ancoragem P4 de Tsuha (2007): (a) sem considerar o efeito de instalação e (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: Mosquera (2015).

Na consideração do efeito de instalação, Mosquera (2015) realizou uma análise paramétrica para determinar os parâmetros reduzidos do solo perturbado (módulo de elasticidade e ângulo de atrito). Assim, ajustando-se a curva experimental com as curvas obtidas dos modelos numéricos, conseguiu obter o fator de redução do módulo elástico e do ângulo de atrito. A autora encontrou que o valor do módulo é fortemente reduzido pelo processo de instalação (20% do valor inicial) e o ângulo de atrito foi reduzido em 10% para estacas com uma hélice. Mosquera (2015) também avaliou o efeito de instalação no mecanismo de ruptura por meio da comparação entre contornos de tensão e de deslocamentos obtidos acima da hélice (Figura 19).

Figura 19. Resultados obtidos na simulação da estaca P4 considerando-se o efeito de instalação: (a) contorno de deslocamentos e (b) contorno de tensões verticais

Fonte: Mosquera (2015).

2.5 AMOLECIMENTO (SOFTENING) EM AREIAS

Segundo Muir Wood, Belkheir e Liu (1994), o amolecimento (softening) após o pico de tensão é uma característica geralmente observada na relação tensão-deformação das areias. Por esse motivo, é importante que essa característica seja introduzida no modelo constitutivo do comportamento desse tipo de solo. A Figura 20 mostra as curvas típicas obtidas de ensaios de compressão triaxial realizados em areias com diferentes condições. No caso de uma areia densa submetida a um nível baixo de tensão (curva 1), pode ser observado um amolecimento após o pico de tensão até ser atingido um comportamento residual.

Em Moradi e Abbasnejad (2015) foi realizada uma análise numérica no programa ABAQUS para estudar o comportamento de uma areia. Os autores usaram nas suas simulações o modelo constitutivo Mohr-Coulomb (MC) para representar o comportamento do solo, acrescentando-se uma sub-rotina no programa Fortran para incluir endurecimento e amolecimento (softening) no modelo constitutivo usado. Ao comparar os resultados numéricos com os obtidos experimentalmente por meio de ensaios de cisalhamento direto, os autores encontraram uma boa concordância entre os resultados.

No caso de estacas helicoidais instaladas em areia compacta, Bagheri e El Naggari (2013) mencionam que os grandes deslocamentos sofridos pela areia e o cisalhamento vertical e torsional ocorridos durante a instalação, aumentam a probabilidade de condições especiais

pós-pico em areias compactas. Desse modo, o solo mostra um grande amolecimento (softening) durante a ruptura. Este trabalho menciona a importância de considerar a redução dos parâmetros de resistência do solo após o pico (softening) em solos não coesivos compactos.

Figura 20. Resultados típicos de ensaios de compressão triaxial realizados em areias; curva 1: areia densa submetida a um baixo nível de tensão; curva 2: areia densa submetida a um nível médio de tensão; curva 3: areia fofa submetida a um baixo nível de tensão

Fonte: Muir Wood, Belkheir e Liu (1994).

2.5.1 Modelo constitutivo Strain- Softening em FLAC^{3D}

Em diversos problemas de engenharia geotécnica é indispensável reproduzir algumas situações de fenômenos reais por meio de modelos físicos ou numéricos. O primeiro é realizado quando na maioria das vezes, construir modelos em grandeza real torna-se inviável. Para o estudo do comportamento de ancoragens helicoidais é de grande importância a elaboração de modelos numéricos, que neste caso, permitam reproduzir e avaliar o efeito de instalação. Por meio de análises numéricas, é possível quantificar a redução dos parâmetros do solo perturbado pela instalação, calibrando-se as simulações numéricas com dados experimentais.

Os modelos numéricos priorizam o uso de meios contínuos para o estudo do comportamento de materiais, com base em diferentes métodos de análise, entre os quais se destacam os métodos baseados em formulações de diferenças finitas (DF). FLAC^{3D} (ITASCA

2013) é um código de modelagem numérica baseado nestas formulações, e é o software utilizado para as simulações desenvolvidas nesta dissertação.

FLAC^{3D} permite realizar análises geotécnicas avançadas em 3 dimensões, estudando diferentes tipos de materiais como solo, rocha e elementos estruturais. A formulação do programa permite modelar comportamentos complexos que não podem ser facilmente reproduzidos em códigos EF. Entre eles estão: problemas de grandes deslocamentos e tensões, comportamento do material não linear, problemas com várias etapas e sistemas instáveis. No programa, os materiais são representados por elementos poliédricos dentro de uma malha tridimensional que pode ser ajustada pelo usuário para adaptar a forma do objeto que vai ser modelado. Cada elemento se comporta de acordo com uma lei tensão/deformação prescrita linear ou não linear, em resposta a cargas aplicadas ou restrições de contorno impostas. O esquema de cálculo Lagrangeano e a técnica de discretização mista das zonas que usa FLAC^{3D} garante que o colapso plástico e o fluxo sejam modelados com muita acurácia (ITASCA, 2013). Uma descrição mais detalhada do funcionamento e a formulação do software FLAC^{3D} é apresentada no capítulo 3.

FLAC^{3D} permite a criação de grupos para cada zona da malha, os quais permitem representar diferentes materiais por meio da definição de diferentes parâmetros e diferentes modelos constitutivos. O programa incorpora quinze desses modelos para a representação do comportamento do solo (modelo “null”, 3 modelos elásticos e 11 plásticos), entre os quais estão: Elástico, Mohr Coulomb, Drucker-Prager, Hoek-Brown, Strain Hardening/Softening, entre outros. Cada zona da malha pode estar configurada com um modelo de material diferente.

Nesta dissertação é usado o modelo constitutivo Strain-Softening, o qual representa o comportamento típico apresentado em areias compactas, como mencionado anteriormente.

Com base em Itasca (2013), são apresentados a seguir os princípios do modelo constitutivo Strain-Softening disponível no programa FLAC^{3D}. No software, o modelo Strain-Softening, está fundamentado no modelo constitutivo Mohr-Coulomb.

Mohr-Coulomb é o modelo convencional para representar a resistência ao cisalhamento dos solos. Conforme Itasca (2013), em FLAC^{3D} a envoltória de ruptura corresponde ao

critério de Mohr-Coulomb, onde a posição de um ponto de tensão nesta envoltória é controlada por uma regra de fluxo não associada para a ruptura por cisalhamento e associada para a ruptura por tensão. O critério de ruptura de Mohr-Coulomb em FLAC^{3D} é expresso em termos das três componentes do vetor de tensão, é dizer, as tensões principais σ_1, σ_2 e σ_3 onde $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$.

Na Figura 21 (tensão negativa para compressão) é representado o critério de ruptura no plano. Desde o ponto A até o ponto B é definida a envoltória de ruptura $f(\sigma_1, \sigma_3)=0$ pelo critério de MC: $f^s=0$ e desde B até C, pelo critério de ruptura à tração da forma $f^t=0$, assim:

$$f^s = \sigma_1 - \sigma_3 N_\phi + 2c\sqrt{N_\phi} \quad \text{Eq. 7}$$

$$f^t = \sigma_3 - \sigma^t \quad \text{Eq. 8}$$

onde ϕ é o ângulo de atrito, c é a coesão, σ^t é a resistência à tração e N_ϕ é dado por:

$$N_\phi = \frac{1 + \sin(\phi)}{1 - \sin(\phi)} \quad \text{Eq. 9}$$

Figura 21. Critério de ruptura de Mohr-Coulomb no programa FLAC^{3D}

Fonte: Itasca (2013).

Como mostrado na figura acima, a resistência à tração não pode ser maior que um valor de σ_3 correspondente à interseção entre $f^s=0$ e $\sigma_1=\sigma_3$. Desse modo, a máxima resistência à tração é dada por:

$$\sigma_{max}^t = \frac{c}{\tan(\phi)} \quad \text{Eq. 10}$$

O solo sofre deformações plásticas quando o estado de tensões atinge a função de plastificação, o qual é conhecido como fluxo plástico. Conforme Naylor (1981), a lei de fluxo define a direção dos vetores de deformação plástica. Essa lei pode ser representada por uma equação como a mostrada a seguir:

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{dF(\sigma)}{d\sigma} \quad \text{Eq. 11}$$

onde $d\varepsilon^p$ representa os componentes dos incrementos da deformação plástica e $d\lambda$ é positivo.

A lei de fluxo representada pela Eq. 11 é conhecida como lei de fluxo associada quando a direção das deformações plásticas está associada à superfície de escoamento ($F(\sigma)=0$). Isto também é chamado de condição de normalidade (Figura 22a). A lei de fluxo não associada é dada quando a direção das deformações plásticas não está associada à superfície de escoamento, assim:

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{dQ(\sigma)}{d\sigma} \quad \text{Eq. 12}$$

onde $Q(\sigma) \neq F(\sigma)$. Desse modo, é assumida uma função chamada de potencial plástico ($Q(\sigma)$), à qual os componentes de deformação plástica são ortogonais (Figura 22b).

Em FLAC^{3D}, são usadas duas funções para definir o fluxo plástico por cisalhamento e o fluxo plástico por tração. A lei de fluxo não associada é descrita pela função g^s e a lei de fluxo associada pela função g^t . No programa, ditas funções são dadas por:

$$g^s = \sigma_1 - \sigma_3 N_\psi \quad \text{Eq. 13}$$

$$g^t = -\sigma_3 \quad \text{Eq. 14}$$

onde ψ é o ângulo de dilatância e N_ψ é dado por:

$$N_\psi = \frac{1 + \sin(\psi)}{1 - \sin(\psi)} \quad \text{Eq. 15}$$

Figura 22. Lei de fluxo (a) associada e (b) não associada

Fonte: adaptado de Naylor (1981).

onde $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ são as deformações nas direções principais, e ε^p é o vetor de deformação plástica.

No programa FLAC^{3D}, o modelo constitutivo Strain-Softening está baseado no modelo Mohr-Coulomb, como mencionado anteriormente. Desse modo, este modelo está fundamentado nas definições apresentadas antes. Porém, segundo Itasca (2013) a diferença entre esses dois modelos se deve ao fato de que o modelo constitutivo Strain-Softening concede a possibilidade de reduzir os parâmetros de resistência (coesão, ângulo de atrito, ângulo de dilatância e resistência à tração) após o início do escoamento plástico. No modelo constitutivo Mohr-Coulomb essas propriedades são assumidas constantes.

No programa, o usuário pode definir a coesão, o ângulo de atrito, o ângulo de dilatância e a resistência à tração como uma função linear por partes de uns parâmetros de endurecimento (Δk^s , Δk^t). A partir desses parâmetros, é medida a deformação por cisalhamento plástica. O código calcula o total de deformação plástica por cisalhamento e por tração pelo incremento dos parâmetros de endurecimento em cada passo. Desse modo, calcula as propriedades de resistência de acordo com as funções definidas pelo usuário (ITASCA, 2013).

2.5.1.1. Parâmetros de endurecimento

Como mostrado em Itasca (2013), os parâmetros de endurecimento para o modelo constitutivo Strain-Softening são calculados como a soma de algumas medidas incrementais da deformação plástica por cisalhamento e por tração para cada zona. Os incrementos de endurecimento de cisalhamento e de tração da zona são determinados como a média volumétrica dos incrementos do tetraedro envolvido na zona (Figura 26).

Os incrementos de endurecimento por cisalhamento e por tração para um tetraedro em cada passo são dados em função do tensor da deformação por cisalhamento plástica e da magnitude da deformação por tração plástica respectivamente, assim:

$$\Delta k^s = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta \varepsilon_1^{ps} - \Delta \varepsilon_m^{ps})^2 + (\Delta \varepsilon_m^{ps})^2 + (\Delta \varepsilon_3^{ps} - \Delta \varepsilon_m^{ps})^2} \quad \text{Eq. 16}$$

$$\Delta k^t = |\Delta \varepsilon_3^{pt}| \quad \text{Eq. 17}$$

onde $\Delta\varepsilon_1^{ps}, \Delta\varepsilon_3^{ps}$ são os incrementos de deformação plástica por cisalhamento, $\Delta\varepsilon_3^{pt}$ é o incremento de deformação plástica por tração e $\Delta\varepsilon_m^{ps}$ é o incremento de deformação volumétrica plástica por cisalhamento dado por:

$$\Delta\varepsilon_m^{ps} = \frac{1}{3}(\Delta\varepsilon_1^{ps} + \Delta\varepsilon_3^{ps}) \quad \text{Eq. 18}$$

2.5.1.2. Incrementos de deformação plástica

Os parâmetros envolvidos nas equações apresentadas anteriormente são dados pelas seguintes expressões:

$$\Delta\varepsilon_1^{ps} = \lambda^s \quad \text{Eq. 19}$$

$$\Delta\varepsilon_3^{ps} = -\lambda^s N_\psi \quad \text{Eq. 20}$$

$$\Delta\varepsilon_3^{pt} = \lambda^t \quad \text{Eq. 21}$$

onde λ^s e λ^t são parâmetros descritos mais a fundo em Itasca (2013).

2.5.1.3. Parâmetros de resistência definidos pelo usuário no programa FLAC^{3D}

Por meio de uma retroanálise do comportamento pós-ruptura do material, o usuário pode determinar as funções que definem os parâmetros de escoamento da zona. Na Figura 23 é mostrada uma curva tensão-deformação unidimensional, a qual começa um amolecimento no escoamento até atingir uma resistência residual.

Como mostrado na Figura 23, antes do escoamento a curva é linear, dado que a deformação é apenas elástica. Após o escoamento, a deformação total é constituída de uma parte elástica e uma parte plástica. Desse modo, no modelo constitutivo Strain-Softening, o usuário define os parâmetros de resistência (ângulo de atrito, dilatância, coesão, resistência à tração) diminuindo em função da parcela plástica da deformação por cisalhamento. Na Figura 24 são esquematizadas as funções ingressadas pelo usuário, as quais o programa aproxima como segmentos lineares.

Figura 23. Exemplo de curva tensão- deformação

Fonte: adaptado de Itasca (2013).

O comportamento de amolecimento (softening) dos parâmetros de resistência é ingressado pelo usuário por meio de tabelas. É necessária uma tabela para cada parâmetro, onde ela é constituída por pares de valores: um é o valor da deformação plástica e o outro é o valor da propriedade correspondente. O programa assume que as propriedades variam linearmente entre dois valores consecutivos da tabela, como mostrado na Figura 25.

Figura 24. Variação de (a) a coesão e (b) o ângulo de atrito em função da deformação plástica por cisalhamento no modelo constitutivo Strain-Softening em FLAC^{3D}

Fonte: Itasca (2013).

Figura 25. Aproximação por segmentos lineares realizadas pelo programa FLAC^{3D} no modelo constitutivo Strain-Softening

Fonte: Itasca (2013).

Os comandos disponíveis em $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ para definir as tabelas no modelo constitutivo são: “ctable”, “dtable”, “ftable” e “ttable” para a coesão, o ângulo de dilatação, o ângulo de atrito e a resistência à tração respectivamente.

Capítulo 3

MODELAGEM NUMÉRICA DE UMA ANCORAGEM HELICOIDAL EM AREIA

3 MODELAGEM NUMÉRICA DE UMA ANCORAGEM HELICOIDAL EM AREIA

As ferramentas computacionais têm sido muito utilizadas para o estudo de problemas de engenharia geotécnica. O avanço tecnológico permite um grande nível de desenvolvimento delas, proporcionando respostas para problemas cada vez mais complexos. Estas ferramentas manifestam elevadas velocidades de processamento e grande capacidade de armazenamento, o que incentiva ao uso de métodos de análise mais potentes e fiáveis. Entre os métodos utilizados se podem salientar aqueles baseados em formulações por diferenças finitas (DF). O código numérico FLAC^{3D} é um programa que baseia seu funcionamento neste método, o qual possibilita a simulação mecânica de complexos problemas geotécnicos, oferecendo diferentes ações por meio de seus códigos e comandos para modelagem. Desse modo, para executar as simulações numéricas desse trabalho foi utilizado o programa FLAC^{3D} na sua versão 5.01.

FLAC^{3D} é um programa de diferenças finitas baseado em análise explícita e Lagrangeana, o qual permite estudar numericamente o comportamento mecânico de um meio contínuo tridimensional à medida que atinge o equilíbrio ou o fluxo plástico constante. Conforme Itasca (2013), o método de solução do programa é caracterizado pelas três seguintes abordagens:

- a) *Diferenças finitas*: as derivadas de primeira ordem de espaço e tempo de uma variável são aproximadas por diferenças finitas, assumindo variações lineares da variável espaço e intervalos de tempo, respetivamente.
- b) *Modelo discreto*: o meio contínuo é substituído por um meio equivalente discreto, onde todas as forças envolvidas (aplicadas e interativas) são concentradas nos nós de uma malha tridimensional usada na representação do meio.
- c) *Solução dinâmica*: os termos inerciais nas equações de movimento são usados como meios numéricos para alcançar o estado de equilíbrio do sistema em consideração.

As leis do movimento para o contínuo são, por meio dessas abordagens, transformadas em formas discretas da lei de Newton nos nós. O sistema resultante de equações diferenciais ordinárias é então resolvido numericamente usando-se uma aproximação explícita de diferenças finitas no tempo. As derivadas espaciais envolvidas na derivação do meio equivalente são aquelas que aparecem na definição das taxas de deformação em termos de velocidades. Com o propósito de definir variações de velocidade e intervalos de espaço

correspondentes, o meio é discretizado em elementos com taxa de deformação constante de forma tetraédrica cujos vértices são os nós da malha mencionados anteriormente (Figura 26).

3.1 ANÁLISE POR DIFERENÇAS FINITAS EM FLAC^{3D}

O método das diferenças finitas é usado para dar solução a equações diferenciais, dados valores iniciais e/ou valores limite. Neste método, cada derivada no conjunto de equações governantes é substituída por uma expressão algébrica escrita em termos das variáveis de campo (por exemplo, tensão ou deslocamento) em pontos discretos no espaço. Essas variáveis são indefinidas dentro de elementos. Em contraste, o método de elementos finitos tem o requisito de que as quantidades de campo (tensão, deslocamento) variam em cada elemento de uma forma prescrita, usando funções específicas controladas por parâmetros. A formulação envolve o ajuste desses parâmetros para minimizar termos de erro ou termos de energia (ITASCA, 2005).

A aproximação por diferenças finitas das derivadas do espaço é mostrada na Eq. 22. Esta expressão determina as componentes do tensor da taxa de deformação (ε_{ij}) para o tetraedro analisado (Figura 26), a qual está implícita nas equações de movimento. Os nós do tetraedro são referidos localmente por um número de 1 a 4 e, por convenção, a face n é oposta ao nó n (ITASCA, 2013).

Figura 26. Esquema e convenções do tetraedro em FLAC^{3D}

Fonte: Itasca (2013).

$$\varepsilon_{ij} = -\frac{1}{6V} \sum_{l=1}^4 (v_i^l n_j^{(l)} + v_j^l n_i^{(l)}) \quad \text{Eq. 22}$$

Na expressão anterior, i e j representam a notação de Einstein para a somatória, V é o volume do tetraedro, l é o nó analisado, v é a velocidade e n é o vetor unitário normal à superfície (ITASCA, 2013).

A formulação nodal das equações de movimento é derivada da aplicação do teorema de trabalho virtual para qualquer instante de tempo. Desse modo, a taxa de trabalho externo (E) e a taxa de trabalho interno (I) são expressas como:

$$E = \sum_{n=1}^4 \delta v_i^n \left[f_i^n + \frac{\rho b_i V}{4} - \int_V \rho N^n \frac{dv_i}{dt} dV \right] \quad \text{Eq. 23}$$

$$I = -\frac{1}{3} \sum_{n=1}^4 \delta v_i^n T_i^n \quad \text{Eq. 24}$$

onde δv é a velocidade nodal virtual, n é o nó analisado, f é a força nodal, $b\rho$ são forças de corpo, N é uma função linear e T é um vetor, como descrito em Itasca (2013).

Para o equilíbrio estático do tetraedro, a taxa de trabalho interna (Eq. 24) é igual à taxa de trabalho externa (Eq. 23) para qualquer velocidade virtual (ITASCA, 2013). As condições de equilíbrio para o sistema são estabelecidas de modo que, em cada nó, a soma das forças estaticamente equivalentes de todas as contribuições tetraédricas e nodais (P) das cargas aplicadas e as forças concentradas seja zero. Dessa forma, a força não balanceada (F_i^l) é dada por:

$$F_i^l = \left[\left[\frac{T_i}{3} + \frac{\rho b_i V}{4} \right] \right]^l + P_i^l \quad \text{Eq. 25}$$

onde o símbolo $\left[\left[. \right] \right]^l$ é usado para representar a soma das contribuições do nó l de todos os tetraedros unidos a esse nó. Assim, a força não balanceada é igual a zero quando o meio atingiu o equilíbrio (ITASCA, 2013).

3.2 ESQUEMA EXPLÍCITO EM FLAC^{3D}

Segundo Itasca (2005), no programa são incluídas equações dinâmicas de movimento na formulação para encontrar uma solução estática. A razão principal desta tática é garantir que o esquema numérico seja estável quando o sistema físico que está sendo modelado é instável. Com materiais não lineares há sempre a possibilidade de instabilidade física. Na realidade, a energia por deformação no sistema é convertida em energia cinética, a qual irradia longe da fonte e se dissipa. Em FLAC^{3D} são incluídos termos inerciais para modelar esse processo, onde a energia cinética é gerada e dissipada. A sequência geral incorporada em FLAC^{3D} é mostrada na Figura 27. O esquema tem várias vantagens: a não formação de matrizes permite a avaliação de grandes deslocamentos e deformações sem esforço computacional adicional e, a mais importante: não é necessário um processo de iteração quando são calculadas as tensões a partir das deformações em um elemento, em vista dos passos pequenos utilizados. Em contraste, em um método implícito (comumente usado em programas de EF) cada elemento se comunica com todos os outros elementos durante um passo de solução. Isto faz necessários vários ciclos de iteração para obter compatibilidade e equilíbrio. A desvantagem do método explícito é o grande número de etapas (incrementos) necessário para a acurácia da solução, consequente dos passos pequenos.

Figura 27. Ciclo básico do cálculo explícito em FLAC^{3D}

Fonte: Itasca (2005).

3.3 ANÁLISE LAGRANGEANA EM FLAC^{3D}

Visto que não é necessária a formação de uma matriz de rigidez global, é uma questão trivial atualizar as coordenadas em cada passo em modo de grandes deformações (*large-strain*

mode). Os deslocamentos incrementais são adicionados às coordenadas para que a malha se mova e deforme com o material que representa. Isto é denominado uma formulação Lagrangeana, em contraste com a formulação Euleriana, na qual o material se move e deforma em relação a uma malha fixa. A formulação constitutiva em cada passo é dada para pequenas deformações, mas é equivalente a uma formulação de grandes deformações ao longo de muitos passos (ITASCA, 2005).

3.4 MODELAGEM NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE COMPRESSÃO TRIAXIAL

3.4.1 Propriedades dos materiais

Os parâmetros do solo utilizados no modelo numérico desenvolvido nesta dissertação são apresentados em Schiavon (2016). O solo estudado é uma areia seca tipo Hostun (HN38), com compacidade relativa (I_d) de 99%. HN38 é uma areia fina de sílica constituída por partículas angulares, a qual é extraída em Hostun, França. A Tabela 1 lista as principais características deste solo.

Tabela 1. Parâmetros da areia tipo Hostun (HN38)

Parâmetro	Unidade	Símbolo	Valor
Ângulo de atrito*	°	ϕ_1	48
Ângulo de atrito**	°	ϕ_2	47
Gravidade específica	-	G_s	2.64
Peso específico máximo seco	kN/m ³	$\gamma_{d(max)}$	15.24
Peso específico mínimo seco	kN/m ³	$\gamma_{d(min)}$	11.63
Índice de vazios máximo	-	e_{max}	1.226
Índice de vazios mínimo	-	e_{min}	0.699
Média do tamanho do grão	mm	d_{50}	0.12

*Determinado no ensaio de cisalhamento direto realizado por Schiavon (2016)

** Determinado nos ensaios triaxiais realizados por Schiavon (2016).

3.4.2 Calibração dos parâmetros do modelo por meio da simulação numérica dos ensaios de compressão triaxial

Com o fim de realizar a calibração dos parâmetros do solo ingressados ao modelo numérico principal, foram simulados ensaios de compressão triaxial no programa FLAC^{3D}.

Após de uma análise paramétrica e, realizando-se a comparação com o melhor ajuste entre os resultados numéricos obtidos e as curvas experimentais apresentadas em Schiavon (2016) (Figura 28), foi possível encontrar os parâmetros de resistência e rigidez do solo, usados como entrada para a simulação numérica da ancoragem helicoidal.

Para este trabalho foi modelado um corpo de prova de 100 mm de diâmetro e 200 mm de altura. Uma tensão de confinamento (σ_3) foi aplicada no topo e nas bordas do corpo de prova. Ademais, foi aplicada uma tensão desviadora (σ_1 - σ_3) no topo do corpo de prova por meio de uma velocidade constante de 1.0×10^{-6} m/ passo, para um total de 40000 passos. O modelo constitutivo utilizado para representar o comportamento do solo foi o Strain-Softening, típico de areias compactas.

A Figura 28 apresenta o melhor ajuste obtido entre os resultados das simulações e os resultados experimentais dos ensaios de compressão triaxial para três tensões de confinamento (σ_3).

Os resultados numéricos mostrados na Figura 28 foram obtidos com os parâmetros de resistência e rigidez apresentados na Tabela 2.

Tabela 2. Parâmetros usados na simulação dos ensaios triaxiais

σ_3 (kPa)	E (MPa)	ϕ (°)	ψ (°)	ν	c (kPa)
50	50	49	19	0.3	0
100	60	47	17	0.3	0
200	70	46.5	16.5	0.3	0

onde E é o módulo de elasticidade do solo, ϕ é o ângulo de atrito, ψ é o ângulo de dilatação, dado como $\phi - \phi_{res}$, considerando o ângulo de atrito residual (ϕ_{res}) igual a 30°, ν é o coeficiente de Poisson e c é a coesão. Os parâmetros mostrados anteriormente os quais foram obtidos da calibração dos ensaios triaxiais, serão utilizados no modelo numérico do comportamento carga-deslocamento da ancoragem helicoidal.

Figura 28. Resultados numéricos e experimentais dos ensaios de compressão triaxial para (a) $\sigma_3=50$ kPa; (b) $\sigma_3=100$ kPa e (c) $\sigma_3=200$ kPa

3.5 MODELAGEM NUMÉRICA DE UMA ANCORAGEM HELICOIDAL SIMPLES INSTALADA EM AREIA COMPACTA

Schiavon (2016) realizou ensaios de carregamento à tração em modelos reduzidos de ancoragens helicoidais de uma hélice instalados em areia tipo Hostun. Os ensaios foram realizados na centrífuga do IFSTTAR (Nantes, França). A Tabela 3 mostra os diferentes modelos reduzidos de ancoragens helicoidais testados pelo autor.

Tabela 3. Características dos modelos reduzidos de ancoragens helicoidais

Modelo de ancoragem	Diâmetro da haste, d (mm)	Diâmetro da hélice, D (mm)	Passo da hélice, p (mm)	Nível de gravidade ($\times g$)
6FH	6	20	1.6	16.7
8FH	8	26	1.4	12.5
10FH	10	33	2.5	10
12FH	12	40	3	8.3

Fonte: Schiavon (2016).

Como mencionado em Tsuha (2007), os modelos de escala reduzida testados em centrífuga permitem reproduzir o mesmo campo de forças de massa que ocorreria na obra de grandeza real (protótipo). A semelhança de comportamento entre o modelo e o protótipo implica a existência de fatores de escala (X^*) entre as variáveis que representem o sistema do modelo reduzido (X_m) e as variáveis que descrevem o sistema em grandeza real (X_p), dados como $X^* = X_m/X_p$. Assim, para esta semelhança, a intensidade do campo gravitacional criado pela aceleração centrífuga aplicada ao modelo deve ser inversamente proporcional à escala de redução das dimensões de maquete (CORTÉ, 1989).

A ancoragem escolhida para ser simulada na presente dissertação é a modelo 10FH (SCHIAVON, 2016), a qual é constituída por uma hélice de aço soldada em uma haste de aço, com um nível de gravidade na centrífuga ($\times g$) de 10. Desse modo, considerando as características apresentadas na Tabela 3, as dimensões da ancoragem protótipo são: 100 mm de diâmetro da haste (d), 330 mm de diâmetro da hélice (D) instalada a 2.44 m de profundidade (H) (7.4 vezes o diâmetro da hélice).

Como mencionado anteriormente, uma análise numérica usando-se o método de diferenças finitas foi realizada com o programa FLAC^{3D} para simular o carregamento da

ancoragem helicoidal 10FH instalada em areia compacta tipo Hostun. As simulações têm o objetivo de estudar o efeito de instalação na capacidade de carga à tração de uma ancoragem helicoidal, avaliando-se e quantificando-se a perturbação sofrida no solo após a instalação da estaca.

A perturbação do cilindro de solo ao redor da haste (acima da hélice) foi considerada assumindo-se parâmetros de resistência e rigidez do solo reduzidos em comparação com o solo intacto, após a instalação. Além disso, uma segunda zona anelar de solo (zona de transição) com um grau de perturbação menor foi considerada, com base nas imagens de tomografia apresentada em Schiavon (2016). Como ilustrado na Figura 9, além do cilindro de solo acima da hélice, uma massa de solo envolvendo este cilindro apresenta uma redução da rigidez após a instalação. Por esse motivo, é considerada que essa massa de solo também tem parâmetros reduzidos, como um solo de “transição” entre o cilindro perturbado e o solo intacto.

Os resultados das simulações numéricas são comparados com os obtidos em ensaios realizados em centrifuga, apresentados em Schiavon (2016), em termos de capacidade de carga e da curva carga-deslocamento. Os valores de capacidade de carga à tração são determinados a partir de curvas carga-deslocamento, como a carga correspondente ao deslocamento do topo da ancoragem igual a 10% do diâmetro da hélice (D). Este critério é adotado com base em diferentes trabalhos.

Zhang (1999) realizou ensaios à tração e à compressão de estacas helicoidais multi-hélices, onde adotou a carga de ruptura como a carga correspondente a um deslocamento da estaca igual a $0.1D$. Esse critério faz analogia ao critério de Terzaghi (1942), onde a capacidade de carga de uma placa é a tensão correspondente a um recalque igual a 10% do seu diâmetro.

Malik et al. (2016) apresentam provas de carga realizadas em modelos reduzidos de estacas helicoidais de uma hélice, com diferentes diâmetros e espessuras da chapa. As estacas foram instaladas em uma areia compacta com compacidade relativa de 80%. Os autores concluíram que para usar metodologias analisadas, a capacidade de carga da estaca deve ser escolhida a partir das curvas carga-deslocamento como a carga correspondente a um deslocamento de $10\%D$.

3.5.1 Geometria do modelo

As simulações numéricas foram realizadas por meio de um modelo tridimensional axissimétrico, sendo utilizado um quarto da geometria, com o eixo vertical de simetria passando pelo centro da haste da ancoragem, como mostrado na Figura 29.

A malha foi criada usando-se o painel *Extrusion* de $FLAC^{3D}$, sendo assim uma malha radialmente gradada, com zonas mantendo uma razão de tamanho entre 1.0 e 1.3 em todas as direções. Com esse painel foi possível dividir a malha, de modo que pudesse conter todos os elementos da geometria (solo, haste, hélice, etc.), os quais se introduziram posteriormente por meio de grupos no código principal. Estes grupos podem ser atribuídos para cada zona da malha e permitem representar diferentes materiais por meio da definição de diferentes parâmetros de resistência e rigidez, assim como diferentes modelos constitutivos.

Figura 29. Geometria do modelo numérico em $FLAC^{3D}$

Fonte: elaborada pelo autor.

Após a criação da malha, ela é refinada no arquivo do código principal por meio do comando “GENERATE zone densify”. Esse refinamento foi realizado nas proximidades da hélice e da haste, para obter uma maior acurácia nos resultados.

As dimensões da malha nas direções x , y e z foram adotadas de maneira que fossem evitados efeitos de borda sobre a resposta do modelo, e foram escolhidas com base em um teste de malha, o qual é mostrado em 3.5.1.1. As dimensões finalmente adotadas foram 4 m de altura (direção z) e 3 m de raio (R) (direções x e y).

As condições de contorno foram estabelecidas. O topo do modelo, o qual está localizado em $z=0$ é uma superfície livre. No eixo de simetria, para $x=0$, foi fixada a direção x e para $y=0$ foi fixada a direção y . Na borda circular do modelo ($R=3$ m) são fixadas as direções x e y e a base do modelo (em $z=-4$ m) é uma face fixa nas três direções.

A malha que representa o maciço de solo foi dividida em quatro grupos principais com base na geometria apresentada esquematicamente na Figura 9c: um primeiro grupo chamado de “Sand” que representa o solo natural ou o solo que não é perturbado pela instalação da ancoragem. Um segundo grupo chamado de “DSand” que representa o solo acima da hélice, o qual foi penetrado no momento da instalação da ancoragem. Um terceiro grupo chamado de “SandE” representa a massa anelar de solo (solo de transição) que envolve o cilindro de solo perturbado com diâmetro igual ao da hélice. A espessura do anel cilíndrico (r) foi escolhida com base na tomografia apresentada na Figura 9 (ancoragem com $D=20$ cm e $r=0.27D$). Desse modo, para uma ancoragem com um diâmetro de hélice igual a 33 cm, a espessura da zona de transição determinada para este estudo, baseada na relação encontrada foi 9 cm. Finalmente, um quarto grupo chamado de “Pile”, representa a haste e a hélice da ancoragem. A hélice foi idealizada como um disco cilíndrico. A Figura 30 mostra as dimensões da geometria do modelo.

Figura 30. Dimensões da geometria do modelo

Fonte: elaborada pelo autor.

3.5.1.1. Teste de malha

O tamanho do maciço de solo do modelo (malha) deve ser escolhido de forma adequada, considerando dois aspectos importantes:

- Resultados não afetados pelas condições de contorno e
- Baixo custo computacional.

Com o objetivo de escolher um tamanho de malha adequado e analisar a influência das dimensões adotadas, foram variadas estas dimensões mantendo-se os parâmetros do modelo constantes. Desse modo, foi realizado um teste com três tamanhos de malha diferentes. As dimensões e o tempo de simulação usando cada uma das malhas são apresentados na Tabela 4, onde R é o raio da malha, z é a altura e t é o tempo de simulação (em horas).

Os resultados obtidos das simulações (da curva carga-deslocamento) usando-se as três malhas testadas são comparados na Figura 31.

Tabela 4. Características das malhas testadas

Dimensões:	R (m)	z (m)	t (h)
Malha 1	2	3	3
Malha 2	3	4	5
Malha 3	4	5	7

Figura 31. Resultados obtidos do teste de malha

Fonte: elaborada pelo autor

Como se observa na Figura 31, as malhas 2 e 3 mostram poucas diferenças entre os seus resultados, consideradas admissíveis para esse estudo. Portanto, com o objetivo de economizar custo computacional, foi escolhida a malha 2 para realizar as simulações numéricas desta dissertação.

3.5.2 Propriedades dos materiais e modelos constitutivos

O modelo numérico realizado envolve dois materiais principais: aço para a ancoragem helicoidal e areia para o solo. O comportamento do aço (ancoragem helicoidal) é assumido como elástico linear, o qual não apresenta escoamento do material devido ao baixo nível de tensão gerado pela aplicação da carga. As propriedades consideradas no modelo numérico para a ancoragem são mostradas na Tabela 5.

Tabela 5. Propriedades do material utilizadas na modelagem da ancoragem helicoidal (grupo “Pile”)

Propriedade	Unidade	Símbolo	Valor
Módulo de elasticidade	MPa	E	300
Coefficiente de Poisson	-	ν	0.15
Densidade	kg/m ³	ρ	2000

Note-se que não foram consideradas as propriedades do aço na modelagem da ancoragem helicoidal em vista de que elas são muito altas em comparação com as propriedades do solo perturbado. Desse modo, a convergência do modelo requer um grande número de passos e tempo para ser atingida por conta da grande diferença de rigidez entre os dois materiais (ancoragem-solo). Porém, foi suficiente considerar a ancoragem como um corpo rígido com as propriedades apresentadas na Tabela 5, e realizar a aplicação da carga (velocidade) em todas as zonas que pertencem à ancoragem e não no topo da haste somente, como será explicado posteriormente.

O solo foi simulado considerando-se o modelo constitutivo Strain-Softening, o qual é baseado no modelo Mohr-Coulomb. O modelo MC assume que a plastificação ocorre quando a tensão cisalhante em qualquer ponto de um material atinge um valor que depende linearmente da tensão normal em um mesmo plano. O modelo Strain-Softening, além das características do MC, oferece a possibilidade de reduzir os parâmetros de resistência (ângulo de atrito, coesão, ângulo de dilatância) após o início da plastificação do solo, como descrito previamente no capítulo 2. As propriedades mecânicas do solo intacto foram consideradas com base na calibração dos ensaios triaxiais apresentada anteriormente.

Como mencionado em Jamiolkowski et al.¹ (1985 *apud* Schnaid e Odebrecht, 2012, p.114), o módulo de elasticidade em areias é função, entre outras coisas, do nível médio de tensões. Por esta razão, o módulo de elasticidade do solo foi considerado variável linearmente com a profundidade do solo. Essa variação foi realizada com base no módulo de elasticidade encontrado na calibração dos ensaios triaxiais para as tensões de confinamento de 50, 100 e 200 kPa, apresentado na Tabela 2.

O ângulo de atrito obtido da calibração dos ensaios triaxiais para as três tensões de confinamento apresentou um valor médio de 47.5°. Esse ângulo também foi calculado com

¹ Jamiolkowski, M., Ladd, C. C., Germaine, J. T., Lancellotta, R. (1985). New developments in field and laboratory testing of soils. *Proceedings of the 11th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng.*, San Francisco, (1), 57-153.

base nos resultados do ensaio CPT (Figura 32) realizado na mesma areia por Schiavon (2016), o qual foi de 46.8° . Desse modo, o ângulo de atrito do solo intacto é estabelecido igual a 47° .

Figura 32. Resultados do ensaio CPT realizado na areia tipo Hostun

Fonte: Schiavon (2016).

O cálculo do ângulo de atrito por meio do ensaio CPT foi baseado na correlação proposta por Mayne² (2006 *apud* Schnaid e Odebrecht, 2012, p.113), o qual depende da resistência de ponta do cone e a tensão efetiva. Tomando a resistência de ponta normalizada igual a 350 (Figura 32), o ângulo de atrito do solo é determinado com a seguinte relação:

$$\phi = \arctg \left(0,1 + 0,38 \log \left(\frac{q_t}{\sigma'_{v0}} \right) \right) \quad \text{Eq. 26}$$

onde ϕ é o ângulo de atrito e $\frac{q_t}{\sigma'_{v0}}$ é a resistência de ponta normalizada.

Usando o modelo constitutivo Strain-Softening, o ângulo de atrito (ϕ) foi reduzido após a plastificação do solo. Esta redução foi realizada por meio de uma tabela do ângulo de atrito mobilizado em função da deformação plástica por cisalhamento (ϵ^{ps}) ingressada pelo usuário no programa FLAC^{3D} (como mostrado em 2.5.1.3). Esta tabela foi estabelecida por meio de uma análise paramétrica e diferentes tentativas até encontrar um bom ajuste entre os resultados numéricos e experimentais.

² Mayne, P. W. (2006). Undisturbed sand strength from seismic cone tests. *The 2nd James K. Mitchell Lecture. J. Geomech. & Geoeng.*, 1(4), 239-258.

Antes da plastificação, o ângulo de atrito do solo é igual ao valor inicial estabelecido (neste caso, igual a 47°). Após a plastificação, este parâmetro começa diminuir em função da deformação plástica por cisalhamento determinada pelo programa como descrito no capítulo 2. Desse modo, o FLAC3D calcula a deformação (ε^{ps}) sofrida pelo solo (como mostrado em 2.5.1.3) e atribui um ângulo de atrito correspondente a esta deformação segundo a tabela ingressada pelo usuário ao programa (Tabela 7). O ângulo inicial é reduzido até atingir um ângulo de atrito residual (ϕ_{res}) igual a 30° . Este valor foi assumido visto que os ensaios triaxiais não foram desenvolvidos até atingir o ϕ_{res} . O ângulo de dilatância foi determinado como $\phi - \phi_{res}$. Similarmente, foi estabelecida uma tabela para a redução deste parâmetro em função da deformação por cisalhamento plástica. Na Tabela 6 são mostrados os parâmetros considerados na simulação do solo intacto e na Tabela 7 são mostrados o ângulo de atrito e o ângulo de dilatância em função da deformação por cisalhamento plástica, ingressada no programa para o modelo constitutivo Strain-Softening.

Tabela 6. Propriedades consideradas na modelagem numérica do solo intacto

Propriedade	Unidade	Símbolo	Valor
Módulo de elasticidade*	MPa	E	$0.129z+45$
Coeficiente de Poisson	-	ν	0.3
Ângulo de atrito	$^\circ$	ϕ	47
Ângulo de atrito residual	$^\circ$	ϕ_{res}	30
Ângulo de dilatância	$^\circ$	ψ	17
Coesão	MPa	c	0
Densidade	kg/m ³	ρ	1524
Coeficiente de empuxo lateral de repouso	-	K_o	$1-\tan(\phi)$
Resistência à tração	MPa	τ	0

*Variável linearmente em função da profundidade (z) com base nos ensaios triaxiais e nos resultados de E mostrados na Tabela 2.

As propriedades do solo perturbado acima da hélice e do solo de transição (descritos na Figura 9c) foram estabelecidas pela redução dos parâmetros de resistência e rigidez do solo intacto. Isto foi realizado por meio de uma análise paramétrica variando-se o ângulo de atrito

e o módulo de elasticidade até atingir uma boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos, como mostrado no capítulo 4.

Tabela 7. Dados de amolecimento ingressados ao programa FLAC^{3D} para a simulação do solo, usando o modelo constitutivo Strain-Softening

Deformação plástica por cisalhamento, ε^{ps}	Ângulo de atrito, $\phi (^{\circ})$	Ângulo de dilatância, $\psi (^{\circ})$
0	47	17
0.05	36.5	6.5
0.09	34	4
0.1	31.5	1.5
1	30	0

3.5.3 Parâmetros de interface

Segundo Itasca (2013), existem vários casos de modelagem numérica onde é necessária a representação de planos nos quais possa ocorrer deslizamento e separação. Um desses casos é a interface entre uma estrutura de fundação e o solo.

FLAC^{3D} fornece interfaces que são caracterizadas pelo modelo de atrito clássico de Coulomb e/ou uma união por tração ou cisalhamento. No programa, as interfaces são definidas por propriedades como ângulo de atrito, coesão, dilatância, rigidez normal (k_n) e de cisalhamento (k_s) e resistência à tração. Para a determinação da rigidez, Itasca (2013) propõe a seguinte equação:

$$k_n = k_s = 10 * \max \left[\frac{\left(K + \frac{4}{3} G \right)}{\Delta z_{min}} \right] \quad \text{Eq. 27}$$

onde K e G são os módulos volumétrico e de cisalhamento do material com menor rigidez respectivamente e Δz_{min} é a espessura da menor zona adjacente à interface.

Dessa forma, foram considerados planos de interface entre os grupos que representam a ancoragem helicoidal e o solo nas simulações numéricas, permitindo-se o deslizamento e a

separação entre eles. Os parâmetros de interface no modelo numérico são mostrados na Tabela 8.

A rigidez normal e tangencial foi determinada de acordo com a Eq. 27. O ângulo de atrito da interface foi considerado igual a 15° com base em resultados de ensaios de cisalhamento direto em interface aço-areia realizados por Tsuha (2007) para uma areia compacta com compacidade relativa igual a 85%, e para uma superfície do aço muito lisa.

Tabela 8. Parâmetros considerados na modelagem numérica da interface entre a ancoragem e o solo

Propriedade	Unidade	Símbolo	Valor
Rigidez normal	Pa/m	k_n	1×10^{10}
Rigidez ao cisalhamento	Pa/m	k_s	1×10^{10}
Ângulo de atrito	$^\circ$	δ	15
Coesão	Pa	c_i	0
Tensão	Pa	τ_i	0

3.5.4 Análise numérica

A análise numérica realizada no presente trabalho compreende três etapas principais: (i) inicialização das tensões, (ii) instalação da ancoragem e (iii) carregamento à tração. Após estabelecer a geometria do modelo, definir as propriedades e o modelo constitutivo do solo, e criar os elementos de interface como descrito anteriormente, é executada a etapa (i).

Na primeira etapa, foram especificadas as tensões iniciais nas três direções mediante uma sub-rotina escrita em FISH, a qual é uma linguagem de programação de FLAC^{3D} que permite ao usuário acrescentar novas funções e variáveis para ser usadas no modelo. Essas funções são utilizadas para estender a utilidade do programa ou adicionar novas características, como por exemplo: variar propriedades da malha prescritas pelo usuário, como incrementos não lineares de um módulo com a profundidade, variações em tempo e espaço, automatização de estudos paramétricos, etc. (ITASCA, 2013). Desse modo, as tensões geostáticas foram calculadas resolvendo-se o modelo até encontrar o equilíbrio estático. O equilíbrio é dado quando a razão entre a força não balanceada e a força máxima é igual a

1.0×10^{-5} . A relação entre as tensões verticais e horizontais (coeficiente de empuxo lateral em repouso) foi estabelecida como dado na formula de Jacky (1944): $K_o = 1 - \sin \phi$. Nesta etapa inicial, toda a geometria do modelo foi considerada com os mesmos parâmetros (solo intacto), incluindo o grupo “Pile”.

Na segunda etapa, foram modificadas as características do grupo “Pile”, substituindo-se as propriedades do solo intacto estabelecidas inicialmente pelas propriedades da ancoragem helicoidal, e mudando-se o modelo constitutivo. Além disso, foram reduzidos os parâmetros ϕ e E do solo perturbado acima da hélice (grupo “DSand”) e do solo de transição (grupo “SandE”) para simular o efeito de instalação da ancoragem.

Finalmente, para simular a prova de carga à tração foi aplicada uma velocidade em direção ascendente em todas as zonas que pertencem ao grupo “Pile”. Por meio de uma sub-rotina em FISH, essa velocidade foi controlada em função da força não balanceada encontrada em cada passo com o fim de evitar perturbações do sistema. O controle foi realizado assim: se a força não balanceada no passo era muito grande, a velocidade era diminuída. De outra forma, se a força não balanceada era muito pequena, a velocidade era incrementada; sempre mantendo uma velocidade entre 1.0×10^{-16} e 1.0×10^{-5} m/ passo. Ao aplicar esta velocidade, o deslocamento da ancoragem foi controlado durante um determinado número de passos. A carga aplicada na ancoragem é registrada através da somatória da força não balanceada em todas as zonas do grupo “Pile” para cada passo. Nessa sub-rotina também é determinado o deslocamento da ancoragem, sendo calculado como a somatória dos deslocamentos de todas as zonas dividido pelo número de zonas. Dessa forma, se pode obter a curva carga-deslocamento ao longo dos passos estabelecidos.

Capítulo 4

RESULTADOS E ANÁLISES

4 RESULTADOS E ANÁLISES

Na primeira parte deste capítulo são apresentados os resultados dos modelos numéricos realizados, comparando-os com os obtidos experimentalmente nos ensaios em centrifuga realizados por Schiavon (2016). Por meio do modelo numérico desenvolvido é comprovada a importância de se considerar o efeito de instalação para a previsão da capacidade de carga à tração de ancoragens helicoidais. A partir das simulações numéricas foi possível quantificar o grau de alteração do solo perturbado pela instalação da ancoragem, além de conhecer a zona afetada pela penetração da hélice. Foi também estudada a influência de diferentes parâmetros reduzidos do solo perturbado e do solo de transição na resposta carga-deslocamento da ancoragem. Além disso, foi avaliado o efeito de algumas considerações na resposta numérica obtida, como o modelo constitutivo usado para representar o comportamento do solo, e o módulo de elasticidade estabelecido.

Na segunda parte deste capítulo, foi realizada uma análise paramétrica para estudar a influência da profundidade de instalação e do diâmetro da hélice na resposta carga-deslocamento da ancoragem, além do efeito desses parâmetros no fator de capacidade de carga (N_q), usado frequentemente nos métodos para a determinação da capacidade de carga. Também foi avaliado o efeito destes parâmetros no deslocamento da ancoragem sob a carga máxima resistida (pico da curva carga-deslocamento). A partir da análise paramétrica, também foi possível avaliar a influência do diâmetro da hélice nas tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura da ancoragem.

4.1 MODELO NUMÉRICO SEM CONSIDERAR O EFEITO DE INSTALAÇÃO

Para avaliar a importância de se considerar o efeito de instalação na previsão numérica, foi realizada inicialmente uma simulação onde o efeito de instalação não foi considerado. Neste caso, para o cilindro de solo perturbado (grupo “DSand”) e solo de transição (grupo SandE) foram atribuídos os mesmos parâmetros do solo intacto após a instalação da ancoragem. Na Tabela 9 são apresentados os parâmetros definidos para esses grupos de solo, onde:

E : Módulo de elasticidade do solo intacto;

E_p : Módulo de elasticidade do cilindro de solo perturbado;

E_{pt} : Módulo de elasticidade do solo de transição;

ϕ_p : ângulo de atrito do cilindro de solo perturbado;

ϕ_{pt} : ângulo de atrito do solo de transição;

ψ_p : ângulo de dilatância do cilindro de solo perturbado dado como ϕ_p-30 ;

ψ_{pt} : ângulo de dilatância do solo de transição dado como $\phi_{pt}-30$.

Tabela 9. Parâmetros do cilindro de solo perturbado e de transição (sem considerar o efeito de instalação)

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
1	E	E	47	47	17	17

*Variável linearmente com a profundidade.

A Figura 33 mostra a curva carga-deslocamento obtida numericamente, sem considerar o efeito de instalação na simulação numérica, comparada com os resultados experimentais.

Figura 33. Comparação entre a curva carga-deslocamento obtida numericamente (sem considerar o efeito de instalação) e a curva experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Como observado na Figura 33, a capacidade de carga encontrada numericamente (carga equivalente a um deslocamento igual a $0.1D$) é igual a 191 kN, sendo o dobro da capacidade de carga obtida nos resultados experimentais. Para o mesmo nível de deslocamento, a carga

medida experimentalmente é igual a 93 kN. Desse modo, o viés entre a capacidade de carga numérica e experimental dado pela Eq. 28 é igual a 0.49.

$$Viés = \frac{Q_{u,experimental:10\%D}}{Q_{u,numérica:10\%D}} \quad \text{Eq. 28}$$

Dessa forma, a Figura 33 mostra que o fato de não se considerar a alteração das condições do solo após a instalação da ancoragem faz com que a simulação numérica apresente um resultado distante do real comportamento observado experimentalmente, superestimando-se a capacidade de carga.

Um exemplo similar de insucesso na previsão numérica da resposta de uma ancoragem helicoidal em areia compacta submetida à tração é mostrado em Gavin, Doherty e Tolooiyan (2014), como mencionado anteriormente no texto. Neste caso, as propriedades da areia usadas na modelagem do solo acima da hélice foram derivadas de ensaios de compressão triaxial, e, visto que a areia penetrada pela hélice experimenta severas alterações durante a instalação, o modelo numérico superestimou a resistência à tração (medida em provas de carga realizadas em campo).

4.2 MODELO NUMÉRICO CONSIDERANDO-SE O EFEITO DE INSTALAÇÃO

Como mencionado anteriormente, após a instalação da ancoragem helicoidal, uma coluna cilíndrica de solo é afetada pela passagem das hélices. Visto que não é conhecido o grau de perturbação do solo atravessado, foi realizada uma análise paramétrica variando-se o módulo de elasticidade e o ângulo de atrito do solo perturbado (solo acima da hélice) e do solo de transição (solo que envolve o cilindro de solo penetrado). Esses parâmetros foram reduzidos uniformemente em relação aos parâmetros do solo intacto, até se encontrar uma boa concordância entre a curva carga-deslocamento numérica e a curva experimental.

Com o objetivo de avaliar a influência dos parâmetros do grupo “DSand” (solo perturbado) e do grupo “SandE” (solo de transição) na resposta numérica, foram realizadas diversas simulações variando-se quatro parâmetros pertencentes a esses grupos (ϕ_p , E_p , ϕ_{pt} e E_{pt}).

4.2.1 Variação dos parâmetros do solo perturbado (ϕ_p , E_p)

Para considerar o efeito de instalação, os parâmetros do cilindro de solo perturbado pela penetração das hélices (grupo “DSand”) e do solo de transição (grupo “SandE”) foram reduzidos. Inicialmente, com o objetivo de observar a influência dos parâmetros ϕ_p e E_p na resposta carga-deslocamento da ancoragem, foram realizadas diferentes tentativas fixando-se um desses parâmetros enquanto o outro era variado. Na Tabela 10 são mostradas as tentativas de simulações realizadas variando-se o ângulo de atrito do grupo “DSand” (ϕ_p) enquanto o módulo de elasticidade do mesmo grupo (E_p) foi fixado. Os resultados obtidos nestas simulações são mostrados na Figura 34.

Na Tabela 11 são mostradas as diferentes tentativas realizadas para a variação do módulo de elasticidade do solo perturbado (E_p) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_p) foi fixado. Os resultados numéricos obtidos nestas simulações são mostrados na Figura 35.

Tabela 10. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o ângulo de atrito (ϕ_p) enquanto o módulo de elasticidade (E_p) é fixado

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
2	$0.8E$	$0.9E$	30	33	0	3
3			34	36	4	6
4			38	40	8	10

*Variável linearmente com a profundidade.

Tabela 11. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o módulo de elasticidade (E_p) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_p) é fixado

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
5	$0.1E$	$0.2E$	30	33	0	3
6	$0.4E$	$0.5E$				
7	$0.7E$	$0.8E$				

*Variável linearmente com a profundidade.

Nestas simulações, os parâmetros do solo de transição (ϕ_{pt} e E_{pt}) sempre foram considerados maiores do que os parâmetros do solo perturbado penetrado pelas hélices, no

mesmo grau. É dizer, o ângulo de atrito do solo de transição (ϕ_{pt}) sempre foi maior do que o ângulo ϕ_p em 3° . Da mesma forma, o módulo de elasticidade do solo de transição (E_{pt}) sempre foi maior do que o módulo E_p em um 10%. Essa consideração, com o fim de estudar somente o parâmetro que está sendo variado (parâmetro do solo perturbado). Porém, posteriormente são apresentadas algumas simulações onde os parâmetros do solo de transição também são variados.

Como mostrado na Figura 34 e na Figura 35, a curva numérica que apresenta o melhor ajuste com a curva experimental é a dada pela Tentativa 2, onde se usou o ângulo de atrito do solo perturbado (ϕ_p) igual a 30° (64% do ângulo de atrito intacto) e o módulo de elasticidade (E_p) é igual a 80% do módulo intacto. Para o solo de transição foi usado o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) igual a 33° (0.7ϕ) e o módulo de elasticidade (E_{pt}) igual a $0.9E$. O ajuste entre a curva numérica da Tentativa 2 e a curva experimental apresenta um $R^2=0.998$ (coeficiente de determinação). Além disso, o valor estimado numericamente da capacidade de carga à tração foi 93kN, concordando com o resultado experimental.

Figura 34. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o ângulo de atrito do solo perturbado) e experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 35. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o módulo de elasticidade do solo perturbado) e experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Estes resultados sugerem que, na zona de solo perturbado, o parâmetro de solo mais afetado pela instalação da ancoragem é o ângulo de atrito, sendo a redução do módulo de elasticidade pouco relevante. O ângulo de atrito do solo perturbado foi reduzido para um valor residual de 30° . Este valor está de acordo com a recomendação realizada por Bagheri e El Naggar (2013), que sugerem o uso de um valor de ângulo de atrito residual para a previsão da capacidade de carga de ancoragens helicoidais em areia compacta. O resultado encontrado numericamente também concorda com o comentário de Mitsch e Clemence (1985) de que a areia dentro da massa cilíndrica formada pela projeção da hélice é afogada durante a instalação.

No trecho inicial da curva, o ajuste entre a curva experimental e a curva numérica dada pela Tentativa 2 não foi exato. Isto pode ser atribuído à complexidade na determinação do módulo de elasticidade do solo perturbado, visto que a compacidade do solo atravessado não é uniforme como mostrado em Schiavon (2016). Outra hipótese pode ser que na etapa inicial de carregamento da ancoragem à tração, o deslocamento registrado experimentalmente é maior devido ao fato de que ao final da instalação da estaca, o contato entre a chapa helicoidal e o solo acima dela não é uniforme. No início do carregamento, a ancoragem se desloca para

entrar em contato completo com o solo, o que causa um maior deslocamento em comparação com os registrados em etapas posteriores.

O ângulo de atrito para o solo perturbado encontrado nas simulações numéricas (30°) denota um solo em estado fofo após a instalação. Da mesma forma, o módulo de elasticidade encontrado para esse solo ($80\%E$) pode ser considerado como uma representação desta areia no seu estado fofo.

Em Lancelot, Shahrour e Mahmoud (1996) são apresentados os resultados de ensaios de compressão triaxial para uma areia tipo Hostun com tamanho médio do grão (D_{50}) de 0.43 mm. Os ensaios foram realizados para areia fofa e compacta com compacidade relativa de 14% e 88%, respectivamente. Nesse trabalho foi determinado o módulo de elasticidade para os dois estados de compacidade do solo, sendo o módulo da areia fofa aproximadamente 61% do módulo da areia compacta. No presente estudo, o módulo de elasticidade do solo perturbado obtido numericamente foi igual a 80% do valor do módulo do solo intacto (areia muito compacta, com compacidade relativa igual a 99%). Comparando-se a areia do presente estudo com a analisada em Lancelot, Shahrour e Mahmoud (1996), nota-se que existe uma diferença das características e da compacidade do solo. No entanto, considerando-se a complexidade na determinação do módulo de elasticidade mencionada anteriormente, pode-se considerar aceitável dizer que o módulo do solo perturbado encontrado nas simulações numéricas representa esse tipo de areia que foi “afogada”.

Pela influência observada dos parâmetros do solo perturbado na resposta numérica, na Figura 34 se verifica que quanto maior for o ângulo de atrito (ϕ_p), maior será a capacidade de carga numérica, como era de esperar. Por outro lado, na Figura 35 pode ser notado que a redução do módulo de elasticidade do solo perturbado causa uma perda da rigidez na curva numérica carga- deslocamento.

4.2.2 Variação dos parâmetros do solo de transição (ϕ_{pt} , E_{pt})

Neste estudo, a zona de transição foi considerada como uma zona de solo envolvendo o cilindro perturbado acima da hélice com uma espessura (r) de 9 cm, como mostrado na Figura 30. Tal consideração foi feita com base na tomografia realizada por Schiavon (2016)

apresentada no capítulo 2. Visto que essa massa de solo não esteve em contato direto com as hélices no momento da instalação da ancoragem, os parâmetros de resistência e rigidez reduzidos do solo de transição foram considerados maiores do que os parâmetros atribuídos para o solo penetrado pela hélice.

Com o objetivo de conhecer a diferença entre os parâmetros do solo mais perturbado e do solo de transição, além de estudar a influência desses últimos na resposta numérica, foram realizadas diferentes simulações variando ϕ_{pt} e E_{pt} , enquanto os parâmetros do solo mais perturbado eram fixos. Essas simulações foram comparadas com os resultados obtidos na Tentativa 2 mostrada anteriormente (com $\phi_{pt}=33^\circ$ e $E_{pt}=0.9E$) a qual mostrou o melhor ajuste com a curva experimental.

Na Tabela 12 são apresentadas as tentativas realizadas, onde o módulo de elasticidade do solo de transição (E_{pt}) foi fixado enquanto o ângulo de atrito desse solo foi variado. Os resultados destas tentativas são mostrados na Figura 36.

Como observado na Figura 36, o ângulo de atrito do solo de transição (ϕ_{pt}) influencia na capacidade de carga obtida da simulação numérica, sendo esta maior quando ϕ_{pt} aumenta. É claro que o efeito de ϕ_{pt} (zona de transição) na resposta numérica não é da mesma importância do que o efeito do ângulo de atrito ϕ_p (Figura 34), visto que o solo penetrado é que resiste diretamente o carregamento da ancoragem.

Tabela 12. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) enquanto o módulo de elasticidade (E_{pt}) é fixado

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
2	$0.8E$	$0.9E$	30	33	0	3
8				36		6
9				39		9

*Variável linearmente com a profundidade.

Figura 36. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o ângulo de atrito do solo de transição) e experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Do mesmo modo, foram realizadas tentativas variando-se o módulo de elasticidade do solo de transição (E_{pt}) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) permanecia constante. Na Tabela 13 são apresentados os parâmetros considerados nas diferentes tentativas realizadas e os seus resultados são mostrados na Figura 37.

Tabela 13. Parâmetros usados nas simulações numéricas, variando o módulo de elasticidade (E_{pt}) enquanto o ângulo de atrito (ϕ_{pt}) é fixado

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
6	$0.4E$	$0.5E$	30	33	0	3
10		$0.6E$				
11		$0.8E$				

*Variável linearmente com a profundidade.

Figura 37. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica (variando-se o módulo de elasticidade do solo de transição) e experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Como mostrado na Figura 37, o módulo de elasticidade do solo de transição (E_{pt}) também influencia na resposta carga-deslocamento obtida numericamente. O efeito de E_{pt} na resposta carga-deslocamento é claramente menor comparado com o efeito do módulo de elasticidade do solo mais perturbado (Figura 35). Isto ocorre porque o solo de transição não resiste diretamente o carregamento da ancoragem.

Em todas as simulações apresentadas anteriormente, os parâmetros do solo de transição foram considerados diferentes (maiores) dos parâmetros do solo mais perturbado (acima das hélices), já que o solo de transição não foi diretamente atravessado pelas hélices no momento da instalação.

Nesta dissertação também é apresentada uma simulação onde foram considerados os parâmetros do grupo “SandE” iguais aos parâmetros do grupo “DSand”, com o objetivo de verificar se a perturbação do solo de transição poderia chegar a ser a mesma que a perturbação do cilindro de solo acima da hélice. Os parâmetros usados nesta tentativa são apresentados na Tabela 14. Os resultados numéricos obtidos são mostrados na Figura 38, onde são comparados com a curva experimental e com a Tentativa 2 (simulação que mostrou o melhor ajuste com os resultados experimentais).

Tabela 14. Parâmetros usados na simulação numérica, onde o solo de transição possui os mesmos parâmetros que o solo penetrado pela hélice

Tentativa	E_p^* (MPa)	E_{pt}^* (MPa)	ϕ_p (°)	ϕ_{pt} (°)	ψ_p (°)	ψ_{pt} (°)
2	$0.8E$	$0.9E$	30	33	0	3
12	$0.8E$	$0.8E$	30	30	0	0

*Variável linearmente com a profundidade.

Figura 38. Comparação entre a curva carga-deslocamento numérica considerando o solo de transição igual e diferente do solo perturbado e a curva experimental

Fonte: elaborada pelo autor.

Como era de se esperar, ao considerar o solo de transição com os mesmos parâmetros do solo mais perturbado (acima da hélice), a capacidade de carga diminuiu em comparação com a obtida considerando-se o solo de transição menos perturbado que o solo acima da hélice. Porém, como observado na Figura 38, essa consideração não representa realisticamente o que acontece após a instalação da ancoragem, uma vez que a curva numérica obtida com a Tentativa 12 se afasta consideravelmente da curva experimental.

4.2.3 Espessura da zona de transição

Na tomografia apresentada na Figura 9 existe uma zona que envolve o cilindro de solo acima da hélice, a qual apresenta uma redução de rigidez não uniforme após a instalação da ancoragem. Essa zona (chamada de zona de transição neste estudo) foi considerada nos modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. Porém, nas simulações numéricas realizadas, a redução dos parâmetros do solo de transição foi admitida igual para toda a massa de solo.

A espessura da zona de transição (r) foi determinada a partir da tomografia realizada para uma ancoragem com uma hélice de 20 cm de diâmetro por Schiavon (2016). Para isto, foi implementada uma proporcionalidade do tamanho desta zona para a ancoragem estudada com hélice de 33 cm dada por $r=0.27D$. No entanto, nesta parte da dissertação, pretende-se avaliar a influencia de r na resposta numérica, além de verificar o valor desse dado considerado em todas as simulações anteriores (9.0 cm, como mostrado na Figura 30). Na Figura 39 é mostrada esquematicamente a distancia r (espessura da zona de transição). Nesta análise são mantidos constantes todos os parâmetros considerados na Tentativa 2 apresentada anteriormente, variando-se apenas o tamanho da zona de transição. Na Tabela 15 são mostrados os valores de r testados, incluindo a espessura da zona de transição observada igual a 9.0 cm (Tentativa 2), como base de comparação. Note-se que a consideração da espessura do solo de transição igual a 0 faz referencia à não existência desta zona.

Figura 39. Esquema mostrando a espessura da zona de transição (r) considerada nas simulações numéricas

Fonte: elaborada pelo autor.

Tabela 15. Espessura da zona de transição

r (cm)	0	2	5	9*	12
----------	---	---	---	----	----

*Tentativa 2 apresentada no item 4.2.

Os resultados numéricos encontrados com as diferentes espessuras do solo de transição são apresentados na Figura 40. Nas curvas carga-deslocamento obtidas numericamente pode-se observar que a espessura da zona de transição influencia a resposta da capacidade de carga à tração da ancoragem. Como é de esperar, quando esta zona não é considerada no modelo numérico ($r=0$) a capacidade de carga é maior, já que o solo ao redor do cilindro perturbado é considerado intacto. Do mesmo modo, à medida que se aumenta a espessura da zona de transição, a capacidade de carga diminui (em razão de uma maior zona perturbada envolvendo o cilindro acima da hélice). Assumindo-se esta zona, ocorrerá a redução das tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura mobilizada, como explicado adiante no texto desta dissertação. No mais, por meio dos resultados apresentados na Figura 40 verifica-se que a espessura da zona de transição considerada na Tentativa 2 ($r=9\text{cm}$) foi acertada, por apresentar melhor ajuste com a curva experimental.

Figura 40. Comparação entre as curvas carga- deslocamento numéricas para diferentes espessuras do solo de transição

Fonte: elaborada pelo autor.

Neste trabalho também foram avaliados os contornos de deslocamentos, tensões verticais, deformações por cisalhamento, vetores de velocidade, tensores das tensões principais e o estado de plastificação do solo para um deslocamento da ancoragem igual a $0.1D$ (critério usado para a definição da capacidade de carga). Estes contornos foram determinados para os modelos numéricos considerando-se (Tentativa 2) e sem considerar (Tentativa 1) o efeito de instalação.

Os contornos de deslocamentos e de tensões verticais considerando-se o efeito de instalação estão concentrados dentro do cilindro de solo perturbado. Por outro lado, quando não é considerado o efeito de instalação, os contornos atingem o solo fora deste cilindro. Isto ocorre por não haver distinção entre os materiais situados dentro e fora do cilindro. No entanto, os contornos de deformação por cisalhamento, considerando-se o efeito de instalação, mostram a formação de uma superfície de ruptura na borda do cilindro de solo perturbado.

Durante a mobilização da capacidade de carga são gerados esforços de cisalhamento significativos, que levam o solo à plastificação. O estado plástico após a aplicação do carregamento é ilustrado na Figura 46. Na área localizada abaixo da hélice observa-se um estado de tensão devido ao carregamento de tração que foi aplicado e à ausência de resistência à tração abaixo da placa assumida durante a análise numérica.

Figura 41. Contornos de deslocamento (m): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: FLAC^{3D}.

Figura 42. Contornos de tensões verticais (kPa): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: FLAC^{3D}.

Figura 43. Contornos de deformação por cisalhamento: (a) sem considerar; (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: FLAC^{3D}.

Figura 44. Vetores de velocidade (m/passo): (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: FLAC^{3D}.

Figura 45. Tensores das tensões principais: (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: FLAC^{3D}.

Figura 46. Estado de plasticidade do solo: (a) sem considerar e (b) considerando-se o efeito de instalação; zoom ao redor da hélice: (c) sem considerar e (d) considerando-se o efeito de instalação

Fonte: elaborada pelo autor.

4.3 INFLUENCIA DE ALGUMAS CONSIDERAÇÕES DO MODELO NA RESPOSTA NUMÉRICA

4.3.1 Módulo de elasticidade

Como mencionado anteriormente, o módulo de elasticidade do solo foi considerado variável em função do estado de tensão (variável com a profundidade) nas simulações numéricas executadas. O módulo estabelecido para o solo intacto foi obtido pela calibração numérica dos ensaios de compressão triaxial realizados em Schiavon (2016). O módulo foi

considerado variável linearmente com a profundidade, com base nos módulos de elasticidade correspondentes às três tensões de confinamento simuladas (Tabela 2). A redução dos módulos do solo perturbado e do solo de transição foi realizada uniformemente, de modo que estes parâmetros também variassem linearmente com a profundidade.

Portanto, nesta parte do trabalho pretende-se estudar a resposta numérica obtida sem levar em conta esta consideração (E variável). Para isto, foi tomado o modelo numérico desenvolvido na Tentativa 2, modificando-se apenas o módulo de elasticidade, sendo este considerado constante ao longo da profundidade para os três grupos de solo (intacto, perturbado e de transição). É importante salientar que, a redução do módulo de elasticidade é realizada do mesmo modo que na Tentativa 2 ($0.8E$ para o grupo “DSand” e $0.9E$ para o grupo “SandE”).

Foram realizadas duas tentativas onde o módulo de elasticidade do solo intacto foi considerado constante ao longo da profundidade, com valores de 50 e 60 MPa. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 47.

Figura 47. Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas considerando-se o módulo de elasticidade constante e variável com a profundidade

Fonte: elaborada pelo autor.

Como mostrado nos resultados numéricos apresentados na Figura 47, estabelecer o módulo de elasticidade do solo constante ao longo da profundidade não representa objetivamente a condição estudada, constatando-se que a consideração da variação linear do módulo com o nível de tensão foi acertada.

4.3.2 Redução da resistência do solo após o início da plastificação

O modelo constitutivo escolhido para representar o comportamento do solo nas simulações numéricas foi o modelo Strain-Softening, disponível no programa FLAC^{3D}. Como descrito na seção 2.5, este modelo constitutivo estabelece uma redução dos parâmetros de resistência do solo (ângulo de atrito, ângulo de dilatância, coesão, etc.) em função das deformações por cisalhamento plásticas determinadas pelo software. No entanto, inicialmente havia sido utilizado o modelo constitutivo Mohr-Coulomb para desenvolver as simulações numéricas, o qual possui as mesmas características do Strain-Softening, com exceção da redução da resistência do solo. Os resultados obtidos nessas primeiras simulações se afastavam consideravelmente do encontrado nos resultados experimentais. Por este motivo, foi analisada nesta dissertação a influência da redução da resistência do solo nos resultados, comparando-se o modelo numérico apresentado na Tentativa 2 (Strain-Softening) com um modelo com as mesmas características, sem redução dos parâmetros de resistência (Mohr-Coulomb). Neste último, o ângulo de atrito e o ângulo de dilatância são considerados constantes, iguais às propriedades iniciais ($\phi=47^\circ$ e $\psi=17^\circ$).

Na Figura 48 é apresentada a comparação dos resultados encontrados numericamente usando os dois modelos constitutivos.

A curva carga-deslocamento numérica, obtida sem considerar a redução de resistência do solo após o início da plastificação não mostra uma boa concordância com a curva experimental, o que permite concluir que o modelo constitutivo Mohr-Coulomb não é o adequado para representar o comportamento do solo neste caso.

Figura 48. Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas usando-se o modelo constitutivo Strain-Softening e Mohr-Coulomb

Fonte: elaborada pelo autor.

4.4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Com base no modelo numérico calibrado, foi realizado um estudo paramétrico para se avaliar a influência das características geométricas da ancoragem em sua resposta quanto a: (i) capacidade de carga à tração da ancoragem, (ii) fator de capacidade de carga (N_q), (iii) deslocamento da ancoragem sob carga máxima, e (iv) tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura. As simulações numéricas realizadas para desenvolver este estudo são divididas em cinco partes:

- Influência da profundidade de instalação da ancoragem na capacidade de carga;
- Influência do diâmetro da hélice na capacidade de carga;
- Análise do fator de capacidade de carga (N_q);
- Análise do deslocamento da ancoragem sob a carga máxima (pico);
- Análise das tensões horizontais na superfície de ruptura após o carregamento.

4.4.1 Influencia da profundidade de instalação da ancoragem na capacidade de carga

Mantendo-se as características do modelo numérico calibrado, com um diâmetro da hélice da ancoragem (D) de 33 cm e um diâmetro do fuste (d) de 10 cm, foi variada a profundidade de instalação da ancoragem helicoidal (H) (parâmetros descritos na Figura 49).

Figura 49. Configuração da ancoragem helicoidal

Fonte: elaborada pelo autor.

Na Tabela 16 são apresentadas as diferentes profundidades consideradas nesta análise. As curvas carga-deslocamento encontradas nas simulações numéricas realizadas variando-se a profundidade de instalação da ancoragem são mostradas na Figura 50.

Tabela 16. Profundidades de instalação da ancoragem consideradas na análise paramétrica

H/D	Profundidade (m)
2	0.66
5	1.65
7.4*	2.44*
8.5	2.81

* Condição verificada na seção 4.2.

Como esperado com base na literatura sobre ancoragens em placa, os resultados indicam que a capacidade de carga diminui com a profundidade de instalação da hélice.

Figura 50. Comparação entre as curvas carga-deslocamento obtidas numericamente variando-se a profundidade de instalação da ancoragem helicoidal

Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 51 são mostrados os contornos de deslocamento e de tensões verticais para as diferentes profundidades de instalação analisadas. Os contornos de deslocamento de todas as profundidades avaliadas estão concentrados na zona cilíndrica acima da hélice. Para a ancoragem com uma relação $H/D=2$, os contornos de deslocamento mostram que o cilindro de solo perturbado é completamente mobilizado devido à superficialidade da ancoragem. Além disso, em contraste com os contornos para maiores profundidades de instalação, os contornos de tensão vertical desta ancoragem caem fora da zona cilíndrica circunscrita pela hélice.

Figura 51. Contornos de deslocamentos (m) e de tensões verticais (kPa) para um deslocamento da ancoragem de 0.1D para: (a) $H/D=2$, (b) $H/D=5$ e (c) $H/D=8.5$

4.4.2 Influencia do diâmetro da hélice na capacidade de carga

Para estudar o efeito do tamanho da hélice na capacidade de carga da ancoragem, o diâmetro da haste (d) e a profundidade de instalação (H) foram fixados para todas as simulações executadas ($d=10$ cm e $H=2.44$ m). O diâmetro da hélice (D) é variado como mostrado na Tabela 17.

Tabela 17. Diâmetros da hélice considerados na análise paramétrica

$D(\text{mm})$
330*
450
600

* Condição verificada na seção 4.2.

Neste estudo, a espessura do solo de transição (r) é adotada como variável de acordo com o diâmetro da hélice ($r=0.27D$) como mostrado anteriormente na Figura 9c. Por tanto, para ancoragens helicoidais com diâmetros de hélice maiores, a espessura da zona de transição deve ser maior, como mostrado na Figura 52 para os três diâmetros analisados.

Figura 52. Descrição das zonas perturbadas para diferentes diâmetros de hélice

Fonte: elaborada pelo autor.

As curvas carga-deslocamento obtidas numericamente são mostradas na Figura 53. Os resultados mostram que a capacidade de carga da ancoragem aumenta com o tamanho da hélice. Isto é atribuído ao aumento da zona cilíndrica do solo que resiste as cargas à tração, o qual é proporcional ao diâmetro da hélice.

Figura 53. Comparação entre as curvas carga-deslocamento obtidas numericamente variando-se o diâmetro da hélice da ancoragem

Fonte: elaborada pelo autor.

4.4.3 Análise do fator de capacidade de carga (N_q)

A capacidade de carga de uma ancoragem helicoidal de uma hélice única, em solo não coesivo, é calculada usualmente em função de fatores de capacidade de carga adimensionais (N_q). Mitsch e Clemence (1985) apresentaram valores de fatores adimensionais para ancoragens helicoidais em areia que variam com o ângulo de atrito do solo e a profundidade relativa da hélice superior (H/D). Os valores de N_q propostos por esses autores apresentam uma boa concordância com os valores teóricos sugeridos por Meyerhof e Adams (1968). Porém, o efeito da perturbação da instalação da ancoragem nos fatores N_q ainda é desconhecido e indispensável para previsões confiáveis da capacidade à tração de ancoragens helicoidais em areia. Para dar resposta a essa necessidade, a presente análise paramétrica estuda o efeito do diâmetro da hélice (D) e da profundidade de instalação (H) (parâmetros descritos na Figura 49) no fator de capacidade de carga de ancoragens helicoidais considerando-se o efeito de instalação.

A determinação do fator N_q foi realizada por retro análise, com base na expressão apresentada em Adams e Klym (1972):

$$Q_h = \gamma' H N_q A_h \quad \text{Eq. 29}$$

onde Q_h é a capacidade de carga à tração da hélice, γ' é o peso específico do solo, H é a profundidade da hélice e A_h é a área projetada da hélice.

Para calcular a capacidade de carga da hélice (Q_h), foi determinada numericamente a capacidade de carga última da ancoragem (Q_u) e a resistência por atrito lateral na haste (Q_s), sendo $Q_h = Q_u - Q_s$.

4.4.3.1. Resistência por atrito lateral na haste da ancoragem (Q_s)

Foram realizadas diferentes simulações com o objetivo de determinar numericamente a resistência por atrito na haste da ancoragem helicoidal. Para isto, foram mantidas as propriedades do modelo calibrado (Tentativa 2), variando-se a profundidade de instalação da ancoragem, eliminando a hélice da geometria do modelo. A curva carga-deslocamento numérica do modelo sem hélice para a ancoragem analisada neste estudo, a qual tem uma

profundidade de instalação (H) de 2.44 m é apresentada na Figura 54. Com base nos resultados numéricos, a resistência por atrito do fuste é igual a 9.1 kN. Este valor é próximo ao mostrado por Schiavon (2016) para ancoragem helicoidal 10FH, onde foi determinada a resistência lateral da haste por meio de testes da ancoragem instrumentada. O autor encontrou que a parcela de capacidade de carga relativa à hélice era igual a 82% da carga aplicada, com um coeficiente de variação (C.V.) de 12%. Estes valores resultam em uma resistência por atrito na haste experimental variando entre 7.6 e 25.9 kN. Na Tabela 18 são apresentados os resultados numéricos da resistência por atrito na haste para diferentes profundidades de instalação da ancoragem helicoidal.

Figura 54. Curva carga-deslocamento obtida no modelo numérico para a ancoragem 10FH ($H=2.44\text{m}$) com hélice e sem hélice

Fonte: elaborada pelo autor.

Tabela 18. Resistência por atrito lateral na haste obtida numericamente para diferentes profundidades de instalação da ancoragem

H (m)	Q_s (kN)
0.66	2.4
1.65	6.1
2.44	9.1
2.81	10.4

4.4.3.2. Análise de N_q em função da profundidade de instalação da ancoragem helicoidal

Com base nos modelos numéricos descritos na seção 4.4.1, foi determinado o fator de capacidade de carga (N_q) para as diferentes profundidades de instalação mostradas na Tabela 16. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 55, onde se pode observar que o fator de capacidade de carga aumenta com a profundidade de instalação da ancoragem. Este aumento já foi observado anteriormente em diferentes trabalhos sobre ancoragens em placa enterradas (ANDREADIS; HARVEY, 1981; MITSCH; CLEMENCE, 1985; TAGAYA; SCOTT; ABOSHI, 1988; DAS, 1990), os quais mencionam que para o mesmo ângulo de atrito do solo, o fator N_q aumenta com a relação H/D até atingir um valor constante a partir de certa profundidade de instalação. Esta tendência foi também observada em Dickin (1988), em experimentos realizados em ancoragens em placa testadas em centrífuga.

Figura 55. Valores do fator de capacidade de carga (N_q) obtidos numericamente para diferentes profundidades de instalação da ancoragem

Fonte: elaborada pelo autor.

No estudo paramétrico desenvolvido, não foi possível aumentar a profundidade de instalação da ancoragem até atingir um valor constante do fator N_q . Como sabido, este fator é um parâmetro de ruptura, o qual deve ser determinado quando a ancoragem atingir sua capacidade máxima. Porém, para as condições apresentadas neste estudo, a ruptura da fundação nas simulações numéricas não foi atingida antes de um deslocamento de 60 mm para profundidades de instalação superiores a 2.81 m. O arrancamento da ancoragem nas

simulações não foi levado até maiores deslocamentos a fim de se evitar problemas de grandes deformações no modelo numérico.

O valor de N_q calculado numericamente para uma profundidade de instalação (H) de 2.44 m é igual a 28.6. Este valor está de acordo com o encontrado experimentalmente em Schiavon (2016), onde o valor médio de N_q é igual a 26.4, variando entre 23.2 e 29.6 (calculado com base nos resultados experimentais mencionados em 4.4.3.1).

4.4.3.3. Análise de N_q em função do diâmetro da hélice

Nesta parte, foi determinado numericamente o fator N_q para diferentes tamanhos de hélice, com base nos modelos descritos na seção 4.4.2. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 56.

A partir dos resultados encontrados nas simulações numéricas desenvolvidas, pode-se afirmar que, para uma dada profundidade (H), o fator de capacidade diminui com o aumento do diâmetro da hélice.

Figura 56. Valores do fator de capacidade de carga (N_q) obtidos numericamente para diferentes diâmetros de hélice para uma dada profundidade $H = 2.44\text{m}$

Fonte: elaborada pelo autor.

4.4.3.4. Análise do fator N_q em função do diâmetro da hélice e da profundidade de instalação da ancoragem

Para entender o desempenho de uma ancoragem helicoidal de única hélice em areia, foi estudada a influência do tamanho da hélice e da profundidade de instalação na resistência ao no fator N_q .

Anteriormente foi avaliado o fator de capacidade de carga em função do diâmetro da hélice (D) para uma profundidade de instalação da ancoragem (H) de 2.44 m. Para estudar a influência do tamanho da hélice no fator N_q , em diferentes profundidades de instalação da ancoragem, foram realizadas 12 simulações numéricas variando H e D como apresentado na Tabela 19. Os resultados numéricos obtidos são mostrados na Figura 57.

Tabela 19. Configurações da ancoragem helicoidal estudada na análise paramétrica

Id da ancoragem	Diâmetro da hélice D (mm)	Profundidade de instalação H (m)	Profundidade relativa (H/D)
D33-H066	330	0.66	2.0
D33-H165		1.65	5.0
D33-H244		2.44	7.4
D33-H281		2.81	8.5
D45-H066	450	0.66	1.5
D45-H165		1.65	3.7
D45-H244		2.44	5.4
D45-H281		2.81	6.2
D60-H066	600	0.66	1.1
D60-H165		1.65	2.8
D60-H244		2.44	4.1
D60-H281		2.81	4.7

A Figura 57 mostra que o fator N_q diminui para uma mesma profundidade de instalação quando o tamanho da hélice aumenta. Esta figura também mostra que para um mesmo diâmetro de hélice, o fator N_q diminui quando a profundidade de instalação diminui. Estas observações ocorrem porque, como citado anteriormente no texto, o fator N_q varia com a razão H/D , para um mesmo ângulo de atrito, até certo valor de H/D (profundidade relativa crítica), a partir do qual a ancoragem apresenta um comportamento de ancoragem profunda

(zona mobilizada de ruptura localizada em torno da hélice), e o valor de N_q passa a ser constante.

Figura 57. Fator N_q em função do diâmetro da hélice para diferentes profundidades de instalação

Fonte: elaborada pelo autor.

4.4.3.5. Análise de N_q em função da profundidade relativa (H/D)

Em ordem de avaliar a previsão numérica dos valores de N_q considerando-se o efeito de instalação, os resultados determinados neste trabalho são comparados na Figura 58 com valores encontrados em trabalhos experimentais anteriores de provas de carga à tração em ancoragens em placa e ancoragens helicoidais em areia.

A Figura 58 demonstra que a previsão deste estudo mostrou um bom ajuste com os resultados experimentais obtidos em ensaios em campo e em centrifuga. Porém, os resultados estimados de N_q são muito menores comparados com os resultados obtidos em testes realizados em modelos reduzidos testados a 1g, provavelmente devido ao efeito das tensões geostáticas do solo (peso próprio) no cálculo de N_q , que neste tipo de ensaio é muito menor do que no protótipo.

Figura 58. Comparação do fator de capacidade de carga N_q determinado numericamente (considerando-se o efeito de instalação) com resultados apresentados experimentais

Símbolo	Referencia	ϕ (°)	I_D (%)	Ancoragem	Ensaio
◇	Murray & Geddes (1987)	44	86	Placa	Modelo 1g
□	Andreadis & Harvey (1981)	46	100	Placa	Modelo 1g
△	Ghaly et al. (1991)	45	80	Helicoidal	Modelo 1g
○	Dickin (1988)	44	76	Placa	Centrifuga
X	Schiavon (2016)	47	99	Helicoidal	Centrifuga
+	Gavinet et al. (2014)	46	100	Helicoidal	Campo
----- N_q para ancoragens helicoidais em areia, $\phi=45^\circ$ (Mitsch & Clemence, 1985)					

Fonte: elaborada pelo autor.

Os resultados de N_q obtidos em testes realizados em centrifuga por Dickin (1988), realizados em ancoragens em placa instalados em areia com compacidade relativa igual 76% mostraram um ajuste razoável com os resultados do presente estudo (Figura 58). Na presente dissertação, o modelo numérico foi ajustado usando-se resultados de testes em centrifuga, os quais reproduzem no modelo, o mesmo nível de tensão de campo. Como consequência, a presente simulação numérica e o trabalho de Dickin (1988) proporcionam valores de N_q significativamente reduzidos comparados com os resultados obtidos em modelos testados a 1g em areias compactas e muito compactas.

Por outro lado, a compacidade relativa da areia usada no presente estudo foi maior do que a usada em Dickin (1988). Porém, apesar da compacidade relativa da areia de instalação

da ancoragem avaliada no presente trabalho ser maior, a variação de N_q com a razão de profundidade (H/D) é similar à encontrada em Dickin (1988), provavelmente devido aos diferentes processos de instalação usados em ancoragens helicoidais e ancoragens em placa. Por causa desta diferença, a simulação numérica de ancoragens helicoidais em areia com compactidade relativa igual 99% considerando-se o efeito de instalação proporcionou resultados comparáveis com os experimentais encontrados em ancoragens em placa instalados em areia com compactidade relativa de 76%.

Na Figura 58 observa-se também que a relação obtida numericamente entre N_q e H/D apresenta uma única curva para a condição de ângulo de atrito simulada (independente do diâmetro de hélice simulado), como observado em trabalhos anteriores sobre ancoragens em placa, o que também faz validar estes resultados de N_q x H/D obtidos numericamente.

Os valores de N_q recomendados em Mitsch e Clemence (1985) para ancoragens helicoidais em areia com ângulo de atrito de 45° , mostrados na Figura 58, são muito maiores comparados com os resultados obtidos numericamente neste trabalho e experimentalmente em campo e em centrifuga em ancoragens helicoidais (GAVIN; DOHERTY; TOLOOIYAN, 2014 e SCHIAVON, 2016) e em centrifuga em ancoragens em placa (DICKIN, 1988). Em Mitsch e Clemence (1985), os valores de N_q sugeridos foram baseados principalmente em resultados de modelos de ancoragens em placa testadas a 1g, e neste caso, o efeito do peso próprio do solo, juntamente com o efeito de instalação de ancoragens helicoidais não são levados em conta. Por tanto, os valores de N_q recomendados são maiores comparados aos resultados obtidos para ancoragens helicoidais testados em campo e em centrifuga.

4.4.4 Análise do deslocamento da ancoragem na carga máxima (δ)

A variação do deslocamento na carga máxima de tração resistida no carregamento (δ) e da relação adimensional δ/D com a profundidade relativa (H/D), obtida para os três tamanhos de hélice relacionados na Tabela 19, é apresentada na Figura 59. A Figura 59a ilustra que para a mesma profundidade relativa da hélice (H/D), deslocamentos maiores são necessários para mobilizar a capacidade de carga de ancoragens helicoidais com diâmetros de hélice maiores.

A Figura 59b mostra que a relação do deslocamento normalizado tende a ser similar para os três diâmetros simulados.

A Figura 59 ilustra que para os três diâmetros estudados, o efeito da razão H/D no deslocamento na carga de pico torna-se mais importante a partir de certo valor de H/D . Esta tendência indica que após certo pequeno valor de H/D , maior deslocamento é necessário para que a ancoragem atinja a capacidade máxima.

Ilamparuthi, Dickin e Muthukrisnaiah (2002) apresentaram resultados experimentais da relação adimensional (δ/D) com a razão H/D de ancoragens em placa em areia, e encontraram uma redução na curvatura, que se torna quase assintótica em maiores valores de profundidade relativa (ao redor de $7D$ para areia compacta). Esta mudança na curva se refere ao valor da razão H/D que diferencia o comportamento de uma ancoragem rasa e profunda. Após este valor de H/D crítico, o deslocamento normalizado na ruptura (δ/D) torna-se constante com o aumento da razão H/D , caracterizando um modo de ruptura profunda (localizada em torno da hélice, em que os deslocamentos não atingem a superfície).

As simulações no presente estudo não foram realizadas até grandes profundidades de instalação da ancoragem para evitar grandes deformações no modelo numérico, como mencionado anteriormente. Portanto, as curvas apresentadas na Figura 59b descrevem uma relação válida para ancoragens helicoidais rasas (deslocamentos atingem a superfície). Como o valor do H/D crítico aumenta com a compactidade relativa da areia (como descrito em ILAMPARUTHI; DICKIN; MUTHUKRISNAIAH, 2002), para o presente estudo em areia muito compacta, esta razão crítica não foi atingida no intervalo de H/D simulado.

A Figura 59b também mostra que o critério de ruptura geralmente usado para ancoragens helicoidais, no qual a capacidade de carga à tração é a correspondente a um deslocamento da ancoragem de $0.1D$ proporciona um resultado de capacidade de carga próximo ao valor da carga máxima suportada pela ancoragem (pico da curva carga-deslocamento) para as configurações estudadas de ancoragens helicoidais instaladas a profundidades de $6D$ a $7D$.

Figura 59. (a) Deslocamento da ancoragem helicoidal na carga máxima (pico) em função da razão H/D em areia muito compacta; (b) variação do deslocamento da ancoragem helicoidal normalizado na ruptura (δ/D) com a razão H/D em areia muito compacta

Fonte: elaborada pelo autor

Na Figura 60 são apresentados os contornos de deslocamentos sob a carga máxima da ancoragem helicoidal com diâmetro da hélice de 330 mm para diferentes razões H/D , mostrados na Figura 59a. Os contornos da Figura 60 indicam que para as ancoragens instaladas em profundidades inferiores a $8.5D$, os deslocamentos do solo atingem a superfície.

Os contornos mostrados apresentam uma concordância com a superfície de ruptura obtida nos resultados experimentais de Ghaly et al. (1991) (Figura 61) para ancoragens rasas e de transição (entre rasa e profunda). Segundo os autores, para ancoragens rasas (Figura 61a), o plano de ruptura apresenta uma superfície curva levemente inclinada para o exterior quando esta atinge a superfície da areia. Este comportamento pode ser observado nos contornos de deslocamento para uma razão $H/D=2$ (Figura 60a).

Por outro lado, Ghaly et al. (1991) mencionam uma fase de transição onde não existe uma distinção clara entre ancoragem rasa ou profunda. Nesta fase ocorre um mecanismo de ruptura combinado, onde a ruptura é localizada acima da placa e são reduzidos os movimentos próximos à superfície (Figura 61c). Este comportamento é observado nos contornos para $H/D=5$. Finalmente, nos contornos para uma razão $H/D=8.5$ começam a aumentar os

deslocamentos ao redor da hélice, mas ainda sem atingir um comportamento de ancoragem profunda.

Figura 60. Contornos de deslocamento sob a carga máxima da ancoragem helicoidal ($D=330$ mm) (m):
(a) $H/D=2$; (b) $H/D=5$; (c) $H/D=7.4$ e (d) $H/D=8.5$

Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 61. Superfície de ruptura para (a) ancoragem rasa; (b) ancoragem profunda e (c) ancoragem de transição

Fonte: adaptado de Ghaly et al (1991)

4.4.5 Análise das tensões horizontais na superfície de ruptura após o carregamento da ancoragem

Nesta dissertação, com base na Figura 9, foi assumido que a espessura da zona de transição entre o solo penetrado pela hélice e o solo intacto aumenta com o diâmetro da hélice, como descrito na Figura 52. Esta hipótese influencia os resultados das tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura da ancoragem, como ilustrado na Figura 62. Os resultados das tensões horizontais mostrados nesta figura foram determinados numericamente. As tensões foram medidas no final do carregamento à tração da ancoragem, na interface entre o solo perturbado e o solo de transição (superfície de ruptura).

A Figura 62 indica que as tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura decrescem quando o diâmetro da hélice aumenta. A redução é mais importante quando o diâmetro da hélice é aumentado de 330 mm a 450 mm. Para hélices de diâmetros maiores, a zona de solo deslocada durante a instalação é maior; portanto, a zona de transição pode ser assumida proporcional ao tamanho da hélice. Neste caso, a distância entre a superfície de

ruptura mobilizada e o solo intacto é maior para hélices de diâmetros maiores. Como consequência, a tensão normal atuante na superfície de ruptura é reduzida. Este resultado observado explica os resultados experimentais obtidos em Tsuha et al. (2012). Os autores observaram através de modelos testados em centrifuga de ancoragens helicoidais em areia compacta, que o efeito de instalação na capacidade de carga das hélices superiores de ancoragens multi-hélices foi mais significante em ancoragens com hélices maiores.

Figura 62. Tensões horizontais desenvolvidas na superfície de ruptura após o carregamento, encontradas numericamente

Fonte: elaborada pelo autor.

Os resultados mostrados na Figura 62 também ilustram que independentemente do diâmetro da hélice, as tensões horizontais agindo na zona de ruptura são distribuídas em forma de cone truncado, como observado experimentalmente em Nagata e Hirata (2005), como mostrado na Figura 63. A Figura 62 também indica que a tensão horizontal máxima ocorre a uma distância vertical em torno de $0.5D$ acima da hélice. Esta observação pode ser explicada pela redução da tensão horizontal no nível da hélice, devido ao movimento dos grãos de areia para baixo da hélice, preenchendo o espaço vazio formado quando a ancoragem é submetida à tração, como ilustrado na Figura 64.

Figura 63. (a) Mecanismo de ruptura em tração e (b) distribuição da tensão de terra

Fonte: Nagata e Hirata (2005)

Figura 64. Movimento dos grãos de areia após o carregamento da ancoragem

Fonte: Schiavon (2016).

Capítulo 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Esta dissertação avalia o comportamento de uma ancoragem helicoidal de única hélice, instalada em areia muito compacta, por meio de uma análise numérica realizada com o programa FLAC^{3D}, o qual é baseado no método de diferenças finitas. Os modelos numéricos desenvolvidos consideram o efeito de instalação, o qual influencia na resposta carga-deslocamento à tração deste tipo de ancoragem. Estas simulações foram validadas com base nos resultados de experimentos realizados em centrifuga, apresentados em Schiavon (2016). A partir do modelo numérico validado, foram desenvolvidas diversas simulações, com o fim de realizar um estudo paramétrico para avaliar a influência das características geométricas da ancoragem na capacidade de carga à tração, no fator de capacidade de carga (N_q), no deslocamento da ancoragem na carga máxima e nas tensões horizontais atuantes na superfície de ruptura. Desse modo, as conclusões são divididas em duas partes principais: modelo numérico e análise paramétrica.

5.1 CONCLUSÕES

Com o desenvolvimento da modelagem numérica apresentada nesta dissertação, foi possível chegar às seguintes conclusões:

5.1.1 Parte 1: Modelo numérico

- Quando o efeito de instalação não é considerado no modelo numérico (como apresentado na Tentativa 1) a capacidade de carga à tração é superestimada. Nesse caso, para um deslocamento igual a 33 mm, a capacidade de carga encontrada no modelo numérico foi de 191 kN. Para o mesmo nível de deslocamento, a carga medida experimentalmente é igual a 93 kN. Isto mostra que a capacidade de carga obtida considerando-se que o solo não é perturbado durante a instalação é o dobro da capacidade medida. Este resultado ilustra que a inclusão dos efeitos de instalação nas simulações numéricas é fundamental, em vista que a capacidade de carga à tração é fornecida pela zona cilíndrica alterada pela instalação.
- As simulações considerando-se os efeitos da instalação no solo atravessado pela hélice mostraram um resultado próximo da realidade medida. Neste caso de simulação, foi assumida a redução de parâmetros do solo após a instalação da ancoragem nos modelos numéricos.

- A curva carga-deslocamento numérica considerando-se o efeito de instalação apresenta uma boa concordância com a curva experimental mostrada em Schiavon (2016), com um valor de R^2 de 0.998. Neste caso, o ângulo de atrito do solo perturbado acima da hélice foi reduzido ao valor residual de 30° . Este resultado está de acordo com a recomendação feita por Bagueri e El Naggar (2013), de usar o ângulo de atrito residual para a previsão de capacidade de carga de ancoragens helicoidais em areia compacta, devido aos efeitos de instalação. Por outro lado, para a simulação numérica ajustar com o resultado experimental da curva carga-deslocamento, o módulo de elasticidade do solo penetrado foi menos afetado que o ângulo de atrito. Neste caso, o valor do módulo do solo perturbado encontrado foi igual a 80% do módulo do solo intacto.
- Com a importante redução do ângulo de atrito após a instalação, conclui-se que o cilindro de solo acima da hélice foi “afogado” após a instalação da ancoragem.
- A partir das diferentes tentativas realizadas para determinar os parâmetros reduzidos do solo de transição entre o cilindro de solo penetrado pela hélice e o solo intacto, o melhor ajuste entre a curva experimental e a curva numérica foi obtido com um ângulo de atrito após a instalação de 33° e um módulo de elasticidade reduzido igual a 90% do módulo intacto. Os valores reduzidos desta zona são próximos aos valores dos parâmetros do cilindro de solo definido pelo diâmetro da hélice. Este fato mostra que o solo que envolve o cilindro acima da hélice também é afetado pela instalação da ancoragem helicoidal e influencia na resposta carga-deslocamento.
- A zona de transição considerada no modelo numérico com base na tomografia realizada por Schiavon (2016) mostrou ser coerente e ter uma influencia nos resultados obtidos. A variação do ângulo de atrito desta zona (ϕ_{pt}) induz a um aumento ou diminuição da capacidade de carga, sem mudar a forma da curva numérica. Do mesmo modo, a variação do módulo de elasticidade (E_{pt}) altera a forma da curva. Portanto, o fato de considerar um solo de transição é indispensável para a obtenção de resultados numéricos que representem a realidade.
- A espessura da zona de solo de transição (r) adotada nas simulações numéricas como $0.27D$ mostrou-se ser acertada. Esse tamanho foi definido com base na tomografia de uma ancoragem com uma hélice de 20 cm de diâmetro apresentada em Schiavon (2016).

- Com a consideração do módulo de elasticidade variável linearmente com o nível de tensão (profundidade) foi possível atingir resultados mais próximos dos experimentais. Assumir o módulo de elasticidade único ao longo da profundidade conduz a uma curva carga-deslocamento que horizontaliza rapidamente e que não concorda com os resultados encontrados nos testes realizados em centrifuga.
- O amolecimento (softening) é uma característica geralmente apresentada nas areias compactas após o pico de tensão na sua relação tensão-deformação. Neste estudo foi usado o modelo constitutivo Strain-Softening para descrever o comportamento do solo (redução de resistência em função das deformações por cisalhamento plásticas), com o qual foram obtidos resultados satisfatórios. No entanto, foi também realizada uma simulação com o modelo Mohr-Coulomb, e a curva obtida nesse caso não permite uma representação adequada do comportamento carga-deslocamento experimental. Desse modo, pode-se concluir que o modelo constitutivo empregado tem uma importante influência na resposta numérica obtida, e que a consideração de amolecimento na areia compacta foi apropriada.
- Considerando-se o efeito de instalação, os contornos de tensão vertical e de deslocamento obtidos numericamente são concentrados dentro do cilindro de solo perturbado. No entanto, ao não considerar o efeito de instalação, as tensões verticais e os contornos de deslocamento saem dessa zona, além de serem maiores. Os contornos de deformação por cisalhamento máxima considerando-se o efeito de instalação mostram a formação de uma superfície de ruptura na borda do cilindro de solo perturbado.

5.1.2 Parte 2: Análise paramétrica

- A partir das simulações numéricas desenvolvidas variando-se a profundidade de instalação da ancoragem, foi verificado que a capacidade de carga diminui com a profundidade de instalação da hélice, como observado previamente na literatura para ancoragens em placa e helicoidais.
- Com a variação do diâmetro da hélice nas simulações numéricas realizadas, observou-se que, para uma mesma profundidade de instalação, a capacidade de carga aumenta com o aumento da área da hélice.

- Valores de fator de capacidade de carga (N_q) para diferentes diâmetros de hélice instalada a diferentes profundidades relativas (H/D) foram estimados por simulações numéricas com base no modelo numérico validado nesta dissertação, o qual considera o efeito de instalação.
- A avaliação numérica do fator de capacidade de carga (N_q) em função da profundidade de instalação (H) mostrou o valor de N_q aumenta com o aumento da profundidade de instalação até profundidades iguais a $8.5D$.
- Diversos trabalhos sobre ancoragens enterradas mostram que o valor de N_q aumenta com a profundidade de instalação até atingir um valor constante. Porém, neste trabalho não foi possível desenvolver simulações numéricas com valores de H maiores a 2.81 m que permitissem alcançar um valor constante deste fator. Para valores maiores de H , a ruptura da ancoragem não acontecia antes de levar o carregamento a um deslocamento de 60 mm. Desse modo, para evitar problemas numéricos de grandes deformações, não foram desenvolvidas simulações numéricas com profundidades de instalação maiores, as quais requeriam levar o arrancamento da ancoragem a deslocamentos maiores para poder calcular o fator N_q .
- Os valores do fator N_q estimados numericamente (considerando-se o efeito de instalação) para diferentes condições de diâmetro da hélice e de profundidade relativa mostraram uma boa concordância com resultados experimentais obtidos em campo e em centrifuga. Porém, esses valores são bem inferiores aos resultados de N_q obtidos em modelos de ancoragens testados a 1g, e também inferiores aos valores sugeridos na literatura para ancoragens helicoidais. Essas diferenças ocorrem por duas razões: nos modelos testados a 1g, o efeito do confinamento na resposta da ancoragem não é simulado adequadamente, e, a maioria dos valores recomendados de N_q é baseada em resultados obtidos em ancoragens em placa, cujo procedimento de instalação difere do caso de ancoragens helicoidais.
- Os resultados de deslocamento da ancoragem na carga máxima dos 12 casos simulados no estudo paramétrico mostram que as ancoragens helicoidais instaladas em areia muito compacta em profundidades relativas inferiores a $8.5D$ apresentaram mecanismo de ruptura que caracterizam ancoragens rasas, e que passam ao mecanismo de transição entre

rasa e profunda com o aumento de H/D . No caso de ancoragens profundas a zona de solo mobilizada na ruptura se concentra em torno da hélice.

- As tensões horizontais desenvolvidas na superfície de ruptura diminuem com o aumento do diâmetro da hélice. Este fato é causado pelo efeito de instalação, o qual é mais pronunciado em ancoragens com hélices maiores, como apresentado em Tsuha et al. (2012). Este efeito se deve ao aumento da zona de transição, que é proporcional ao diâmetro da hélice. Ao aumentar essa zona de transição, as tensões horizontais na superfície de ruptura mobilizada diminuem, devido ao aumento da distância horizontal entre esta superfície e o solo intacto ao redor.
- Os resultados numéricos indicaram que a distribuição das tensões horizontais na superfície de ruptura tem forma de cone truncado, como observado experimentalmente em Nagata e Hirata (2005). Além disso, o pico de tensões horizontais ocorre a uma distância em torno de $0.5D$ acima da hélice.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Executar ensaios de laboratório ou de campo que permitam melhorar o conhecimento do nível de degradação dos parâmetros do solo afetado pela instalação, do tamanho da zona de solo afetada, e do efeito de instalação nas tensões horizontais (e coeficiente de empuxo).
- Realizar modelos numéricos de ancoragens helicoidais instaladas em outros tipos de solo (inclusive outros níveis de compactação de areia) com base em mais resultados experimentais, com o fim de avaliar o grau de perturbação do solo após a instalação da ancoragem, e melhorar os fatores de redução encontrados neste trabalho.
- Aprimorar os modelos realizados com o programa FLAC^{3D}, estudando-se as tensões horizontais (coeficiente de empuxo) desenvolvidas após a instalação da ancoragem helicoidal.
- Desenvolver simulações numéricas de ancoragens helicoidais multi-hélices, com o fim de estudar os diferentes níveis de perturbação do cilindro de solo entre as hélices e o solo ao redor, além de avaliar o fator N_q relativos às hélices superiores (tende a piorar com o aumento do número de hélices).

- Realizar uma análise de confiabilidade, a fim de conhecer o peso de cada um dos parâmetros de entrada do modelo na resposta carga-deslocamento à tração de ancoragens helicoidais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS³

- Adams, J. I., & Klym, T. W. (1972). A study of anchorages for transmission tower foundations. *Canadian Geotechnical Journal*, 9(1), 89–104.
- Andreadis, A., & Harvey, R. C. (1981). A design procedure for embedded anchors. *Applied Ocean Research*, 3(4), 177-182.
- Bagheri, F., & El Naggar, M. H. (2013). Effects of installation disturbance on behavior of multi-helix anchors in sands. *Proceedings of 66th Canadian Geotechnical Conference (GeoMontreal 2013). Paper No. 242.*
- Baker, W. H., & Konder, R. L. (1966). Pullout load capacity of a circular earth anchor buried in sand. *Highway Research Record*(108), 1-10.
- Clemence, S. P., Crouch, L. K., & Stephenson, R. W. (1994). Prediction of Uplift Capacity for Helical Anchors in Sand. *Proceedings of the 2nd Geotechnical Conference, Cairo University. Cairo, Egypt.*
- Corté, J. F. (1989). L'essor de la modélisation en centrifugeuse en géotechnique. *Revue Française de Géotechnique*(48), 7-13.
- Das, B. M. (1990). *Earth anchors*. New York: Elsevier Science Publisher, 241 p.
- Dickin, E. A. (1988). Uplift behavior of horizontal anchor plates in sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, 114(11), 1300-1317.
- Gavin, K., Doherty, P., & Tolooiyan, A. (2014). Field investigation of the axial resistance of helical piles in dense sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 51(11), 1343-1354.
- George, D., & Clemence, S. (2013). Effect of installation disturbance on elasticity modulus for helical anchor short-term uplift loading clay. *Proceedings of 1st International Geotechnical Symposium on Helical Foundations; August 8-10 2013, International Society for Helical Foundations*, (pp. 141-152). Amherst, Massachusetts.
- Ghaly, A. M., & Clemence, S. P. (1998). Pullout performance of inclined helical screw anchors in sand. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 124(7), 617-627.
- Ghaly, A., & Hanna, A. (1991). Stress development in sand due to installation and uplifting of screw anchors. *Proceedings of the 4th International Conference on Piling and Deep Foundations, I.*

³ De acordo com o estilo APA-American Psychological Association.

- Ghaly, A., Hanna, A., & Hanna, M. (1991). Uplift behavior of screw anchors in sand. I: dry sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, 117(5), 773-793.
- Gomes & Guerra Engenharia. (2010). *Gomes & Guerra Engenharia*. Acesso em 17 de 11 de 2016, disponível em <http://gomesegueria.com.br>
- Hoyt, R. M., & Clemence, S. P. (1989). Uplift capacity of helical anchors in soil. *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 2, pp. 1019–1022. Rio de Janeiro, Brazil.
- Ilamparuthi, K., Dickin, E. A., & Muthukrisnaiah, K. (2002). Experimental investigation of the uplift behaviour of circular plate anchors embedded in sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 39(3), 648-664.
- Itasca Consulting Group, Inc. (2005). *FLAC – Fast Lagrangian Analysis of Continua, Ver.5.0. User's Manual*. Minneapolis: Itasca.
- Itasca Consulting Group, Inc. (2013). *FLAC3D – Fast Lagrangian Analysis of Continua in Three-Dimensions, Ver.5.01. User's Manual*. Minneapolis: Itasca.
- Jacky, J. (1944). The coefficient of earth pressure at rest. *Journal of the Society of Hungarian Architects and Engineers*, 78(22), 355-358.
- Komatsu, A. (2007). Development on battered pile with screw pile method (NS-ECO pile). *Proceedings of the International Workshop on Recent Advances of Deep Foundations (IWDPF07)* (pp. 253-257). Yokosuka, Japan: Edited by Yoshiaki Kikuchi. Taylor & Francis.
- Kulhawy, F. H. (1985). Uplift behavior of shallow soil anchor-an overview: Uplift Behavior of Anchor Foundations in Soil. *Proceedings of a Session Sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the American Society of Civil Engineers in Conjunction with the ASCE Convention, Detroit, Mich* (pp. 1-25). New York: ASCE.
- Lancelot, L., Shahrour, I., & Al Mahmoud., M. (1996). Comportement du sable d'Hostun sous faibles contraintes. *Revue française de géotechnique*(74).
- Livneh, B., & El Nagggar, M. H. (2008). Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading. *Canadian Geotechnical Journal*, 45(8), 1142-1155.
- Lutenegger, A. J. (2011). Behavior of multi-helix screw anchors in sand. *Proceedings of the 14th Pan-American Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*.
- Lutenegger, A.; Tsuha, C.H.C. . (2015). Evaluating Installation Disturbance from Helical Piles and Anchors Using Compression and Tension Tests. In: *XV Panamerican Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Buenos Aires*.

- Proceedings of the XV Panamerican Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, 373-381.
- Malik, A. A., Kuwano, J., Tachibana, S., & Maejima, T. (2016). Interpretation of screw pile load test data using extrapolation method in dense sand. *International Journal of GEOMATE*, 10(1), 1567-1574.
- Mariupol'skii, L. G. (1965). The bearing capacity of anchor foundations. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 2(1), 26-32.
- Merifield, R. S. (2011). Ultimate uplift capacity of multiplate helical type anchors in clay. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 137(7), 704–716.
- Meyerhof, G. G., & Adams, J. I. (1968). The ultimate uplift capacity of foundations. *Canadian geotechnical journal*, 39(3), 225-244.
- Mitsch, M. P., & Clemence, S. P. (1985). The uplift capacity of helix anchors in sand. In: ASCE (Ed.), *Uplift behavior of anchor foundations in soil* (pp. 26-47). Michigan: ASCE.
- Moradi, G., & Abbasnejad, A. R. (2015). Frictional Strain Hardening-softening in Experimental and Numerical Investigation of Arching Effect . *International Journal of Engineering*, 28(2), 180-189.
- Mosquera, Z. S. Z.; Tsuha, C. H. C.; Schiavon, J.A.; Thorel, L. (2015). Discussion of "Field investigation of the axial resistance of helical piles in dense sand". *Canadian Geotechnical Journal*, 52(8), 1190-1194.
- Mosquera, Z.S.Z. (2015). Estudo probabilístico do comportamento de ancoragens helicoidais baseado em dados de campo e de modelos testados em centrifuga. *Dissertação De mestrado. Departamento de Geotecnia. Escola de engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo*, 132 p.
- Muir Wood, D., Belkheir, K., & Liu, D. F. (1994). Strain softening and state parameter for sand modelling. *Geotechnique*, 44(2), 335-339.
- Murray, E. J., & Geddes, J. D. (1987). Uplift of anchor plates in sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, 113(3), 202-215.
- Nagata, M., & Hirata, H. (2005). Study on uplift resistance of screwed steel pile. *Nippon Steel Technical Report No. 92*, 72-78.
- Narasimha Rao, S; Prasad, Y.V.S.N.; (1992). Discussion of "Uplift Behavior of Screw Anchors in Sand.I: Dry Sand" by Ashraf Ghaly, Adel Hanna and Mikhail Hanna(May, 1991, Vol 117, No.5). *Journal of Geotechnical Engineering*, 118(9), 1474-1476.

- Naylor, D. J. (1981). *Finite elements in geotechnical engineering*. Swansea, U.K. Pineridge Press. 245 p.
- Perko, H. (2009). *Helical Piles: A Practical Guide to Design and Installation*. New York: John Wiley & Sons, Inc.
- Prasad, Y.V.S.N.; Narasimha Rao, S. (1996). Lateral capacity of helical piles in clays. *Journal of geotechnical engineering*, 122(11), 938-941.
- Radhakrishna, H. S. (1976). Helix anchor test in sand. *Ontario Hydro Research Division Research Report No. 16-130-K*, 1-33.
- Sakr, M. (2009). Performance of helical piles in oil sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 46(9), 1046-1061.
- Sakr, M. (2011). Installation and Performance characteristics of high capacity helical piles in cohesionless soils. *DFI Journal*, 5(1), 39-57.
- Santos Filho, J.M.S.M. (2014). Efeito da Instalação de estacas helicoidais em solo tropical. *Dissertação de mestrado, Departamento de Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo*, 117 p.
- Santos, T. D.C. (2013). Efeito da configuração das hélices na capacidade de carga à tração de estacas metálicas helicoidais em solo tropical. *Dissertação de mestrado, Departamento de Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo*, 171 p.
- Schiavon, J. A. (2016). Behaviour of helical anchors subjected to cyclic loadings. *Ph.D. Thesis, São Carlos School of Engineering, University of São Paulo*, 300 p.
- Schnaid, F., & Odebrecht, E. (2012). *Ensaio de campo e suas aplicações à engenharia de fundações, 2da edição*. São Paulo: Oficina de textos.
- SNiP, I.I.B. (1962). 5-62. Pile Foundations of Driven Piles [in Russian]. *Gosstroizdat*.
- Tagaya, K., Scott, R. F., & Aboshi, H. (1988). Pullout resistance of buried anchor in sand. *Soils and Foundations*, 28(3), 114-130.
- Terzaghi, K. (1942). Discussion on pile driving formulas. *Proc.ASCE*, 68(2), 311-323.
- Terzaghi, K. (1943). *Theoretical soil mechanics*. New York: J. Wiley.
- Todeshkejoei, C., Hambleton, J. P., Stanier, S. A., & Gaudin, C. (2014). Modelling installation of helical anchors in clay. *Proceedings of the 14th International Conference of the International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics*, (pp. 22-25).

- Trofimenkov, J. G., & Maruipolskii, L. G. (1965). Screw Piles Used for Mast and Tower Foundations. *Proceedings of the 6th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 2, pp. 328–332. Montréal, Que.
- Trofimenkov, Y. G., & Mariupol'skii, L. G. (1964). Screw piles as foundations of supports and towers of transmission lines. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 1(4), 232-239.
- Tsangarides, S. N. (1978). The behavior of ground anchors in sand. *Ph.D. Thesis, University of London*.
- Tsuha, C. D. H. C., dos Santos Filho, J. M. S. M., & Santos, T. D. C. (2015). Helical piles in unsaturated structured soil: a case study. *Canadian Geotechnical Journal*, 53(1), 103-117.
- Tsuha, C.H.C. (2007). Modelo teórico para controle da capacidade de carga à tração de estacas metálicas helicoidais em solo arenoso. *Tese de Doutorado, Departamento de Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo*, 245 p.
- Tsuha, C.H.C.; Aoki, N.; Rault, G.; Thorel, L.; Garnier, J. (2012). Evaluation of the efficiencies of helical anchor plates in sand by centrifuge model tests. *Canadian Geotechnical Journal*, 49(9), 1102-1114.
- Wang, D., Merifield, R. S., & Gaudin, C. (2013). Uplift Behavior of helical anchors in clay. *Canadian Geotechnical Journal*, 50(6), 575-584.
- Weech, C., & Howie, J. A. (2012). Helical piles in soft sensitive soils—a field study of disturbance effects on pile capacity. *In VGS Symp. Soft Gr. Eng.*
- Zhang, D. J. Y. (1999). Predicting Capacity of Helical Screw Piles in Alberta Soils. *Master's Thesis, University of Alberta, Edmonton*, 273 p.

APÊNDICE A- CURVAS CARGA-DESLOCAMENTO NUMÉRICAS PARA AS DIFERENTES SIMULAÇÕES REALIZADAS NA ANÁLISE PARAMÉTRICA

$D=330\text{ mm}$

$D=450\text{ mm}$

$D=600$ mm