

**MODELAGEM FÍSICA DO MELHORAMENTO TÉRMICO DE
FUNDAÇÕES OFFSHORE EM ARGILA MOLE**

MARINA DE SOUZA FERREIRA

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE - UENF
CAMPOS DOS GOYTACAZES - RJ
ABRIL DE 2022**

MODELAGEM FÍSICA DO MELHORAMENTO TÉRMICO DE FUNDAÇÕES OFFSHORE EM ARGILA MOLE

MARINA DE SOUZA FERREIRA

"Tese apresentada ao Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, como parte das exigências para a obtenção do título de Doutora em Engenharia Civil".

Orientador: Prof. Fernando Saboya de Albuquerque Jr.

CAMPOS DOS GOYTACAZES - RJ
ABRIL DE 2022

FICHA CATALOGRÁFICA

UENF - Bibliotecas

Elaborada com os dados fornecidos pela autora.

F383

Ferreira, Marina de Souza.

MODELAGEM FÍSICA DO MELHORAMENTO TÉRMICO DE FUNDAÇÕES OFFSHORE EM ARGILA MOLE / Marina de Souza Ferreira. - Campos dos Goytacazes, RJ, 2022.

145 f.

Bibliografia: 133 - 138.

Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, Centro de Ciência e Tecnologia, 2022.

Orientador: Fernando Saboya Albuquerque Junior.

1. adensamento térmico. 2. modelagem física. 3. melhoramento de solos. I. Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. II. Título.

CDD - 624

MODELAGEM FÍSICA DO MELHORAMENTO TÉRMICO DE FUNDAÇÕES OFFSHORE EM ARGILA MOLE

MARINA DE SOUZA FERREIRA

"Tese apresentada ao Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, como parte das exigências para a obtenção do título de Doutora em Engenharia Civil".

Aprovada em 27/04/2022

Comissão examinadora:



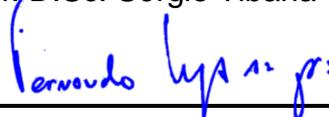
Prof^a. D.Sc. Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha - USP (EESC)



Prof. D.Sc. Fernando Antônio Medeiros Marinho - USP



Prof. D.Sc. Sérgio Tibana - UENF



Prof. D.Sc. Fernando Saboya de Albuquerque Jr. - UENF
(orientador)

RESUMO

A imposição de ciclos térmicos em argilas normalmente adensadas pode levar o solo a um adensamento térmico que contribui para o melhoramento de suas propriedades mecânicas. Além disso, o incremento da resistência de solos marinhos, com o objetivo de proporcionar um melhoramento da capacidade das ancoragens offshore, é um assunto de interesse para a indústria petrolífera. Dessa forma, a presente pesquisa foi realizada experimentalmente, com a utilização de dois tipos de modelos físicos reduzidos, um em condições normais de gravidade, a 1g, e outro em centrífuga geotécnica, a 20g, constituídos de uma estaca torpedo térmica inserida em solo argiloso. Os modelos foram instrumentados com termopares, transdutores de poropressão e deslocamento. A ancoragem foi submetida a um ciclo térmico a fim de promover o adensamento do solo. Devido ao incremento de temperatura, foi gerado um bulbo de temperatura ao redor da estaca, acompanhado de incremento de poropressão, que posteriormente foi dissipado. Em seguida, o solo foi resfriado para que fossem realizados ensaios com penetrômetro T-bar a fim de obter o perfil de resistência ao cisalhamento não drenada a diferentes distâncias radiais a partir da fonte de calor. Foram observados ganhos de resistência em ambos os ensaios, a 1g e a 20g, e para todos os níveis de temperatura ensaiados, chegando a valores médios de 123% para o ciclo térmico até 85°C no ensaio a 1g e a 125% no ciclo até 65°C para o ensaio centrífugo. Sendo assim, acredita-se que este procedimento possa ser utilizado como uma nova técnica de melhoramento de solo marinho argiloso para aumentar a capacidade de ancoragens offshore.

Palavras-chave: adensamento térmico, modelagem física, melhoramento de solos.

ABSTRACT

Thermal cycles in normally consolidated clays can provide thermal consolidation that contributes to the improvement of its mechanical properties. In addition, the strength's increase of marine soils, with the objective of improve the pile pullout capacity of offshore foundations, is a matter of interest to the oil industry. Thus, this research aimed to study two kinds of reduced physical models consisting of a thermal torpedo pile embedded in clay, in which the foundation was heated in order to provide thermal consolidation. The models were tested under earth's gravity conditions, at 1g, and in a geotechnical centrifuge, at 20g. During heating, variables such as soil temperature at different depths, pore water pressure and displacements were monitored. Due to temperature increase, a temperature bulb was initially generated around the pile, accompanied by an increase of pore water pressure, which was dissipated subsequently. Afterwards, the soil was cooled and the system stabilized. After the heating and cooling steps, T-bar penetrometers tests were carried out in order to obtain the undrained shear strength of the soil at different radial distances from the heat source. Increases of undrained strength were observed in both tests, at 1g and 20g, and for all temperature levels tested, reaching average values of 123% for the thermal cycle up to 85°C in the test at 1g and 125% in the cycle up to 65°C for the centrifuge test. Thus, it is believed that this procedure can be used as a new technique for improve marine clay to increase the pile pullout capacity in deep water.

Keywords: thermal consolidation, physical modelling, soil improvement.

*“O correr da vida embrulha tudo.
A vida é assim: esquenta e esfria,
aperta e daí afrouxa,
sossega e depois desinquieta.
O que ela quer da gente é coragem”
(Guimarães Rosa)*

AGRADECIMENTOS

No dia 27 de abril concluí um dos maiores desafios da minha vida: o meu doutorado. Foi um ciclo muito rico em aprendizados profissionais e pessoais: realizar um trabalho experimental com tamanha complexidade em meio à pandemia não foi nada fácil, mas hoje, vendo os resultados, chego à conclusão de que toda a luta valeu a pena.

Esse trabalho é fruto do empenho e do apoio de muitas mãos... A cada uma delas que esteve comigo nesse percurso, deixo a minha enorme gratidão, pois cada pequeno gesto fez diferença para que eu pudesse chegar até aqui.

Primeiramente gostaria de agradecer a Deus por ter me sustentado e instruído em tantos momentos onde eu achei que não conseguiria.

E por falar nisso, o apoio dos meus amigos e familiares foi imprescindível para que esse trabalho fosse realizado!

Gostaria de agradecer imensamente à minha família pelo apoio em todos os momentos. Foi essa base forte o que me trouxe até aqui. Também foi dentro de casa que eu aprendi que a educação transforma. Agradeço aos meus pais, Rogério e Dorotéia, pelo amor e apoio em toda essa etapa. Não existem palavras que expressem tudo que vocês já fizeram por mim! Agradeço ao meu irmão e amigo Matheus, pela parceria linda de sempre. Você é muito importante pra mim! E agradeço também à minha irmã Mônica. Eu amo vocês!

Agradeço também aos meus demais familiares por sempre estarem na torcida por mim e pelo amor concedido. Aos meus avós, tios, tias, primos e primas, o meu agradecimento. Obrigada por tudo! Vocês são maravilhosos!

Agradeço também aos amigos que estiveram juntos ao longo dessa trajetória. Aos amigos do Buraco Negro, Allonso, Ana, Charles, Dayana, Luisa e Raphaela, agradeço pelas inúmeras risadas e comilanças. Vocês fizeram toda a diferença nessa fase! Aos demais amigos que a UENF me deu: Valber, Thaís, Jonatas, Thamara, Mauricio, Guilherme, Késsia, Nathalia e tantos outros... Vocês moram no meu coração! E à amiga para todos os momentos, Juliana, não tenho palavras para agradecer pela nossa parceria e amizade.

Agradeço ao Luís pelo amor, companheirismo e força que sempre me deu. Você foi fundamental no fim dessa caminhada. Tenho muito orgulho da nossa parceria!

Agradeço ao meu orientador Saboya, por todas as trocas que muito me engrandeceram profissionalmente ao longo dessa jornada de mestrado e doutorado. Agradeço também aos professores Tibana e Rodrigo, com quem tive muitas trocas valiosas ao longo dessa pesquisa. Estendo meu agradecimento a todos os professores da UENF.

Agradeço imensamente aos técnicos da Centrífuga Geotécnica da UENF: André, Eberton, Matheus, Renato e Walber. Vocês são brilhantes! Quantos desafios apareceram pelo caminho e foram superados pela inteligência e empenho de vocês? Tenho muito orgulho de ter feito parte dessa equipe. Aos técnicos do LECIV, Milton e Vanuzia, obrigada pelo apoio.

A todos os prestadores de serviço da UENF, o meu agradecimento por fazerem a universidade funcionar em cada detalhe.

Agradeço também o apoio financeiro da Petrobras e da CAPES - Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior ao longo da presente pesquisa.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	IX
LISTA DE TABELAS.....	XVIII
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 GENERALIDADES.....	1
1.2 OBJETIVOS.....	4
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SOLOS.....	6
2.2 CONSEQUÊNCIAS DO INCREMENTO DE TEMPERATURA NO COMPORTAMENTO DE SOLOS ARGILOSOS SATURADOS.....	9
2.3 IMPACTO DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA NA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO DO SOLO.....	25
2.4 IMPACTO DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA NA CAPACIDADE DE CARGA DE FUNDAÇÕES.....	29
CAPÍTULO III - MATERIAIS E MÉTODOS.....	32
3.1 MATERIAIS.....	34
3.1.1 ENSAIOS A 1G.....	34
3.1.1.1 SOLO.....	34
3.1.1.2 CONTAINER E INSTRUMENTAÇÃO.....	37
3.1.2 ENSAIOS CENTRÍFUGOS A 20G.....	46
3.1.2.1 SOLO E INSTRUMENTAÇÃO.....	46
3.1.2.2 MODELAGEM FÍSICA EM CENTRÍFUGA GEOTÉCNICA.....	55
3.2 PROCEDIMENTOS DE ENSAIO.....	59
3.2.1 ENSAIOS A 1G.....	59
3.2.2 ENSAIOS CENTRÍFUGOS A 20G.....	63
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	82

4.1	ENSAIOS A 1G.....	82
4.1.1	T-BAR REFERÊNCIA.....	82
4.1.2	CICLO TÉRMICO.....	85
4.1.3	GANHO DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA APÓS CICLO TÉRMICO.....	94
4.1.3.1	ANÁLISE DE GANHO POR DISTÂNCIA RADIAL.....	99
4.1.3.2	ANÁLISE DE GANHO POR TEMPERATURA.....	99
4.1.4	ESTIMATIVA DO GANHO NA CAPACIDADE DE PERMANÊNCIA DA ESTACA APÓS CICLO TÉRMICO.....	104
4.2	ENSAIOS CENTRÍFUGOS A 20G.....	107
4.2.1	PERFIL DE RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO NÃO DRENADA REFERÊNCIA.....	107
4.2.2	CICLO TÉRMICO.....	108
4.2.3	GANHO DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA APÓS CICLO TÉRMICO.....	123
4.2.3.1	ANÁLISE DE GANHO DE RESISTÊNCIA POR DISTÂNCIA RADIAL A PARTIR DA FONTE DE CALOR.....	126
4.2.3.2	ANÁLISE DE GANHO DE RESISTÊNCIA POR TEMPERATURA MÁXIMA APLICADA À ESTACA.....	128
4.2.3.3	GANHO DE RESISTÊNCIA MÉDIO NORMALIZADO PELA DISTÂNCIA RADIAL NORMALIZADA.....	130
	CAPÍTULO V - CONCLUSÕES.....	132
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	134
	ANEXO I - ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES.....	139
	ANEXO II - VARIAÇÃO DA SENSIBILIDADE DOS TRANSDUTORES DE POROPRESSÃO COM A TEMPERATURA.....	144

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1. PLATAFORMA SEMISSUBMERSÍVEL (PETROGASNEWS, 2022).....	2
FIGURA 2. SISTEMAS DE ANCORAGEM PARA PLATAFORMAS FLUTUANTES: EM CATENÁRIA E TAUT-LEG. (BRUM, 2009).....	2
FIGURA 3. ESTACA TORPEDO UTILIZADA PARA ANCORAGEM DE PLATAFORMAS FLUTUANTES. (AGUIAR, 2007).....	3
FIGURA 4. INTER-RELAÇÃO ENTRE OS PROCESSOS TÉRMICOS, HIDRÁULICOS E MECÂNICOS EM UM SOLO (ADAPTADO DE MCCARTNEY ET AL., 2019).....	6
FIGURA 5. POROPRESSÃO INDUZIDA TERMICAMENTE EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA PARA DIFERENTES TENSÕES DE PRÉ-ADENSAMENTO EM ARGILAS EM CONDIÇÃO NORMALMENTE ADENSADA. (ADAPTADO DE ABUEL NAGA ET AL., 2007).....	11
FIGURA 6. EFEITO DO INCREMENTO DE TEMPERATURA NA MUDANÇA DA POROPRESSÃO NORMALIZADA PELA TENSÃO EFETIVA INICIAL PARA DIVERSOS AUTORES. (ADAPTADO DE GHAAOWD ET AL., 2017).....	11
FIGURA 7. INFLUÊNCIA DA HISTÓRIA DE TENSÃO NAS DEFORMAÇÕES VOLUMÉTRICAS TÉRMICAS PARA SOLOS ARGILOSOS EM CONDIÇÕES DRENADAS. (ADAPTADO DE ROTTA LORIA & COULIBALY, 2020).....	14
FIGURA 8. MODELO CONSTITUTIVO DA VARIAÇÃO VOLUMÉTRICA PARA SOLOS FINOS SUJEITOS A MUDANÇAS TÉRMICAS. (A) EVOLUÇÃO DA TENSÃO DE PRÉ-ADENSAMENTO APARENTE; (B) RESPOSTA VOLUMÉTRICA AO AQUECIMENTO E RESFRIAMENTO EM CONDIÇÕES SATURADAS. (ADAPTADO DE ROTTA LORIA & COULIBALY, 2020).....	15
FIGURA 9. MECANISMO DE FLUÊNCIA ACELERADA POR TEMPERATURA. (ADAPTADO DE MCCARTNEY ET AL., 2019).....	17
FIGURA 10. COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DOS ENSAIOS MIP REALIZADOS PARA A ILITA AQUECIDA E PARA A NÃO AQUECIDA, NAS TENSÕES EFETIVAS DE (A,B) 60 KPA E (C,D) 500 KPA. (ADAPTADO DE HOUHOU ET AL., 2021).....	19
FIGURA 11. VOLUME DE POROS RECONSTITUÍDO E SEÇÃO TRANSVERSAL DETALHADA PARA A ILITA: (A,B) AMOSTRA SEM AQUECIMENTO E (C,D) AMOSTRA SUBMETIDA AO CICLO TÉRMICO. (ADAPTADO DE HOUHOU ET AL., 2021).....	20

FIGURA 12. ENSAIOS DE MIP PARA AS AMOSTRAS DE CAULIM AQUECIDO E NÃO AQUECIDO, SOB A TENSÃO EFETIVA DE 60 KPA. (ADAPTADO DE HOUHOU ET AL., 2021).....	21
FIGURA 13. EFEITO DO ÍNDICE DE PLASTICIDADE NA MUDANÇA DE VOLUME TÉRMICA PARA DIFERENTES ARGILAS NORMALMENTE ADENSADAS. (ADAPTADO DE ABUEL NAGA ET AL., 2005).....	22
FIGURA 14. MUDANÇAS NA TENSÃO DE PRÉ-ADENSAMENTO PARA ARGILAS NORMALMENTE ADENSADAS SUJEITAS A INCREMENTOS DE TEMPERATURA. (ADAPTADO DE MCCARTNEY ET AL., 2019).....	23
FIGURA 15. MUDANÇA NA TENSÃO DE PRÉ-ADENSAMENTO EM DECORRÊNCIA DE CICLOS DE AQUECIMENTO TÉRMICO EM ARGILAS NORMALMENTE ADENSADAS PARA DIFERENTES NÍVEIS DE TEMPERATURA. (ADAPTADO DE ABUEL NAGA ET AL., 2005).....	24
FIGURA 16. MUDANÇA NO OCR DE ARGILAS SUBMETIDAS A DIFERENTES NÍVEIS DE CICLOS DE AQUECIMENTO E RESFRIAMENTO. (ADAPTADO DE ABUEL NAGA ET AL., 2005).....	25
FIGURA 17. COMPARAÇÃO ENTRE A RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO DESENVOLVIDA EM ENSAIOS TRIAXIAIS CIU DE UMA AMOSTRA SUJEITA A UM CICLO DE AQUECIMENTO E RESFRIAMENTO DRENADO ATÉ 90°C, OUTRAS AMOSTRAS SUJEITAS À MESMA VARIAÇÃO VOLUMÉTRICA DA CARREGADA TERMICAMENTE, PORÉM APENAS POR CARREGAMENTO MECÂNICO E OUTRA AMOSTRA REFERÊNCIA QUE NÃO FOI SUBMETIDA A CARREGAMENTO TÉRMICO NEM MECÂNICO. (ADAPTADO DE TRANI ET AL., 2010).....	28
FIGURA 18. RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO NÃO DRENADA A DIFERENTES TENSÕES EFETIVAS MÉDIAS PARA AMOSTRAS CISALHADAS A TEMPERATURA AMBIENTE, APÓS AQUECIMENTO E APÓS CICLO DE AQUECIMENTO E RESFRIAMENTO. (ADAPTADO DE SAMARAKOON ET AL., 2019).....	29
FIGURA 19. CURVAS CARGA-RECALQUE PARA ESTACAS EM MINIATURA A DIFERENTES TEMPERATURAS. (ADAPTADO DE GHAAOWD & MCCARTNEY, 2018).....	30
FIGURA 20. INSTRUMENTAÇÃO REFERENTE AOS ENSAIOS A 1G.....	33
FIGURA 21. CONFIGURAÇÃO DOS EQUIPAMENTOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	34
FIGURA 22. CARACTERIZAÇÃO FÍSICA DO SOLO UTILIZADO NOS ENSAIOS....	36
FIGURA 23. PEDRA POROSA CONFECCIONADA NO FUNDO DO CONTAINER..	37

FIGURA 24. VISTA FRONTAL DO CONTAINER JUNTAMENTE COM A INSTRUMENTAÇÃO DO ENSAIO A 1G.....	38
FIGURA 25. ELEMENTOS DO SISTEMA DE APLICAÇÃO DE CARGAS PARA O ADENSAMENTO DO SOLO.....	39
FIGURA 26. VISTA DA FACE INFERIOR DO TOPCAP.....	39
FIGURA 27. VISTA SUPERIOR DO TOPCAP.....	39
FIGURA 28. ESQUEMA DA VISTA SUPERIOR DO TOPCAP COM OS FUROS, EM DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS, PARA A REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS T-BAR.....	40
FIGURA 29. ESTACA E AQUECEDOR UTILIZADOS NA CONFECÇÃO DO MODELO FÍSICO REDUZIDO.....	41
FIGURA 30. ESTRUTURA DO PENETRÔMETRO T-BAR MONTADA SOBRE O CONTAINER DURANTE O ENSAIO A 1G.....	44
FIGURA 31. DETALHE DOS EQUIPAMENTOS UTILIZADOS PARA O ENSAIO T-BAR.....	45
FIGURA 32. DETALHE DO PENETRÔMETRO T-BAR PREPARADO PARA SER CRAVADO NO SOLO.....	45
FIGURA 33. TELA DE ACOMPANHAMENTO DO ENSAIO A 1G PELO SOFTWARE LABVIEW.....	46
FIGURA 34. VISÃO GERAL DO ADENSAMENTO MECÂNICO DO SOLO PRÉVIO À CENTRIFUGAÇÃO.....	47
FIGURA 35. VISTA SUPERIOR DO CONTAINER DURANTE A PREPARAÇÃO DO SOLO PARA A CENTRIFUGAÇÃO.....	47
FIGURA 36. LOCALIZAÇÃO DA ESTACA, DOS TERMOPARES (TC) E TRANSDUTORES DE POROPRESSÃO (PP) NO INTERIOR DO CONTAINER PARA OS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	48
FIGURA 37. CANTONEIRA EM L UTILIZADA PARA A FIXAÇÃO DA ESTACA TORPEDO E DAS HASTES DE INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADAS NOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	49
FIGURA 38. LOCALIZAÇÃO DA CAIXA ACRÍLICA CONTENDO OS DOIS TRANSDUTORES DE DESLOCAMENTO DO ENSAIO CENTRÍFUGO.....	50
FIGURA 39. PENETRÔMETRO T-BAR UTILIZADO PARA OS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	51

FIGURA 40. PENETRÔMETROS T-BAR CONECTADOS À CRUZETA, JUNTAMENTE COM SUAS RESPECTIVAS CÉLULAS DE CARGA.....	52
FIGURA 41. LOCALIZAÇÃO DOS PENETRÔMETROS T-BAR EM VISTA SUPERIOR DO CONTAINER.....	52
FIGURA 42. ATUADOR RESPONSÁVEL PELA CRAVAÇÃO DOS PENETRÔMETROS T-BAR.....	53
FIGURA 43. CÂMERA UTILIZADA NOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS E SUA ESTRUTURA DE FIXAÇÃO.....	54
FIGURA 44. TELAS DE VISUALIZAÇÃO E CONTROLE DO ENSAIO CENTRÍFUGO.....	55
FIGURA 45. CENTRÍFUGA GEOTÉCNICA DA UENF.....	58
FIGURA 46. PAINEL DE CONTROLE DA CENTRÍFUGA GEOTÉCNICA.....	58
FIGURA 47. MISTURADOR PARA CONFECÇÃO DA LAMA.....	60
FIGURA 48. EQUIPAMENTO DE AERADOR DE SOLO.....	60
FIGURA 49. LAMA CONFECIONADA APÓS DEPOSIÇÃO NO CONTAINER.....	61
FIGURA 50. ÍNDICE DE VAZIOS EM FUNÇÃO DA CARGA APLICADA (LOG) NO DECORRER DO ADENSAMENTO MECÂNICO DO SOLO.....	62
FIGURA 51. (A) CAMADAS DE SOLO DO MODELO A SER CENTRIFUGADO. (B) DEFINIÇÃO DAS TENSÕES APLICADAS NO ADENSAMENTO A 1G.....	65
FIGURA 52. CONTAINER PREPARADO PARA A DEPOSIÇÃO DA CAMADA 4.....	67
FIGURA 53. CAMADA 4 APÓS DEPOSIÇÃO NO CONTAINER.....	67
FIGURA 54. APLICAÇÃO DE CARGAS NA CAMADA 4.....	68
FIGURA 55. CAMADA 4 ESCARIFICADA APÓS A RETIRADA DO TOPCAP PARA DEPOSIÇÃO DA CAMADA 3.....	68
FIGURA 56. ETAPAS DE CARGA APLICADAS À CAMADA 4 DURANTE O ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G. (A) CARGAS APLICADAS AO SOLO. (B) RECALQUE SOFRIDO PELO SOLO.....	69
FIGURA 57. ETAPAS DE CARGA APLICADAS À CAMADA 3 DURANTE O ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G. (A) CARGAS APLICADAS AO SOLO. (B) RECALQUE SOFRIDO PELO SOLO.....	69

FIGURA 58. ETAPAS DE CARGA APLICADAS À CAMADA 2 DURANTE O ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G. (A) CARGAS APLICADAS AO SOLO. (B) RECALQUE SOFRIDO PELO SOLO.....	70
FIGURA 59. ETAPAS DE CARGA APLICADAS À CAMADA 1 DURANTE O ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G. . (A) CARGAS APLICADAS AO SOLO. (B) RECALQUE SOFRIDO PELO SOLO.....	70
FIGURA 60. CANTONEIRA COM INSTRUMENTAÇÃO APÓS SUA CRAVAÇÃO NO SOLO.....	73
FIGURA 61. VISTA FRONTAL DO MODELO CENTRÍFUGO.....	74
FIGURA 62. VISTA SUPERIOR DO MODELO CENTRÍFUGO.....	75
FIGURA 63. DESENVOLVIMENTO DA POROPRESSÃO DURANTE O ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G NO ENSAIO 1.....	76
FIGURA 64. DESENVOLVIMENTO DA POROPRESSÃO DURANTE O ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G NO ENSAIO 2.....	76
FIGURA 65. DESENVOLVIMENTO DA POROPRESSÃO DURANTE O ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G NO ENSAIO 3.....	77
FIGURA 66. POROPRESSÃO HIDROSTÁTICA TEÓRICA E POROPRESSÕES NOS SENSORES AO FINAL DO ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G, PARA TODOS OS ENSAIOS.....	78
FIGURA 67. RECALQUES NO DECORRER DO ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G PARA O ENSAIO 1.....	79
FIGURA 68. RECALQUES NO DECORRER DO ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G PARA O ENSAIO 2.....	80
FIGURA 69. RECALQUES NO DECORRER DO ADENSAMENTO PELO PESO PRÓPRIO A 20G PARA O ENSAIO 3.....	80
FIGURA 70. PERFIL DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA REFERÊNCIA PARA O ENSAIO 1.....	82
FIGURA 71. PERFIL DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA REFERÊNCIA PARA O ENSAIO 2.....	83
FIGURA 72. PERFIL DE RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO NÃO DRENADA MÉDIA PARA OS ENSAIOS 1 E 2.....	84
FIGURA 73. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS PARA OS VALORES DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA MÉDIA REFERÊNCIA AO LONGO DA PROFUNDIDADE DO MODELO, PARA OS ENSAIOS 1 E 2.....	84

FIGURA 74. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS NO HEATER, NA SUPERFÍCIE DO SOLO E TEMPERATURA AMBIENTE NO DECORRER DO AQUECIMENTO DO ENSAIO 1.....	85
FIGURA 75. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS NOS TERMOPARES DAS SONDAS DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 1.....	86
FIGURA 76. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS NO HEATER, NA SUPERFÍCIE DO SOLO E TEMPERATURA AMBIENTE NO DECORRER DO AQUECIMENTO DO ENSAIO 2.....	87
FIGURA 77. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS NOS TERMOPARES DAS SONDAS DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 2.....	87
FIGURA 78.(A) LOCALIZAÇÃO DOS TERMOPARES. (B) DISTRIBUIÇÃO DAS TEMPERATURAS NORMALIZADAS COM O TEMPO, DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 1.....	88
FIGURA 79. DISTRIBUIÇÃO DAS TEMPERATURAS NORMALIZADAS COM O TEMPO, DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 2.....	88
FIGURA 80. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS DURANTE O RESFRIAMENTO NO ENSAIO 1.....	90
FIGURA 81. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS DURANTE O RESFRIAMENTO NO ENSAIO 2.....	91
FIGURA 82. DESENVOLVIMENTO DAS POROPRESSÕES NAS SONDAS DURANTE O AQUECIMENTO NOS ENSAIOS 1 E 2.....	92
FIGURA 83. DESENVOLVIMENTO DAS POROPRESSÕES DA PAREDE DO CONTAINER DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 1 (85°C).....	92
FIGURA 84. DESENVOLVIMENTO DAS POROPRESSÕES DA PAREDE DO CONTAINER DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 2 (65°C).....	93
FIGURA 85. PERFIS DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA, PARA DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS, APÓS O CICLO TÉRMICO PARA O ENSAIO 1.....	94
FIGURA 86. PERFIS DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA, PARA DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS, APÓS O CICLO TÉRMICO PARA O ENSAIO 2.....	95
FIGURA 87. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA NAS DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS PARA O ENSAIO 1.....	96
FIGURA 88. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS DOS GANHOS DE RESISTÊNCIA, NAS DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS, PARA O ENSAIO 1.....	97

FIGURA 89. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA NAS DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS PARA O ENSAIO 2.....	98
FIGURA 90. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS DOS GANHOS DE RESISTÊNCIA, NAS DIFERENTES DISTÂNCIAS RADIAIS, PARA O ENSAIO 2.....	98
FIGURA 91. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA OBTIDOS NA DISTÂNCIA DE 3,3 CM (R0) A PARTIR DO EIXO DA FONTE DE CALOR PARA OS DIFERENTES ENSAIOS.....	100
FIGURA 92. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS DO GANHO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 3,3 CM (R0) NOS DIFERENTES ENSAIOS.....	100
FIGURA 93. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA OBTIDOS NA DISTÂNCIA DE 8,8 CM (R1) A PARTIR DO EIXO DA FONTE DE CALOR PARA OS DIFERENTES ENSAIOS.....	101
FIGURA 94. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS DO GANHO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 8,8 CM (R1) NOS DIFERENTES ENSAIOS.....	102
FIGURA 95. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA OBTIDOS NA DISTÂNCIA DE 15,3 CM (R2) A PARTIR DO EIXO DA FONTE DE CALOR PARA OS DIFERENTES ENSAIOS.....	103
FIGURA 96. DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIAS RELATIVAS DO GANHO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 15,3 CM (R2) NOS DIFERENTES ENSAIOS.....	103
FIGURA 97. RESISTÊNCIA NÃO DRENADA APÓS CICLO TÉRMICO NORMALIZADA PELA RESISTÊNCIA REFERÊNCIA VERSUS DISTÂNCIA NORMALIZADA PELO RAIOS DA ESTACA PARA OS ENSAIOS 1 E 2.....	104
FIGURA 98. GANHO DE CAPACIDADE DE PERMANÊNCIA APÓS IMPOSIÇÃO DE UM CICLO TÉRMICO AO SOLO.....	106
FIGURA 99. PERFIS DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA PARA AS DISTINTAS DISTÂNCIAS RADIAIS NO ENSAIO 1 (REFERÊNCIA).....	107
FIGURA 100. PERFIL DE RESISTÊNCIA AO CISLHAMENTO NÃO DRENADA MÉDIA REFERÊNCIA.....	108
FIGURA 101. (A) ESQUEMA DE LOCALIZAÇÃO DOS TERMOPARES DAS HASTES. (B) DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 2, EM CENTRÍFUGA.....	109
FIGURA 102. DESENVOLVIMENTO DAS TEMPERATURAS DURANTE O AQUECIMENTO NO ENSAIO 3, EM CENTRÍFUGA.....	110

FIGURA 103. PERFIL DE TEMPERATURAS, A PARTIR DA ESTACA, AO FINAL DO AQUECIMENTO A 65°C NO ENSAIO 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).....	111
FIGURA 104. PERFIL DE TEMPERATURAS, A PARTIR DA ESTACA, AO FINAL DO AQUECIMENTO A 45°C NO ENSAIO 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).....	112
FIGURA 105. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 5 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 65°C NO ENSAIO 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).....	113
FIGURA 106. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 10 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 65°C NO ENSAIO 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).....	113
FIGURA 107. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 20 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 65°C NO ENSAIO 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).....	114
FIGURA 108. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 5 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 45°C NO ENSAIO 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).....	115
FIGURA 109. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 10 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 45°C NO ENSAIO 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).....	115
FIGURA 110. INCREMENTO DE TEMPERATURA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO RAIOS NORMALIZADO PARA OS SENSORES LOCALIZADOS NA PROFUNDIDADE DE 20 CM NO FIM DO AQUECIMENTO A 45°C NO ENSAIO 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).....	116
FIGURA 111. DISTRIBUIÇÃO RADIAL DA TEMPERATURA NO SOLO EM DIFERENTES INSTANTES DO AQUECIMENTO NO ENSAIO 2.....	117
FIGURA 112. DISTRIBUIÇÃO RADIAL DA TEMPERATURA NO SOLO EM DIFERENTES INSTANTES DO AQUECIMENTO NO ENSAIO 3.....	117
FIGURA 113. (A) ESQUEMA DE LOCALIZAÇÃO DOS TERMOPARES DAS HASTES. (B) DESENVOLVIMENTO DE TEMPERATURAS DURANTE O RESFRIAMENTO EM CENTRÍFUGA NO ENSAIO 2.....	118
FIGURA 114. DESENVOLVIMENTO DE TEMPERATURAS DURANTE O RESFRIAMENTO EM CENTRÍFUGA NO ENSAIO 3.....	119
FIGURA 115. DISTRIBUIÇÃO RADIAL DA TEMPERATURA NO SOLO EM DIFERENTES INSTANTES DO RESFRIAMENTO PARA O ENSAIO 2.....	120
FIGURA 116. DISTRIBUIÇÃO RADIAL DA TEMPERATURA NO SOLO EM DIFERENTES INSTANTES DO RESFRIAMENTO PARA O ENSAIO 3.....	120

FIGURA 117. DESENVOLVIMENTO DA POROPRESSÃO DURANTE O CICLO TÉRMICO NO ENSAIO 2 COM AQUECIMENTO ATÉ 65°C.....	121
FIGURA 118. DESENVOLVIMENTO DA POROPRESSÃO DURANTE O CICLO TÉRMICO NO ENSAIO 3 COM AQUECIMENTO ATÉ 45°C.....	122
FIGURA 119. RECALQUE DO SOLO DURANTE O CICLO TÉRMICO NO ENSAIO 2 COM AQUECIMENTO ATÉ 65°C.....	122
FIGURA 120. RECALQUE DO SOLO DURANTE O CICLO TÉRMICO NO ENSAIO 3 COM AQUECIMENTO ATÉ 45°C.....	123
FIGURA 121. PERFIS DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA PARA AS DISTINTAS DISTÂNCIAS RADIAIS NO ENSAIO 2 (65°C).....	124
FIGURA 122. PERFIS DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA PARA AS DISTINTAS DISTÂNCIAS RADIAIS NO ENSAIO 3 (45°C).....	124
FIGURA 123. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CALCULADOS POR FAIXAS PARA O ENSAIO 2.....	127
FIGURA 124. PERFIS DE GANHO DE RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CALCULADOS POR FAIXAS PARA O ENSAIO 3.....	127
FIGURA 125. PERFIS DE INCREMENTO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 3,8 CM (2D), NOS ENSAIOS 2 E 3.....	128
FIGURA 126. PERFIS DE INCREMENTO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 7,6 CM (4D), NOS ENSAIOS 2 E 3.....	129
FIGURA 127. PERFIS DE INCREMENTO DE RESISTÊNCIA PARA A DISTÂNCIA RADIAL DE 15,2 CM (8D), NOS ENSAIOS 2 E 3.....	130
FIGURA 128. RESISTÊNCIA NÃO DRENADA NORMALIZADA EM FUNÇÃO DA DISTÂNCIA NORMALIZADA DA ESTACA PARA OS ENSAIOS 2 E 3.....	131

LISTA DE TABELAS

TABELA 1. EFEITO DO AQUECIMENTO NA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO PARA VÁRIOS SOLOS EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE DRENAGEM NO AQUECIMENTO E NO CISALHAMENTO. (LALLOUI ET AL., 2014).....	26
TABELA 2. PROFUNDIDADES, A PARTIR DA FACE SUPERIOR DO CONTAINER, E NOMENCLATURAS DOS TRANSDUTORES DE POROPRESSÃO INSTALADOS NA PAREDE DO CONTAINER.....	42
TABELA 3. PROFUNDIDADES, A PARTIR DA FACE INFERIOR DO TOPCAP, E NOMENCLATURAS DOS SENSORES INSTALADOS NAS SONDAS.....	42
TABELA 4. RELAÇÕES DE ESCALA ENTRE O MODELO E O PROTÓTIPO EM CENTRÍFUGA. (ADAPTADA DE KO, 1988).....	57
TABELA 5. SÍNTESE DAS ETAPAS PARA A REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS A 1G.....	59
TABELA 6. COEFICIENTE DE ADENSAMENTO (CV) E T90 DURANTE O ADENSAMENTO MECÂNICO NAS ETAPAS DE CARGA DE 12,5, 25 E 50 KPA.....	61
TABELA 7. UMIDADE (w), ÍNDICE DE VAZIOS DO SOLO (E) ANTES E APÓS O ADENSAMENTO MECÂNICO E ÍNDICE DE COMPRESSÃO (Cc) PARA OS ENSAIOS 1 E 2.....	62
TABELA 8. TEMPERATURAS MÁXIMAS ATINGIDAS NOS DOIS ENSAIOS REALIZADOS A 1G.....	63
TABELA 9. RESUMO DAS ETAPAS DOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	64
TABELA 10. ETAPAS DE CARGA DADAS EM CADA CAMADA NO ADENSAMENTO A 1G PRÉVIO AOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	67
TABELA 11. PARÂMETROS DO SOLO, ANTES E APÓS ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G, PARA O ENSAIO 1.....	71
TABELA 12. PARÂMETROS DO SOLO, ANTES E APÓS ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G, PARA O ENSAIO 2.....	71
TABELA 13. PARÂMETROS DO SOLO, ANTES E APÓS ADENSAMENTO MECÂNICO A 1G, PARA O ENSAIO 3.....	72
TABELA 14. POROPRESSÕES DE PICO E FINAIS PARA OS SENSORES NOS ENSAIOS 1, 2 E 3.....	78
TABELA 15. RECALQUE OBSERVADO NOS SENSORES DE DESLOCAMENTO AO FINAL DA ETAPA DE ADENSAMENTO A 20G, PARA OS ENSAIOS 1, 2 E 3.....	81
TABELA 16. TEMPERATURAS MÁXIMAS APLICADAS AOS ENSAIOS CENTRÍFUGOS.....	81

TABELA 17. POROPRESSÕES DE PICO DECORRENTES DO AQUECIMENTO NOS ENSAIOS 1 E 2.....93

TABELA 18. ESTIMATIVA DA CAPACIDADE AO ARRANCAMENTO DAS ESTACAS ANTES E APÓS O CICLO TÉRMICO, PARA OS ENSAIOS 1 E 2.....106

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

1.1 GENERALIDADES

Dentre os desafios inerentes à atividade petrolífera offshore, está a instalação de plataformas de exploração e produção de petróleo. Isso porque, quando a instalação das plataformas flutuantes se dá em locais cujo leito marinho possui baixa resistência, é necessário que se aumente o número de linhas de ancoragem ou que se utilizem raios de amarras mais longos para se chegar à carga de ancoragem, visto que o aumento do raio incrementa a componente horizontal resistente. Ambas as soluções podem gerar congestionamento de linhas de ancoragem de plataformas próximas e dificuldades submarinas.

No Brasil, são utilizados vários tipos de plataformas, escolhidos em decorrência da viabilidade econômica, técnica e ambiental de cada campo. Os tipos de plataforma offshore utilizadas são: Fixa, Autoelevável, Semissubmersível, FPSO, FPSO Monocoluna, TLWP e Navio-Sonda.

Alguns tipos de plataformas, como a semissubmersível (Figura 1), são consideradas flutuantes e, por isso, constituem-se em uma das alternativas mais adequadas para águas profundas e ultraprofundas. Nesses casos, a estabilidade é feita através de linhas de ancoragem e as plataformas podem ser ancoradas no leito marinho ou mantidas em sua posição através de sistema de posicionamento dinâmico.

Quando ancoradas no leito marinho, os sistemas de ancoragem são responsáveis por garantir a posição de equilíbrio da plataforma, bem como receber e transferir as cargas provenientes das unidades flutuantes para o solo. Para atingir esses objetivos, as linhas de ancoragem podem ser dispostas em formato de catenária ou *taut-leg* (Figura 2).

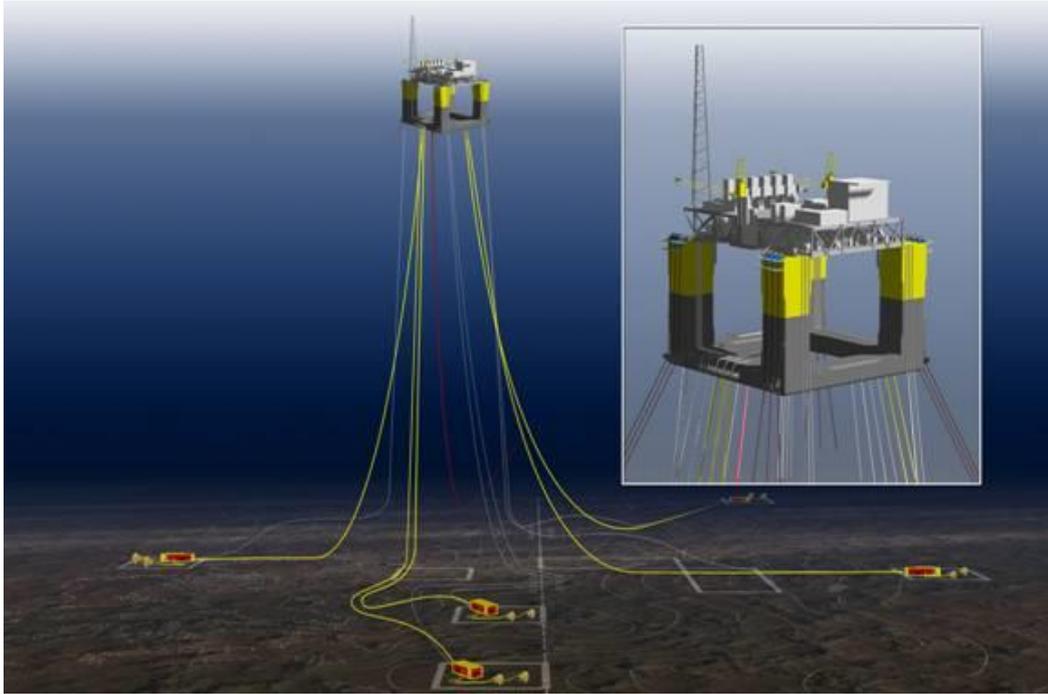


Figura 1. Plataforma Semissubmersível (Petrogasnews, 2022).

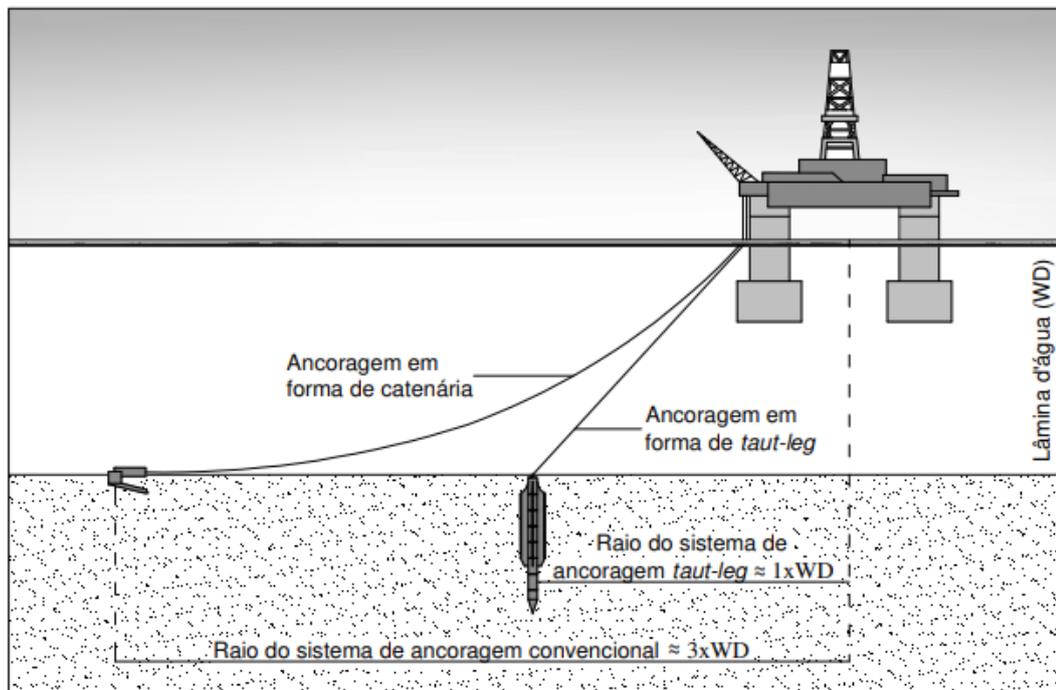


Figura 2. Sistemas de ancoragem para plataformas flutuantes: em catenária e *taut-leg*. (Brum, 2009)

Através da Figura 2 pode-se observar que a ancoragem em *taut-leg* resulta em um ângulo de aproximadamente 45° com a horizontal, o que proporciona resistência a forças verticais e horizontais e sendo, a linha de ancoragem, fixada ao leito marinho através de âncoras VLA, estacas de sucção ou estacas torpedo. A estaca torpedo, que é o tipo de ancoragem abordado no presente estudo, são formadas por aço tubular de ponta cônica, preenchido com uma mistura de sucata de aço e concreto, sendo instaladas no leito marinho por gravidade. Dessa forma, a estaca é lançada de uma altura de aproximadamente 100 metros do leito marinho, penetrando, por gravidade, no solo. A Figura 3 apresenta uma estaca torpedo offshore.



Figura 3. Estaca torpedo utilizada para ancoragem de plataformas flutuantes.
(Aguiar, 2007)

Durante sua operação, as estacas offshore ficam submetidas a esforços de arrancamento por tração. Considerando a problemática das plataformas instaladas em solos moles de baixa capacidade, onde há a necessidade de buscar meios de se chegar à resistência requerida, alternativas como aumento do raio de ancoragem ou do número de linhas de ancoragem ocasionam congestionamento no espaço marinho. Essas questões demonstram uma demanda por uma solução que não gere esse tipo de inconveniente e possa ser utilizada na instalação de plataformas flutuantes nessas condições adversas.

Ressalta-se que a capacidade das ancoragens poderia ser incrementada com alguma técnica de melhoramento do solo no entorno da estaca. No entanto, sabe-se que as técnicas usuais de melhoramento de solos argilosos moles são de difícil execução em ambiente *offshore*, o que demonstra a demanda pelo desenvolvimento de novas técnicas passíveis de serem aplicadas nesse tipo de local.

Nesse contexto, pesquisas vem demonstrando que solos argilosos, em condição normalmente adensada e saturados, ao serem aquecidos, podem sofrer um incremento de poropressão, que posteriormente é dissipado, proporcionando aumento de sua resistência não drenada, resultado de um adensamento térmico.

1.2 OBJETIVOS

A presente tese visou avaliar o impacto de diferentes gradientes térmicos na resistência não drenada de solos argilosos moles, a fim de analisar a eficácia do procedimento.

O objetivo do presente trabalho foi avaliar a eficácia da utilização de ciclos térmicos como uma técnica de melhoramento de solos argilosos marinhos, para conseqüentemente incrementar a capacidade de ancoragens *offshore* em solos sob lâminas d'águas profundas.

O estudo buscou responder questões como a área de influência das variações térmicas no entorno da fonte de calor, a magnitude das poropressões induzidas e o ganho de resistência a diferentes distâncias radiais a partir da fonte térmica para distintos níveis de incremento de temperatura.

Cabe ressaltar que questões relacionadas à viabilidade financeira da técnica não foram levadas em consideração na presente pesquisa.

CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A demanda por técnicas que incrementem a capacidade de fundações offshore é um dos desafios atuais vivenciados pela indústria petrolífera. Isso porque, embora existam técnicas de incremento de resistência de solos moles que são aplicáveis fora do mar, a tecnologia atual carece de uma técnica que possa ser utilizada no leito marinho, onde ocorrem desafios inerentes à águas profundas e ultraprofundas.

Autores como Houston et al. (1995), Cui et al. (2000), Trani et al. (2010), Ghaaowd & McCartney (2018), Maghsoodi et al. (2019) e Samarakoon et al. (2019) vem demonstrando que solos argilosos saturados em condição normalmente adensada, exibem um ganho de resistência quando expostos a gradientes térmicos em condições drenadas, em decorrência de deformações contrativas, o que proporciona um efeito de sobreadensamento no solo.

Embora se saiba que o aquecimento de solos argilosos possa gerar aumento de sua resistência, esse fenômeno envolve mecanismos térmicos, hidráulicos e mecânicos que são acoplados e se influenciam mutuamente. De acordo com McCartney et al. (2019), a transferência de calor em solos é fortemente influenciada pela porosidade quando o fluxo é proeminentemente condutivo. Além disso, a temperatura altera a densidade e a viscosidade da água nos vazios do solo, gerando fluxo de água em seu interior, que poderá acarretar em mudanças na tensão efetiva e no volume do solo, visto que esses processos são influenciados pela porosidade. A Figura 4, de McCartney et al. (2019), resume a inter-relação entre os processos térmicos, hidráulicos e mecânicos em um solo.

Diante disso, embora o conhecimento sobre os fenômenos envolvendo o aquecimento de solos esteja avançando, ainda há questões controversas e que precisam ser melhor investigadas, sobretudo quando se refere a utilizar esse procedimento como uma técnica de melhoria de solos.

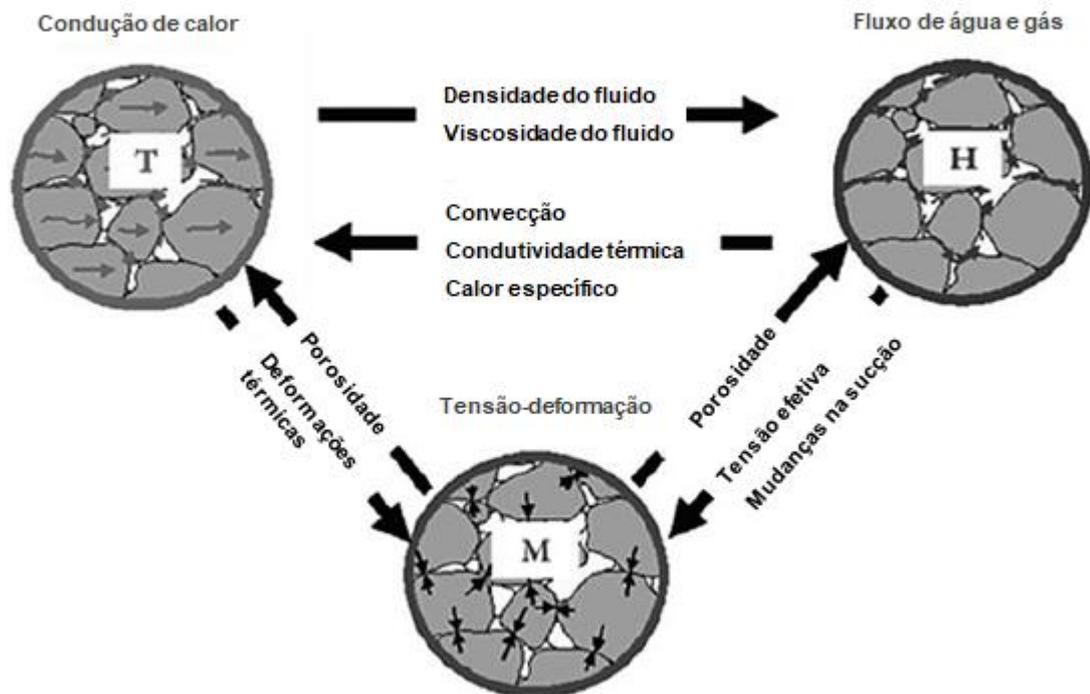


Figura 4. Inter-relação entre os processos térmicos, hidráulicos e mecânicos em um solo. (Adaptado de McCartney et al., 2019)

2.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SOLOS

A transferência de calor nos solos ocorre basicamente por três mecanismos: condução, convecção e radiação. Na condução, a transferência de calor se verifica no contato entre as partículas constituintes do solo, ou seja, pelas colisões das moléculas com o aumento de sua energia cinética, proporcionando trocas de energia a níveis moleculares e atômicos. A condução pode ocorrer nos líquidos e gases presentes no solo, mas é mais predominante na fração sólida e é o principal mecanismo em solos secos. Sendo assim, a condução é dependente das propriedades térmicas dos constituintes do solo, de seu grau de saturação e da porosidade. (Duarte, 2004; Brandl, 2006)

A convecção, por sua vez, ocorre devido à mudança de densidade provocada pela alteração da temperatura. Como o fluido diminui a densidade com o acréscimo de temperatura, ele se desloca de forma ascendente, gerando movimentos convectivos.

Com o movimento convectivo, o fluido carrega consigo o calor. (Duarte, 2004; Brandl, 2006)

Cabe ressaltar que, de acordo com Ghaaowd (2018), em solos saturados, a transferência de calor pode ocorrer principalmente por condução e convecção. No entanto, Saviddou (1988) concluiu que, para argilas com baixa condutividade hidráulica, a transferência de calor devido à convecção será mais lenta do que a decorrente de condução.

A radiação, por sua vez, ocorre nos vazios do solo preenchidos por ar e consiste na emissão de calor em forma de ondas eletromagnéticas. Como esse é um mecanismo pouco expressivo em solos, costuma ser desprezado, sobretudo para solos saturados.

Ademais, de acordo com Brandl (2006), além de condução, convecção e radiação, as trocas de temperatura também podem ocorrer por vaporização, condensação, trocas iônicas e congelamento e descongelamento em alguns casos, porém ressalta-se que para o presente estudo esses mecanismos são insignificantes.

Há diversos métodos capazes de avaliar a propagação de calor no interior do solo, de acordo com as propriedades térmicas do meio. A Teoria da Fonte Linear Infinita e o Teorema da Fonte Cilíndrica Infinita são os métodos analíticos mais relevantes, embora também existam métodos numéricos. Ambos os métodos analíticos fazem simplificação no que diz respeito à geometria da fonte de calor, e desprezam a transferência de calor por convecção. Além disso, para esses métodos analíticos, o processo térmico é simétrico no sentido radial a partir do eixo e a condução de calor é desprezada na direção longitudinal.

De acordo com Monzo (2011), o Método da Fonte Linear Infinita descreve o elemento fornecedor de calor como uma linha vertical infinita, e o campo de temperatura ao redor da fonte é dado em função do tempo t e do raio d , através da equação:

$$T(d, t) = \frac{q}{4\pi\lambda} \int_{\frac{d^2}{4\alpha t}}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du = \frac{q}{4\pi\lambda} E_1\left(\frac{d^2}{4\alpha t}\right) \quad (1)$$

sendo q a taxa de transferência de calor, λ condutividade térmica e α a difusividade térmica do solo. Para valores altos de $\alpha t/d^2$, ou seja $\alpha t/d^2 > 5$, E_1 pode ser considerado como:

$$E_1\left(\frac{d^2}{4\alpha t}\right) = \ln\left(\frac{4\alpha t}{d^2}\right) - \gamma \quad (2)$$

sendo γ a constante de Euler que é igual a 0,5772. Essa teoria prevê que a taxa de calor deve ser constante, os efeitos da ponta da fonte de calor são negligenciados e o solo no entorno da fonte é considerado homogêneo e isotrópico. Esse método é bastante utilizado devido a sua simplicidade e pela rapidez na obtenção dos resultados.

No Teorema da Fonte Cilíndrica Infinita, a fonte de calor é admitida como um cilindro infinito com fluxo de calor constante. De acordo com Monzó (2011), o Método da Fonte Linear Infinita é uma simplificação do método cilíndrico. Nesse caso, o campo de temperatura no entorno da fonte é dado pela Equação:

$$T^q(d, t) = \frac{q}{\lambda} \cdot \frac{1}{\pi^2} \int_0^\infty f(\beta) \cdot d\beta = \frac{q}{\lambda} \cdot G\left(\frac{\alpha t}{d^2}, \frac{d}{d_0}\right) \quad (3)$$

Segundo Austin (1998), o Método da Fonte Cilíndrica é mais complexo de ser aplicado que o da Fonte linear e gera resultados mais precisos; no entanto, o trabalho adicional deste, muitas vezes não compensa, já que a Teoria da Fonte Linear Infinita normalmente proporciona resultados satisfatórios.

Nos métodos numéricos, a avaliação é feita através de retro análise e a fonte de calor, bem como o solo no entorno, podem ser representados de maneira mais detalhada. Dessa forma, esses métodos podem gerar resultados mais precisos. No entanto, eles requerem uma quantidade maior de dados do que os modelos analíticos, além de demandar mais tempo para sua utilização.

2.2 CONSEQUÊNCIAS DO INCREMENTO DE TEMPERATURA NO COMPORTAMENTO DE SOLOS ARGILOSOS SATURADOS

Embora o impacto de gradientes térmicos em solos venha sendo estudado desde a década de 1950, com estudos pioneiros como o de Finn (1951), o campo ainda apresenta várias lacunas e controvérsias. No entanto, já existem tecnologias envolvendo estruturas térmicas em solos, que vem sendo utilizadas de maneira eficaz em soluções de engenharia, como é o caso das estacas trocadoras de calor, onde a energia contida no subsolo é utilizada para gerar climatização de ambientes. Assim sendo, ainda que haja bastante que se avançar no conhecimento do que envolve o aquecimento de solos, acredita-se que esse tema possa ser abordado de maneira prática levando-se em conta as limitações que a fronteira do conhecimento nos permite chegar.

Uma das consequências do aquecimento de argilas é a mudança nos níveis de poropressão, que podem ocorrer quando o solo estiver sujeito a condições não drenadas, ou em situações onde a condutividade hidráulica do solo for baixa.

Campanella e Mitchell (1968) desenvolveram um importante estudo sobre o comportamento de um solo argiloso saturado submetido a gradientes de temperatura utilizando ensaios triaxiais. De acordo com os referidos autores, quando o solo saturado é submetido a um acréscimo de temperatura em condições normalmente adensadas, a poropressão pode ser induzida devido à diferença relativa de expansão entre a água e o esqueleto sólido dos solos. Sendo assim, Campanella e Mitchell (1968) desenvolveram uma equação para a estimativa do incremento de poropressão induzido termicamente:

$$\Delta u = \frac{n \cdot \Delta T (\alpha_s - \alpha_w) + \alpha_{st} \cdot \Delta T}{m_v} \quad (4)$$

onde n é porosidade do solo, ΔT , a variação de temperatura, α_s , o coeficiente de expansão térmica cúbico dos minerais sólidos do solo, α_w é o coeficiente de expansão térmica cúbico da água do solo, α_{st} , o coeficiente físico-químico da mudança de volume estrutural causada pela mudança na temperatura e m_v , a compressibilidade da massa de solo ou da estrutura do solo.

Como se pode observar, a compressibilidade tem um papel muito importante na poropressão, ao passo que maiores compressibilidades estão ligadas a menores incrementos de poropressão. Em outras palavras, como observou Houston et al. (1985), quanto mais rígido for o solo, menor será a compressibilidade e maior será a diminuição da tensão efetiva para um determinado aumento de temperatura em condições não drenadas para condições normalmente adensadas. Ademais, de acordo com Campanella e Mitchell (1968), α_{st} é usualmente negativo, visto que um incremento na temperatura normalmente está associado a uma diminuição no volume da estrutura do solo. Cabe ressaltar que, segundo Abuel Naga et al. (2007), a variação da poropressão decorrente do aquecimento é dependente do histórico de tensão (OCR) do solo, e tende a diminuir à medida que o OCR aumenta, fato observado também por Vega & McCartney (2015).

Alguns autores observaram relação entre a tensão efetiva do solo e o incremento de poropressão: Abuel Naga et al. (2007), Trani et al. (2010) e Ghaaowd (2018) observaram que à medida que a tensão efetiva inicial do solo aumentou, o incremento de poropressão térmico também foi maior em decorrência do aumento de temperatura. A Figura 5, de Abuel Naga et al. (2007), que desenvolveram experimentos em um oedômetro modificado, apresenta incrementos de poropressão em função da temperatura para solos com diferentes tensões de pré-adensamento em condição normalmente adensada. De acordo com os referidos autores, este comportamento se deve ao fato de que uma maior tensão efetiva está ligada a uma maior restrição do esqueleto sólido a se expandir.

O incremento de poropressão normalizado pela tensão efetiva apresenta um comportamento aproximadamente linear com o incremento de temperatura. A Figura 6 (Ghaaowd et al., 2016) apresenta o incremento de poropressão normalizado pela tensão efetiva inicial em função do gradiente de temperatura aplicado para vários solos argilosos (Campanella e Mitchell, 1968; Houston et al., 1985; Uchaipichat & Khalili, 2009; Abuel Naga et al., 2007 e Burghignoli et al., 2000).

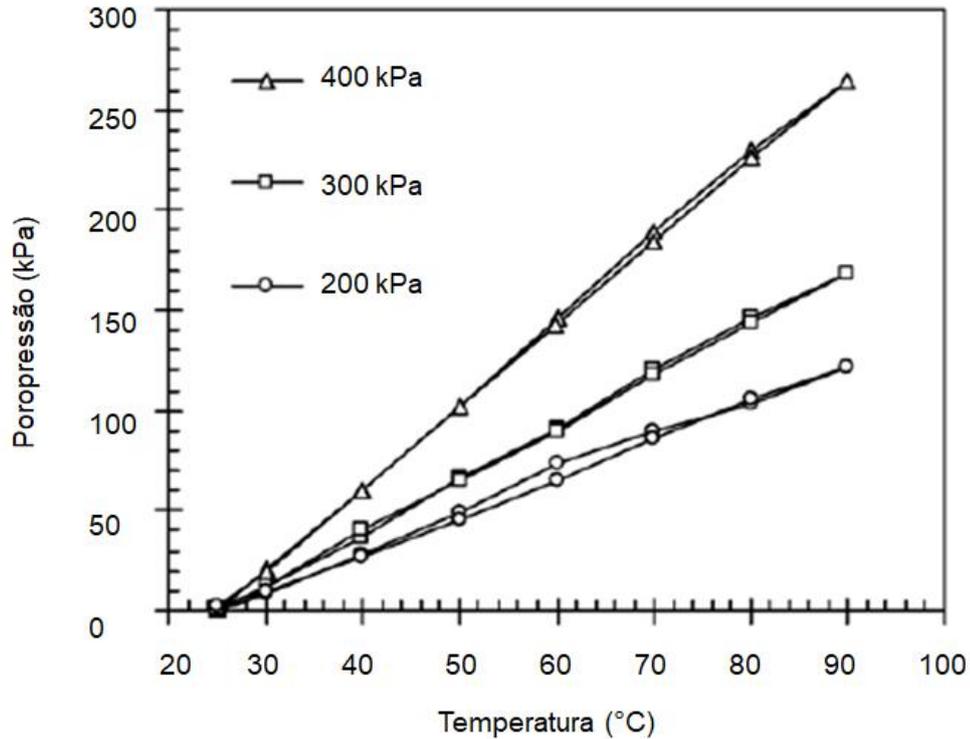


Figura 5. Poropressão induzida termicamente em função da temperatura para diferentes tensões de pré-adensamento em argilas em condição normalmente adensada. (Adaptado de Abuel Naga et al., 2007)

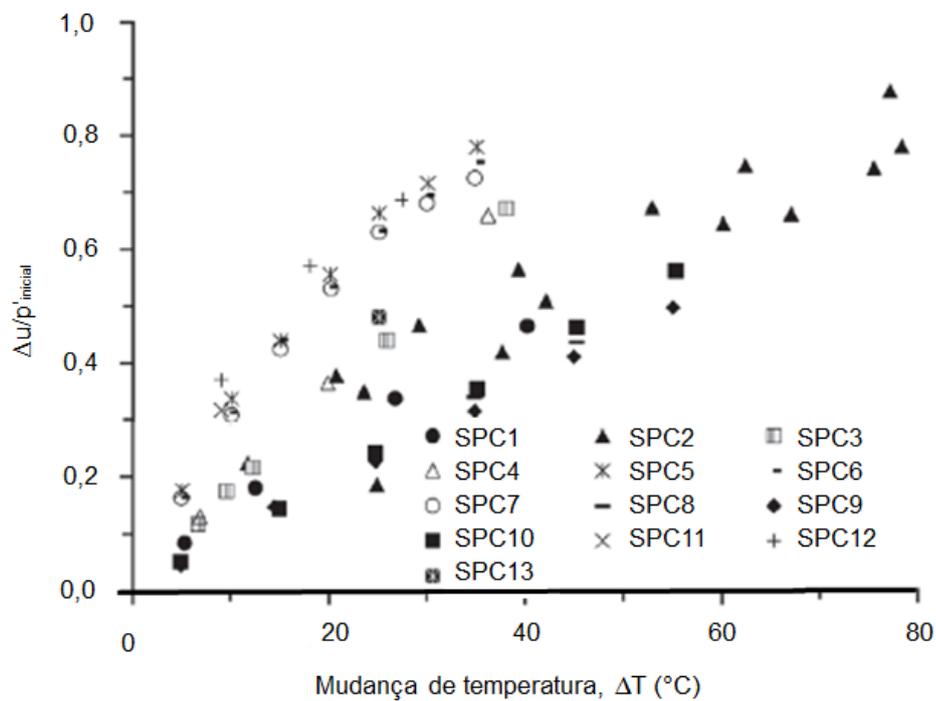


Figura 6. Efeito do incremento de temperatura na mudança da poropressão normalizada pela tensão efetiva inicial para diversos autores. (Adaptado de Ghaaowd et al., 2016)

Ghaaowd et al. (2018), que realizaram aquecimento de um solo argiloso normalmente adensado através de uma fonte de calor cilíndrica, observaram que os excessos de poropressão ocorreram imediatamente após o aumento da temperatura na fonte de calor, embora as temperaturas nos locais de medição de poropressão ainda não tivessem atingido seu máximo. Ao contrário, Zeinali & Sherif (2020), que aqueceram o solo sob uma taxa de incremento menor que Ghaaowd et al. (2018) através de ensaios triaxiais, descobriram que a máxima poropressão ocorreu no momento em que a temperatura máxima foi atingida. É possível que a diferença entre os achados seja devido à diferença de metodologia de ambos os ensaios e à taxa de aquecimento aplicada em cada caso.

O equilíbrio das poropressões induzidas termicamente pode se dar pela diminuição da temperatura do solo ou pela dissipação do excesso de poropressão em condições drenadas. Em situações onde a drenagem não é permitida, Campanella e Mitchell (1968) e Trani et al. (2010) pontuaram que a poropressão decresceu quando o solo foi resfriado. Abuel Naga et al. (2007) também observaram reversibilidade da poropressão para argilas normalmente adensadas, porém, para solos sobreadensados foi descoberto que o incremento de poropressão não foi reversível, chegando a valores negativos ao final do resfriamento, o que também foi relatado por Hueckel & Pellegrini (1992). Por outro lado, nos casos em que a drenagem foi permitida, o excesso de poropressão foi dissipado.

No caso do aquecimento de solos em condições drenadas, vários autores observaram que o solo sofre deformações volumétricas, a depender de fatores como a história de tensão e o índice de plasticidade. De acordo com McCartney et al. (2019), as mudanças de volume podem ocorrer nos solos devido à transferência de calor e ao fluxo de água acoplado, potencialmente devido a mudanças na tensão efetiva, na tensão de pré-adensamento aparente ou na fluência induzida por temperatura. Campanella e Mitchell (1968) observaram que o incremento de poropressão gerado pelo aquecimento pode proporcionar uma reorganização das forças de contato ao passo que a água presente nos vazios do solo é drenada, o que gera adensamento para argilas normalmente adensadas, como também foi observado por Rotta Loria & Coulibaly (2020). De acordo com os referidos autores, um potencial contribuinte para esse fenômeno é o aumento da energia térmica

devido ao aquecimento, o que causa uma diminuição na resistência ao cisalhamento das partículas, gerando um rearranjo das mesmas.

De acordo com Rotta Loria & Coulibaly (2020), as mudanças de volume devido à variação de temperatura podem ser expansivas ou contrativas para solos em condição drenada, caracterizando um comportamento diferente da maioria dos materiais, que sofrem expansão com o aquecimento. Os autores ressaltam que, embora todos os constituintes do solo se expandam individualmente proporcionalmente ao seu coeficiente de expansão térmica e ao aumento de temperatura aplicado, as matrizes do solo podem se contrair com o aquecimento e exibir um coeficiente de expansão térmica negativo. A deformação macroscópica decorrente da temperatura para solos argilosos saturados é caracterizada basicamente pela história de tensão. No entanto, os autores também ressaltam que o adensamento secundário pode ser um fator importante nas variações volumétricas. Sendo assim, a magnitude das deformações térmicas depende da natureza do solo, através dos minerais de argila constituintes e de parâmetros como índice de plasticidade.

Segundo Laloui et al. (2014), diversos estudos demonstraram que, em condições drenadas, argilas normalmente adensadas exibem contração elastoplástica, comportamento representativo de endurecimento térmico, enquanto argilas altamente sobreadensadas se dilatam elasticamente durante o aquecimento. François & Laloui (2008), por sua vez, destacam que entre esses dois estados de história de tensão, existe um intermediário, onde o solo se encontra ligeiramente sobreadensado. Neste caso, primeiro ocorre dilatação elástica e, posteriormente, uma tendência à contração elastoplástica. A intensidade das partes reversível e irreversível de deformação depende de fatores como índice de plasticidade, tipo de solo e grau de sobreadensamento. Abuel Naga et al. (2007) ressaltam que com o aumento do OCR, a magnitude da deformação volumétrica de contração induzida termicamente diminuiu e, gradualmente, começa a mostrar um comportamento expansivo acima de um certo valor de OCR. Cui et al. (2000) também destacam que a temperatura na qual ocorre a transição entre a expansão e a contração aumenta com o aumento do OCR. Esse comportamento também foi observado por autores como Delage et al. (2000), Burghignoli et al. (2000), Cekerevac & Laloui (2004), Hong et al. (2013), Laloui et al. (2014) e Rotta Loria & Coulibaly (2020). Ainda de

acordo com Rotta Loria & Coulibaly (2020), essas respostas também podem ser observadas para rochas sedimentares de granulação fina, como o xisto. Além disso, segundo Laloui et al. (2014), argilas fortemente sobreadensadas podem exibir contração a partir de uma certa temperatura, e destaca que é possível que haja um limite térmico no qual a contração começará a ocorrer, embora ressalte que mais pesquisas sejam necessárias para confirmar este comportamento para outros solos e outros valores de OCR. A Figura 7, de Rotta Loria & Coulibaly (2020), apresenta um resumo da influência da razão de sobreadensamento na variação volumétrica de solos submetidos a ciclos térmicos para diferentes autores.

Abuel Naga et al. (2007) corroboram a ideia de que a deformação volumétrica induzida termicamente se subdivide em expansão reversível e contração irreversível. Segundo os autores, a contração irreversível é decorrente do rearranjo das partículas e a expansão reversível é composta por dois componentes: a expansão dos minerais argilosos e da água dos poros e o aumento das forças repulsivas entre as partículas de argila, que é compensado pelo aumento do espaçamento entre partículas.

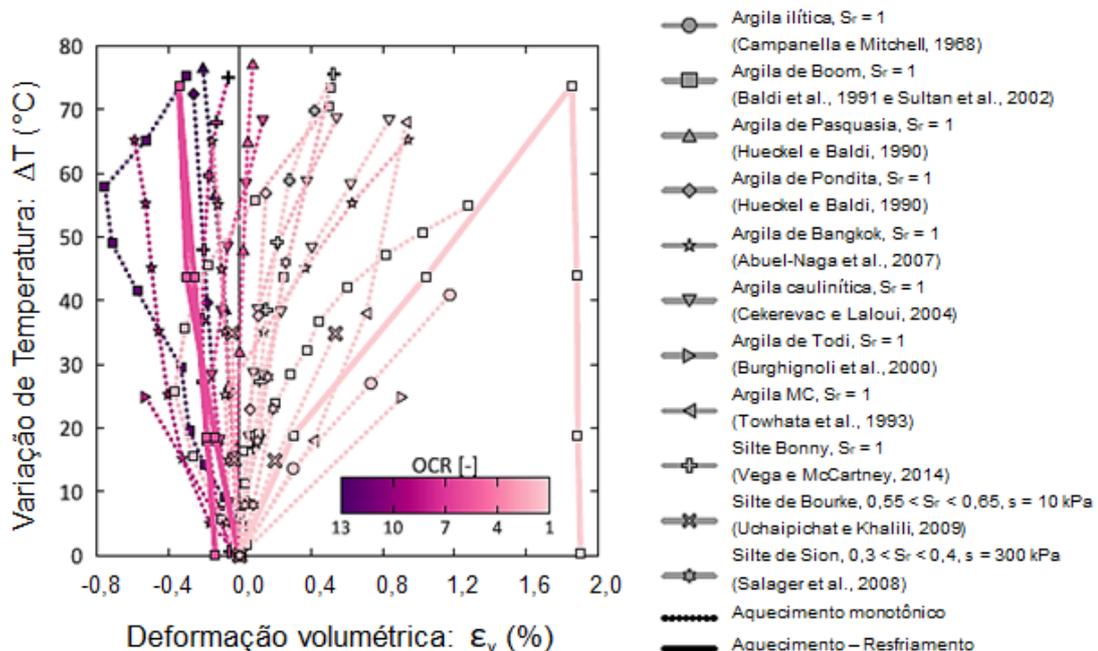


Figura 7. Influência da história de tensão nas deformações volumétricas térmicas para solos argilosos em condições drenadas. (Adaptado de Rotta Loria & Coulibaly, 2020)

Segundo Rotta Loria & Coulibaly (2020), os fundamentos teóricos que governam a mudança de volume para solos finos saturados sujeitos a variações de temperatura em condições drenadas, está apresentado nas Figuras 8 (a) e (b), e são baseados na teoria da termoelastoplasticidade. De acordo com os autores, solos situados dentro da superfície de escoamento, caracterizados pelo estado 'A' ($p'_A < p'_{c0}$), ao serem submetidos ao aquecimento até 'A"', ponto que também se encontra dentro da superfície de escoamento, exibem um comportamento elástico característico de solos altamente pré-adensados, que apresentam expansão no aquecimento e contração no resfriamento. Por sua vez, solos caracterizados pelo estado 'C', situados sobre a superfície de escoamento ($p'_C = p'_{c0}$), quando submetidos a um aquecimento em direção ao estado 'C"', exibem um comportamento plástico irreversível, o que é característico de solos normalmente adensados, que experimentam contração no aquecimento e no resfriamento. Solos no estado 'B', por sua vez, que inicialmente se encontram dentro da superfície de escoamento ($p'_B < p'_{c0}$) e que são aquecidos até o ponto 'B"', tendo alcançado a superfície de escoamento no ponto 'B'' exibem comportamento elastoplástico, que é o comportamento típico de solos levemente sobreadensados, apresentando expansão inicial, seguida de contração no aquecimento e contração no resfriamento.

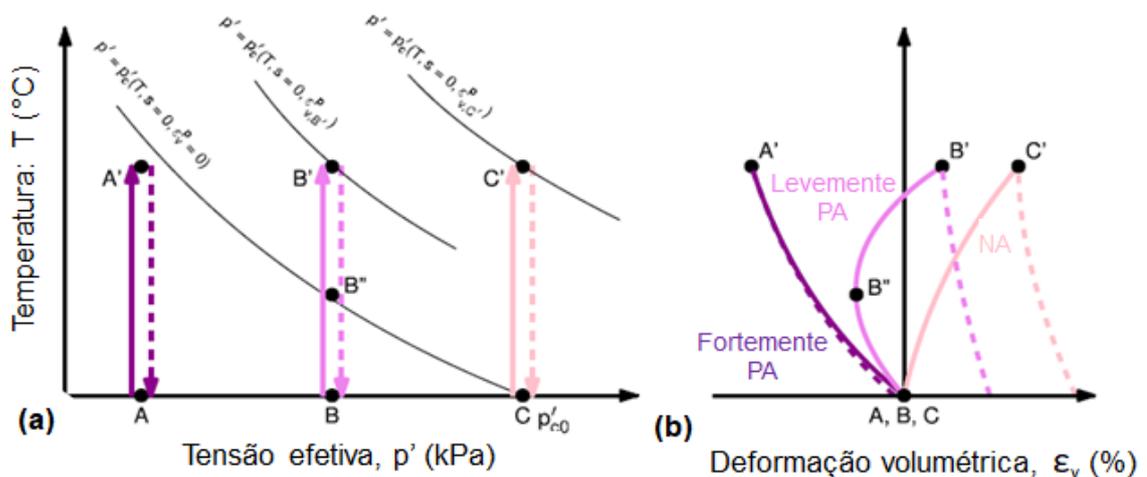


Figura 8. Modelo constitutivo da variação volumétrica para solos finos sujeitos a mudanças térmicas. (a) Evolução da tensão de pré-adensamento aparente; (b) Resposta volumétrica ao aquecimento e resfriamento em condições saturadas.

(Adaptado de Rotta Loria & Coulibaly, 2020)

Além disso, foi apresentado por McCartney et al. (2019) que, para amostras com o mesmo OCR, no caso onde as mesmas foram preparadas por descarregamento, ocorre expansão com o aquecimento, e, nos casos onde a amostra foi preparada por recarga a um valor de OCR mais baixo, ocorre contração do solo ao ser aquecido.

Diversos autores concluíram que as variações volumétricas no resfriamento são contrativas em decorrência da contração térmica das partículas sólidas e da água no solo saturado (Cui et al. 2000). Porém, em alguns estudos, como os de Campanella e Mitchell (1968), Hueckel & Baldi (1990), Takai et al. (2018) e Houhou et al. (2021), foi observado uma ligeira expansão do solo durante o resfriamento. De acordo com Campanella & Mitchell (1968) e Houhou et al. (2021), isso pode ser devido à diferença entre a contração volumétrica dos grãos de solo e da água, que dão origem a uma tensão na água do poro, que por sua vez causa a absorção de água pela amostra. Nesse sentido, Cui et al. (2000) ressaltam que a taxa de resfriamento deve ser lenta o suficiente para permitir a expulsão da água devido à contração térmica diferencial entre a água e os sólidos. Dessa forma, os autores acreditam que alguns resultados experimentais que mostram expansão durante o resfriamento devam ser considerados com cautela, principalmente quando o resfriamento foi instantâneo.

Sendo assim, embora vários autores tenham relatado a influência do histórico de tensão nas deformações térmicas, autores como Demars & Charles (1982), Cui et al. (2000), Abuel Naga et al. (2007) e Rotta Loria & Coulibaly (2020) constataram que a tensão efetiva inicial não impacta na magnitude da variação volumétrica. Takai et al. (2018) e Houhou et al. (2021), no entanto, observaram que o adensamento térmico foi mais significativo sob tensões efetivas relativamente altas. Nesse sentido, Houhou et al. (2021) acreditam que a mineralogia e a composição da argila possam impactar em sua variação volumétrica. Ao contrário, Samarakoon et al. (2019) observou que as variações volumétricas foram diretamente proporcionais à tensão efetiva do solo.

Outra abordagem para a avaliação das variações volumétricas é através do adensamento secundário, que é um mecanismo que pode ser predominante durante o aquecimento de solos argilosos. De acordo com Houhou (2021), a interação físico-química entre as partículas controla a resposta térmica da argila. Delage et al. (2000)

também ressaltam que a contração térmica é relacionada às interações físico-químicas entre a argila e a água, a partir da alteração da espessura da camada dupla com o aumento da temperatura.

Segundo Houston et al. (1985), assim como no adensamento mecânico, as deformações podem continuar mesmo depois que os excessos de poropressão gerados pela elevação da temperatura tenham se dissipado. Essas deformações foram denominadas compressão secundária térmica e ocorreram ao longo do processo de adensamento térmico. A taxa de compressão secundária térmica diminuiu com o aumento do tempo e, em geral, era maior do que a taxa de compressão secundária mecânica, como também foi observado por Campanella & Mitchell (1968). Acredita-se que a maior taxa seja devido aos efeitos físico-químicos da elevação da temperatura, incluindo a diminuição da viscosidade, e os rearranjos estruturais. A Figura 9 apresenta um esquema do mecanismo de fluência acelerada devido à temperatura.

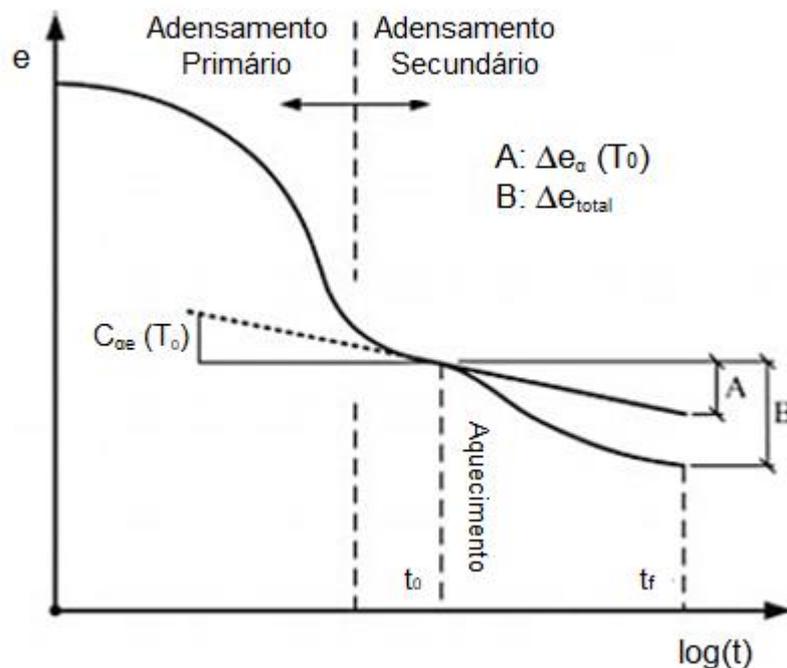


Figura 9. Mecanismo de fluência acelerada por temperatura. (Adaptado de McCartney et al., 2019)

Towhata et al. (1993) sugeriram que a espessura da camada dupla difusa diminui com o aumento da temperatura, levando a uma configuração mais densa. Paaswell (1967) considerou que o calor causaria uma agitação térmica das moléculas de água ligadas às partículas de argila, diminuindo a viscosidade da água e permitindo que elas se movessem para fora da camada dupla com maior facilidade, o que também foi observado por Habibagahi (1977). Rotta Loria & Coulibaly (2020) ressaltam que esse mecanismo está associado a uma diminuição na resistência ao cisalhamento nos contatos interpartículas, visto que induz uma maior probabilidade de deslizamento das partículas. Em condições normalmente adensadas, o aquecimento produz uma reorganização da estrutura do solo até que um número suficiente de contatos de partículas seja formado para permitir que o solo suporte as tensões na temperatura mais alta.

Por outro lado, alguns autores acreditam que a espessura da camada dupla aumenta com o aquecimento. Yong et al. (1962), por exemplo, ressaltam que ocorre aumento da espessura da camada dupla com a temperatura, resultando em um aumento das forças repulsivas. Morin & Silva (1984) também concluem que a espessura da camada dupla deve aumentar com o aumento da temperatura. Mitchell (1993), por sua vez, considera que a espessura da camada dupla não deve mudar significativamente com a temperatura.

Embora a fluência seja um mecanismo considerado importante por diversos autores durante o aquecimento de solos argilosos, outros encontraram que a compressão secundária não foi significativa e pode ser desprezada, como Hueckel & Baldi (1990) e Delage et al. (2000). Sendo assim, é possível que magnitudes significativas na fluência dependam do nível de temperatura, do tempo de aquecimento e do tipo de solo.

Nesse sentido, Houhou et al. (2021) submeteram duas argilas, ilítica e caulinítica, ao aquecimento sob duas distintas tensões efetivas, e avaliaram a resposta microestrutural das amostras através de ensaios de porosimetria por intrusão de mercúrio (MIP) e tomografia de raio-X. Após o ciclo de aquecimento e resfriamento, todas as amostras exibiram deformações contrativas permanentes, dependendo da densidade do tamanho dos poros, do estado de tensão e da composição da argila. A Figura 10 apresenta a comparação dos resultados dos ensaios MIP realizados para

a ilita aquecida e para a não aquecida, nas tensões efetivas de 60 kPa e 500 kPa. Sendo assim, observa-se que não houve alteração nem na densidade nem no diâmetro dos microporos da ilita, indicando que as modificações da dupla camada difusa não são a principal razão por trás das deformações térmicas volumétricas observadas. Por outro lado, os macroporos apresentaram variações. Para o ensaio oedométrico realizado na tensão efetiva de 60 kPa, o MIP não apresentou variação do diâmetro do poro, porém, sua densidade dentro da amostra reduziu com o aquecimento. Com relação ao solo cuja tensão efetiva foi de 500 kPa no ensaio oedométrico, a densidade dos macroporos se manteve mas eles reduziram de tamanho. Dessa forma, observa-se que tensões verticais efetivas mais altas induzem deformações mais significativas nos macroporos da ilita sujeita ao aquecimento.

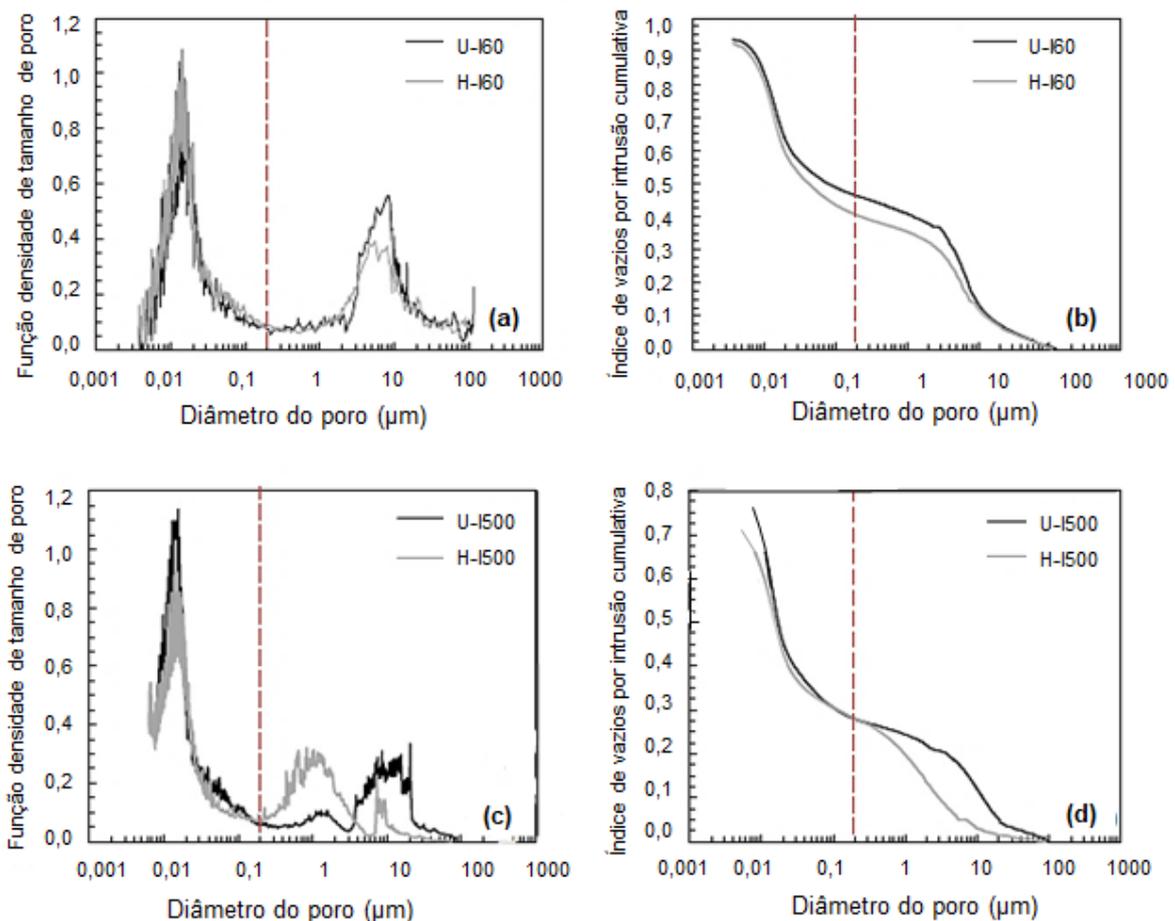


Figura 10. Comparação dos resultados dos ensaios MIP realizados para a ilita aquecida e para a não aquecida, nas tensões efetivas de (a,b) 60 kPa e (c,d) 500 kPa. (Adaptado de Houhou et al., 2021)

Além disso, a Figura 11 apresenta os resultados do ensaio de tomografia para a ilita, que se referem aos diâmetros de poros que o ensaio MIP não contemplou, ou seja, acima de $100\ \mu\text{m}$, para as amostras de solo aquecido e não aquecido com tensão efetiva de $60\ \text{kPa}$. Nela se observa que os macroporos na amostra aquecida são menores e mais dispersos em comparação aos da amostra não aquecida.

Por outro lado, os ensaios de MIP para as amostras de caulim aquecido e não aquecido, sob a tensão efetiva de $60\ \text{kPa}$, estão apresentados na Figura 12. Ao contrário da ilita, o caulim não sofreu modificação de sua estrutura interna pelo ciclo de temperatura. No entanto, o autor ressalta que isso pode ter ocorrido pelas limitadas deformações térmicas durante o teste no oedômetro, ou pode ter havido variação da estrutura interna para macroporos com diâmetros superiores aos detectáveis pelo ensaio MIP. Contudo, assim como para a ilita, não acredita-se que as mudanças volumétricas tenham ocorrido por modificações na dupla camada difusa, visto que não se observaram alteração nos microporos.

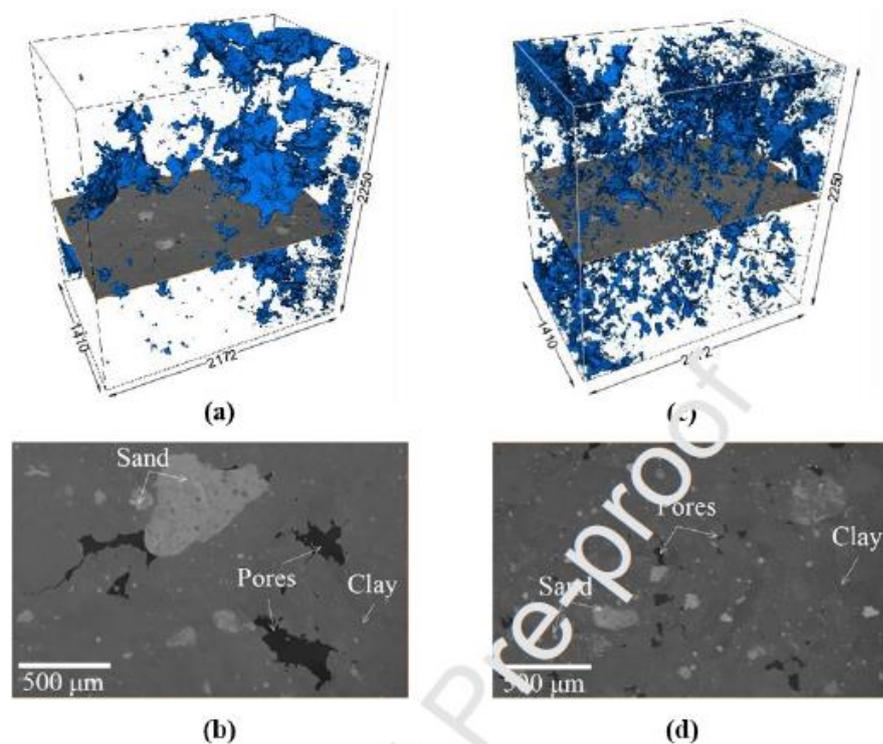


Figura 11. Volume de poros reconstituído e seção transversal detalhada para a ilita: (a,b) amostra sem aquecimento e (c,d) amostra submetida ao ciclo térmico. (Houhou et al., 2021)

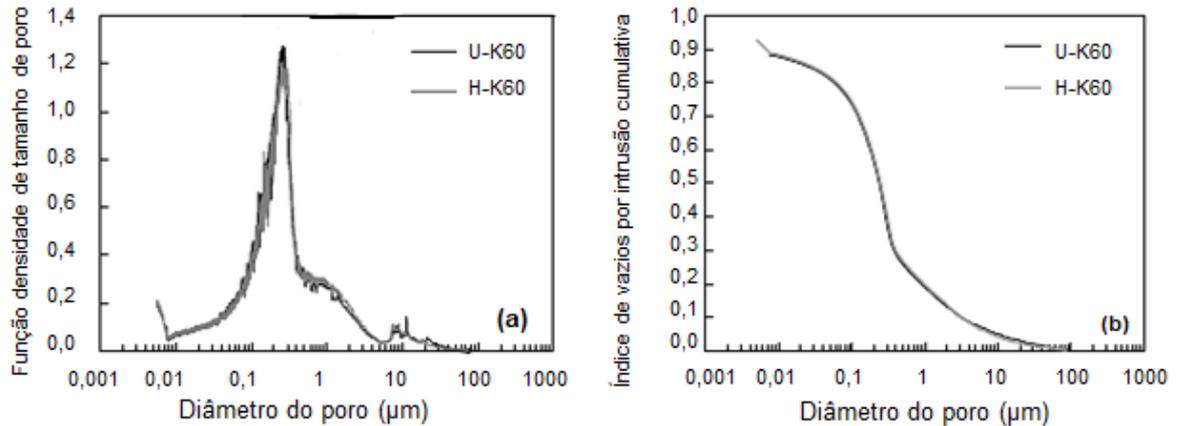


Figura 12. Ensaio de MIP para as amostras de caulim aquecido e não aquecido, sob a tensão efetiva de 60 kPa. (Adaptado de Houhou et al., 2021)

Como se pode observar, e de acordo com o mencionado por Vega & McCartney (2015), a magnitude de mudança de volume térmico adicional esperada após o aquecimento e resfriamento cíclicos não é bem compreendida. De acordo com Rotta Loria & Coulibaly (2020), embora haja uma quantidade grande de pesquisas envolvendo as deformações decorrentes de variações térmicas, o entendimento atual ainda permanece incompleto e às vezes inconclusivo.

O índice de plasticidade também foi um influenciador da magnitude da variação do índice de vazios decorrentes do aquecimento. Demars & Charles (1981), que conduziram estudos em argilas marinhas do Atlântico Norte, observaram que a mudança permanente do índice de vazios do solo teve uma relação crescente e aproximadamente linear com o índice de plasticidade. O mesmo comportamento foi observado por outros autores, como Vega & McCartney (2015) e Towhata et al. (1993). A Figura 13, de Abuel Naga et al. (2005), apresenta a variação volumétrica em função do índice de plasticidade para diversos estudos com argilas normalmente adensadas, submetidas a variações de temperatura entre 65 e 70°C.

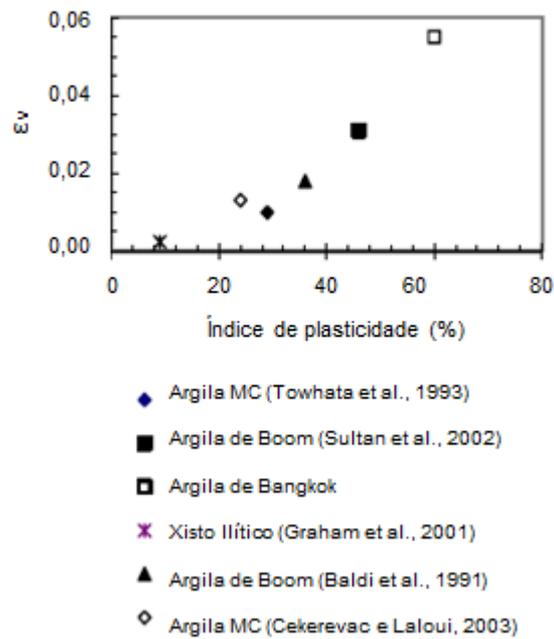


Figura 13. Efeito do índice de plasticidade na mudança de volume térmica para diferentes argilas normalmente adensadas. (Adaptado de Abuel Naga et al., 2005)

Ressalta-se que, em decorrência dos mecanismos térmicos, hidráulicos e mecânicos acoplados advindos de ciclos térmicos em solos, são geradas variações nas propriedades desses materiais. Com relação aos parâmetros que envolvem o adensamento primário, pode-se dizer que não ocorre variação do índice de compressão com o incremento de temperatura. Isso foi observado por autores como Campanella & Mitchell (1968), Burghignoli et al. (2000), Cui et al. (2000), Sultan et al. (2002), Cekerevac & Laloui (2004), Hong et al. (2013), Trani et al. (2010) e Samarakoon & McCartney (2020). Por outro lado, com relação ao índice de recompressão, há controvérsias. Eriksoon (1989) indicou que esse parâmetro é dependente da temperatura. No entanto, Campanella & Mitchell (1969) e Hueckel & Baldi (1990) mostraram que a inclinação da linha de recarregamento é independente do carregamento térmico.

Ademais, o coeficiente de adensamento primário também apresenta conclusões controversas com relação ao aquecimento. De acordo com Delage et al. (2000), o coeficiente de adensamento não muda significativamente com o aumento da temperatura, devido aos efeitos opostos de aumento da permeabilidade e diminuição

da porosidade. Nesse caso, a permeabilidade aumenta devido à diminuição da viscosidade com o aumento de temperatura. Cabe ressaltar que, de acordo com McCartney et al. (2019), caso a amostra se contraia, a permeabilidade irá diminuir. Por outro lado, Takai et al. (2018), encontraram incrementos significativos no coeficiente de adensamento em decorrência do aquecimento, o que também foi citado por Rotta Loria & Coulibaly (2020).

Autores como Cekerevac & Laloui (2004), Maghsoodi et al. (2019) e Samarakoon et al. (2019) observaram que as variações de temperatura não afetam o ângulo de atrito do solo.

Com relação à tensão de pré-adensamento, para solos em condições normalmente adensadas, diversos autores observaram que há uma diminuição aparente pelos efeitos do aquecimento, como Tidfors & Salfors (1989), Cui et al. (2000), Laloui & Cekerevac (2003), Trani et al. (2010) e Laloui et al. (2014). Muitos desses estudos observaram que a relação de diminuição da tensão de pré-adensamento é linear com a temperatura. De acordo com Rotta Loria & Coulibaly (2020), esse fenômeno é denominado por amolecimento térmico e pode ser observado na Figura 14, de McCartney et al. (2019).

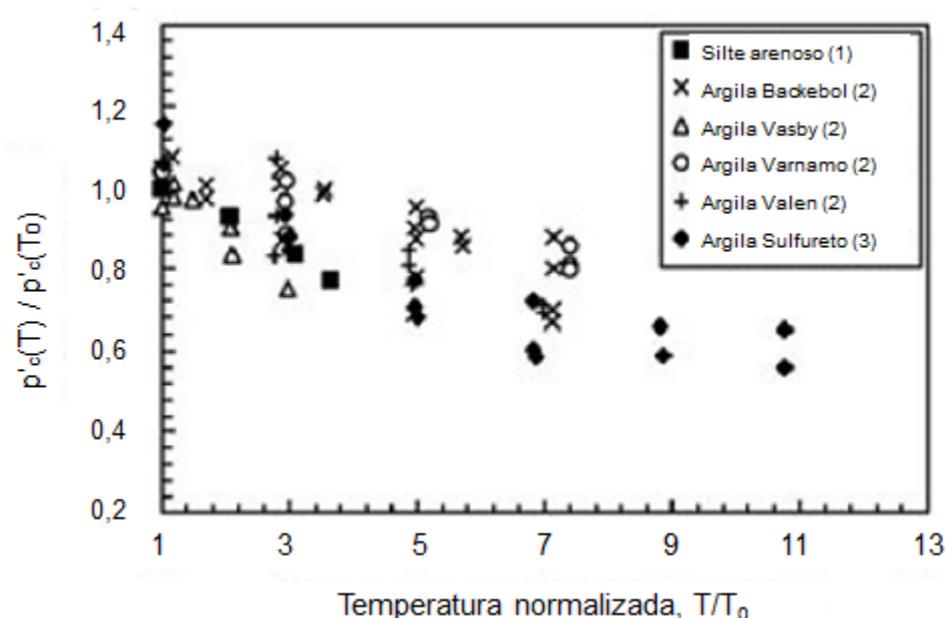


Figura 14. Mudanças na tensão de pré-adensamento para argilas normalmente adensadas sujeitas a incrementos de temperatura. (Adapado de McCartney et al., 2019)

Embora existam muitos relatos de diminuição da tensão de pré-adensamento durante o aquecimento, se o solo for posteriormente submetido ao resfriamento, ocorrerá aumento da tensão de pré-adensamento aparente em consequência do endurecimento térmico, como foi observado por Plum e Esrig (1969), Towhata et al. (1993), Abuel Naga et al. (2005), McCartney et al. (2019) e Samarakoon & McCartney (2020). A Figura 15, de Abuel Naga et al. (2005) mostra as tensões de pré-adensamento aparentes após ciclos térmicos. Sendo assim, a variação da temperatura proporcionou ao solo um efeito de sobreadensamento, como mostrado na Figura 16, que apresenta os novos OCRs obtidos com as novas tensões de pré-adensamento decorrentes do ciclo térmico. Esse comportamento também foi observado por Campanella & Mitchell (1968), Houston et al. (1985) e Burghignoli et al. (2000).

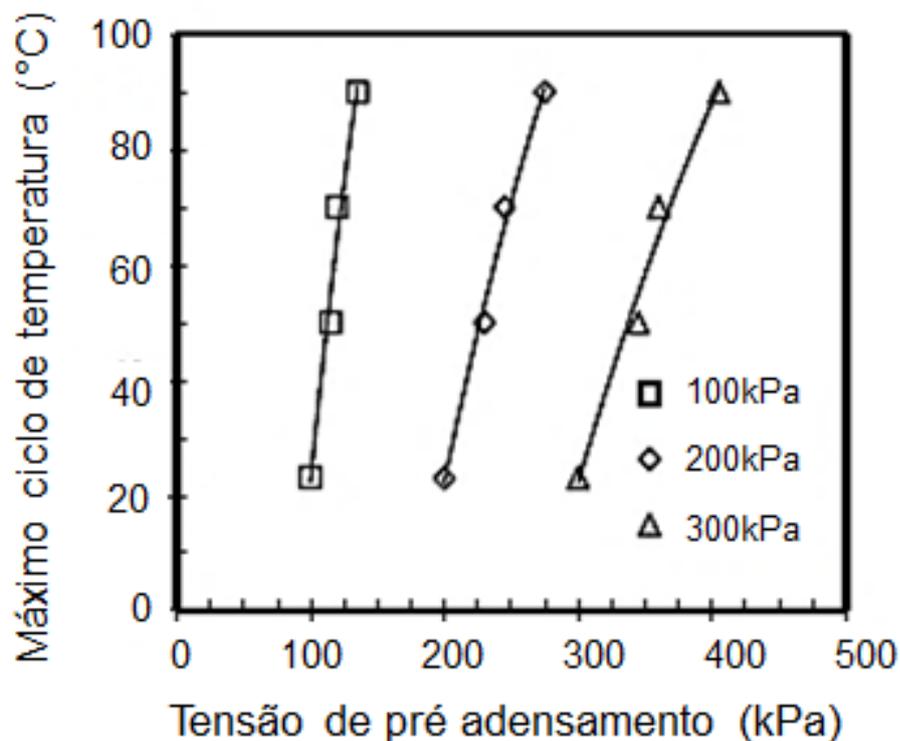


Figura 15. Mudança na tensão de pré-adensamento em decorrência de ciclos de aquecimento térmico em argilas normalmente adensadas para diferentes níveis de temperatura. (Adaptado de Abuel Naga et al., 2005)

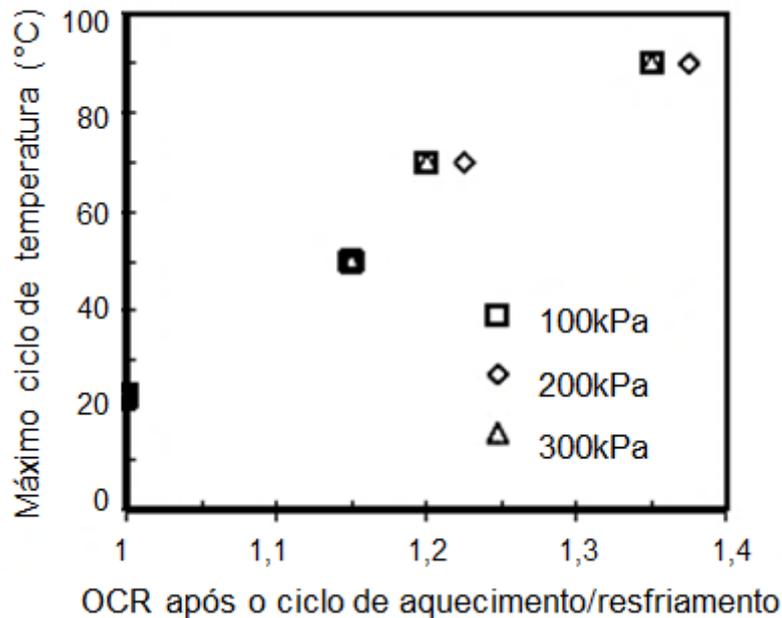


Figura 16. Mudança no OCR de argilas submetidas a diferentes níveis de ciclos de aquecimento e resfriamento. (Adaptado de Abuel Naga et al., 2005)

2.3 IMPACTO DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA NA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO DO SOLO

De acordo com Laloui et al. (2014), existem estudos onde foram observados ganhos na resistência ao cisalhamento em solos submetidos ao aquecimento, e outros em que se verificou ligeiro decréscimo. Os distintos resultados podem ser em decorrência do tipo de solo, mineralogia, taxa de sobreadensamento, condições de drenagem durante o aquecimento e o cisalhamento.

Kuntiwattanakul et al. (1995), a partir de ensaios triaxiais não drenados, observaram que no estado normalmente adensado ocorre aumento da resistência ao cisalhamento após o aquecimento drenado, enquanto para solos pré-adensados a resistência não é afetada pela temperatura. Por sua vez, Abuel Naga et al. (2007) observou incremento de resistência não drenada para uma argila mole aquecida em condições drenadas, tanto para solos em condição normalmente adensada como sobreadensada.

Segundo Samarakoon et al. (2019), quando o aquecimento se dá em condições não drenadas, ocorre diminuição da resistência ao cisalhamento como resultado do

incremento de poropressão térmica, que reduz as tensões efetivas, como também foi observado por Sherif & Burrous (1969) e Moritz (1995). Kuntiwattanukul et al. (1995) também salienta que a maioria dos estudos, embora não todos, onde ocorre diminuição da resistência, se deu em ensaios com aquecimento não drenado. Ao contrário, Wang & Zhang (2020), que aqueceram e cisalharam um solo caulinitico normalmente adensado em condições não drenadas, não observaram alteração da resistência ao cisalhamento em decorrência da variação de temperatura. Por outro lado, de acordo com Samarakoon et al. (2019), se o aquecimento acontece em condições drenadas, é observado aumento da resistência para argilas em condições normalmente adensadas, devido a redução de seu índice de vazios, o que também foi observado por Kuntiwattanukul et al. (1995) e Cekerevac & Laloui (2004). Contudo, Hueckel & Baldi (1990) observaram que a resistência ao cisalhamento drenada diminuiu após o aquecimento drenado de uma argila, o que foi atribuído a uma diminuição da superfície de escoamento. A Tabela 1, de Laloui et al. (2014), apresenta os efeitos do incremento de temperatura na resistência ao cisalhamento de alguns solos com diferentes condições de drenagem no aquecimento e no cisalhamento.

Tabela 1. Efeito do aquecimento na resistência ao cisalhamento para vários solos em diferentes condições de drenagem no aquecimento e no cisalhamento.

(Adaptado de Laloui et al., 2014)

Referência	Tipo de aquecimento	Tipo de cisalhamento	Mudança na resistência ao cisalhamento
Abuel-Naga et al. (2007)	Drenado / não drenado	Não drenado/drenado	Aumento
Burghignoli et al. (2000)	Drenado	Não drenado	Leve aumento
Tanaka et al. (1996, 1997)	Drenado	Não drenado	Aumento
Cekerevac et al. (2005)	Drenado	Drenado	Leve aumento
Kuntiwattanukul et al. (1995)	Drenado	Não drenado	Aumento
Houston et al. (1985)	Drenado / não drenado	Não drenado	Aumento
Campanella e Mitchell (1968)	Drenado	Não drenado	Decréscimo
Hueckel e Baldi (1990)	Drenado	Drenado	Decréscimo
Moritz (1995)	Não drenado	Não drenado	Decréscimo
Sherif e Burrous (1969)	Não drenado	Não drenado	Decréscimo
Uchaipichat e Khalili (2009)	Drenado	Drenado	Decréscimo na resistência de pico e sem mudança na resistência ao cisalhamento no estado crítico
Alsherif e McCartney (2014)	Drenado	Drenado	Decréscimo para aquecimento sob baixa sucção, aumento para aquecimento sob alta sucção

Para estudar as mudanças na resistência ao cisalhamento após o resfriamento, Samarakoon et al. (2019), impuseram um ciclo térmico a argilas normalmente adensadas em condições drenadas e observaram ganhos de resistência não drenada após a variação de temperatura, com valores entre 16 e 54%. Hueckel & Baldi (1990) também observaram o mesmo comportamento. Os autores atribuíram o ganho de resistência à expansão da superfície de escoamento, que gerou aumento da tensão de pré-adensamento aparente. Trani et al. (2010) realizaram ensaios triaxiais CIU em argilas normalmente adensadas sob três condições: uma amostra à temperatura ambiente, uma amostra após um ciclo térmico a 90°C drenado e duas outras à temperatura ambiente, após adensamento mecânico em condições de variação volumétrica iguais às variações da amostra submetida ao ciclo térmico, como apresentado na Figura 17. Foi observado que a amostra sujeita ao ciclo de temperatura drenado apresentou uma resistência de pico substancialmente maior à da amostra que não foi carregada termo-mecanicamente. As amostras confeccionadas a partir de mudanças volumétricas induzidas mecanicamente também tiveram resistência de pico inferior à amostra sujeita ao ciclo térmico. A resistência induzida por mudança volumétrica equivale a 60% da resistência ao cisalhamento termomecânica total. Isso indica que o aumento de resistência decorrente do ciclo térmico não pode ser atribuído somente a variações volumétricas. Sendo assim, Trani et al. (2010) atribuíram os 40% de incremento de resistência remanescente à possível mudança estrutural permanente ou ao rearranjo das partículas da argila durante o aquecimento.

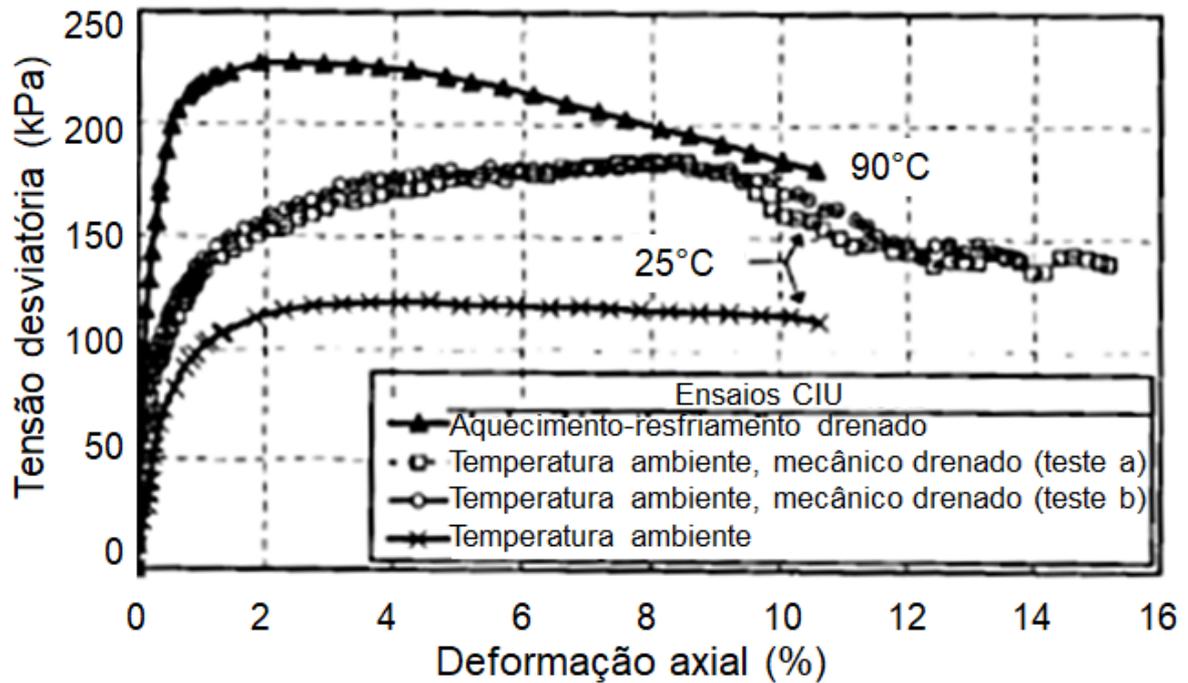


Figura 17. Comparação entre a resistência ao cisalhamento desenvolvida em ensaios triaxiais CIU de uma amostra sujeita a um ciclo de aquecimento e resfriamento drenado até 90°C, outras amostras sujeitas à mesma variação volumétrica da carregada termicamente, porém apenas por carregamento mecânico e outra amostra referência que não foi submetida a carregamento térmico nem mecânico. (Adaptado de Trani et al., 2010)

Ressalta-se que, segundo Samarakoon et al. (2019), o nível de tensão efetiva também desempenha um papel importante na magnitude do ganho de resistência não drenada para argilas normalmente adensadas sujeitas a ciclos térmicos, sendo esta inversamente proporcional ao nível de tensão efetiva da amostra, como apresentado na Figura 18.

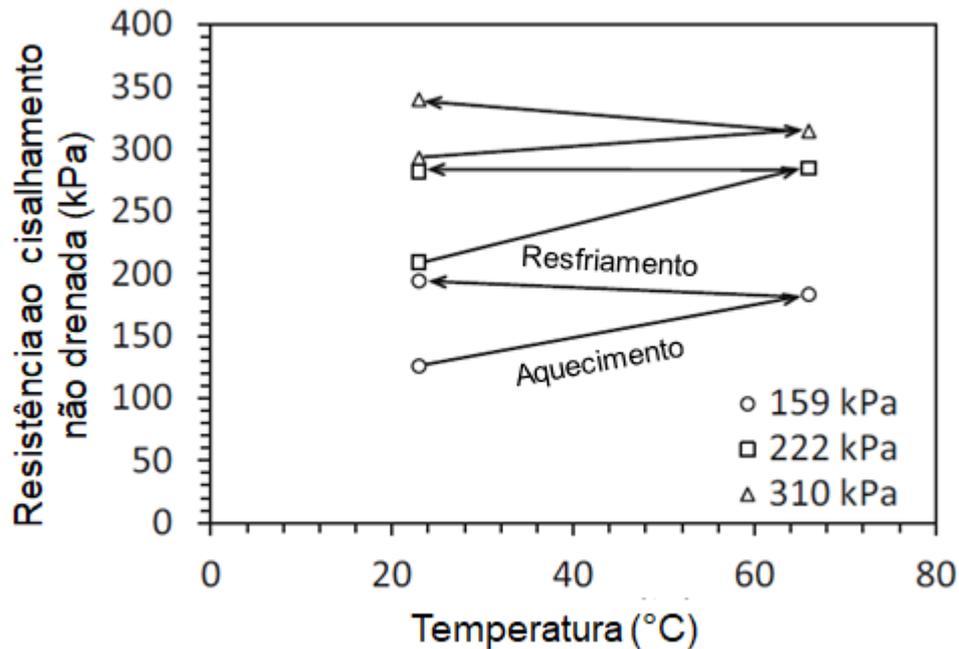


Figura 18. Resistência ao cisalhamento não drenada a diferentes tensões efetivas médias para amostras cisalhadas a temperatura ambiente, após aquecimento e após ciclo de aquecimento e resfriamento. (Adaptado de Samarakoon et al., 2019)

2.4 IMPACTO DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA NA CAPACIDADE DE FUNDAÇÕES

O adensamento térmico em solos argilosos vem sendo estudado há algumas décadas. No entanto, o impacto do gradiente térmico na capacidade de fundações é um assunto que ainda necessita de maiores investigações.

De acordo com Wang et al. (2020), a resistência na interface estaca-argila depende significativamente da temperatura aplicada, do número de ciclos de temperatura e das razões de sobreadensamento da argila. Ghaaowd & McCartney (2018) estudaram um modelo físico reduzido em centrífuga, onde o solo foi submetido a diferentes gradientes de temperatura com posterior resfriamento. Foi observado ganho de resistência para as duas estacas aquecidas e este ganho foi diretamente proporcional ao gradiente aplicado à estaca (Figura 19). McCartney & Rosenberg (2011) também encontraram resultados semelhantes.

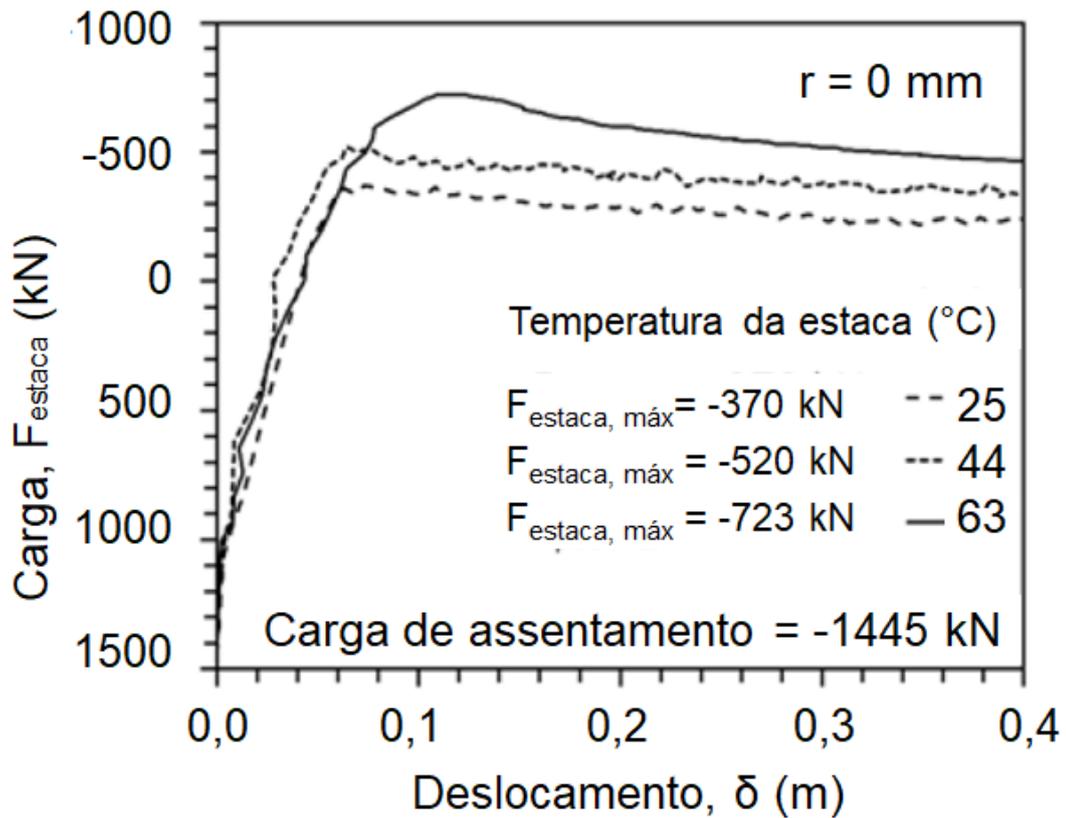


Figura 19. Curvas carga-recalque para estacas em miniatura a diferentes temperaturas. (Adaptado de Ghaowd & McCartney, 2018)

Wang et al. (2020) realizaram ensaios de cisalhamento direto para avaliar o impacto de ciclos térmicos no comportamento mecânico da interface solo-estaca, para solos argilosos e estacas de concreto. Segundo o autor, a variação da resistência de interface é função de três fatores principais: endurecimento térmico da argila em estado normalmente adensado ou levemente pré-adensada submetida a ciclos de temperatura, migração da água dos poros da argila para a interface estaca-solo e quebra da ligação entre o solo e a superfície da estaca para acomodar a expansão térmica dos dois materiais. O primeiro aspecto gera incremento de resistência, e os dois seguintes geram diminuição. Sendo assim, o comportamento da estaca é resultado da variação líquida desses três efeitos. Esses fatores serão influenciados pelo histórico de tensão do solo e pela magnitude da variação de temperatura. De acordo com os referidos autores, a resistência ao cisalhamento nas interfaces aumenta em temperaturas elevadas para argilas normalmente adensadas ou ligeiramente sobreadensadas. Por outro lado, a resistência diminui para as interfaces

com argilas altamente sobreadensadas. Além disso, os autores salientam que embora seja atribuído que a expansão de argilas fortemente sobreadensadas é elástica, não se pode dizer o mesmo para a interface solo-estaca, visto que houve diminuição da resistência. Maghsoodi et al. (2019) também observaram um ligeiro ganho de resistência para a interface argila-estaca quando o conjunto foi submetido a ciclos de aquecimento em ensaios de cisalhamento direto. Neste caso, os autores salientam que o ganho de resistência na argila foi maior que o ganho na interface. Essa diferença foi atribuída à menor adesão entre os dois materiais distintos, se comparado ao comportamento do solo individualmente.

McCartney & Rosenberg (2011), por sua vez, que estudaram o impacto do aquecimento na capacidade de carga de estacas geotérmicas em solo siltoso, através de modelos físicos centrífugos, também observaram aumento na capacidade de carga proporcional ao incremento de temperatura aplicado às fundações. Segundo os autores, o aumento da capacidade de carga pode ser atribuído ao aumento das tensões radiais decorrentes do aquecimento, que geraram uma melhora na capacidade de resistência ao cisalhamento lateral.

CAPÍTULO III - MATERIAIS E MÉTODOS

Para caracterizar o comportamento termomecânico de um solo argiloso submetido a um ciclo térmico em condições drenadas, foram realizados dois tipos de ensaios através de modelos físicos reduzidos: um conjunto em condições normais de gravidade, a 1g, e outro, em centrífuga geotécnica, a 20g. Os diferentes modelos foram confeccionados em um container cilíndrico metálico e a configuração geral de ensaio utilizada nos ensaios a 1g está apresentada na Figura 20, enquanto a configuração dos ensaios centrífugos está apresentada na Figura 21. Em cada tipo de ensaio, o solo argiloso do modelo foi preparado em laboratório e adicionado ao container para ser adensado mecanicamente a fim de obter tensões efetivas compatíveis com as tensões de um leito argiloso marinho mole. Além disso, no centro da massa de solo, foi inserida uma estaca torpedo em miniatura, com um aquecedor elétrico em seu interior, para fornecer a carga térmica do ensaio. Em ambas as figuras se pode ver a instrumentação de ensaio, que engloba o container, um sistema de aplicação de cargas, sensores e todos os equipamentos necessários. Nos dois tipos de ensaios, o solo foi submetido a um ciclo térmico, chegando a temperaturas máximas de 65°C e 85°C nos ensaios a 1g, e nas temperaturas de 65°C e 45°C nos ensaios centrífugos. Cabe ressaltar que a resistência não drenada do solo foi obtida após o ciclo térmico por meio de ensaios com penetrômetro T-bar.

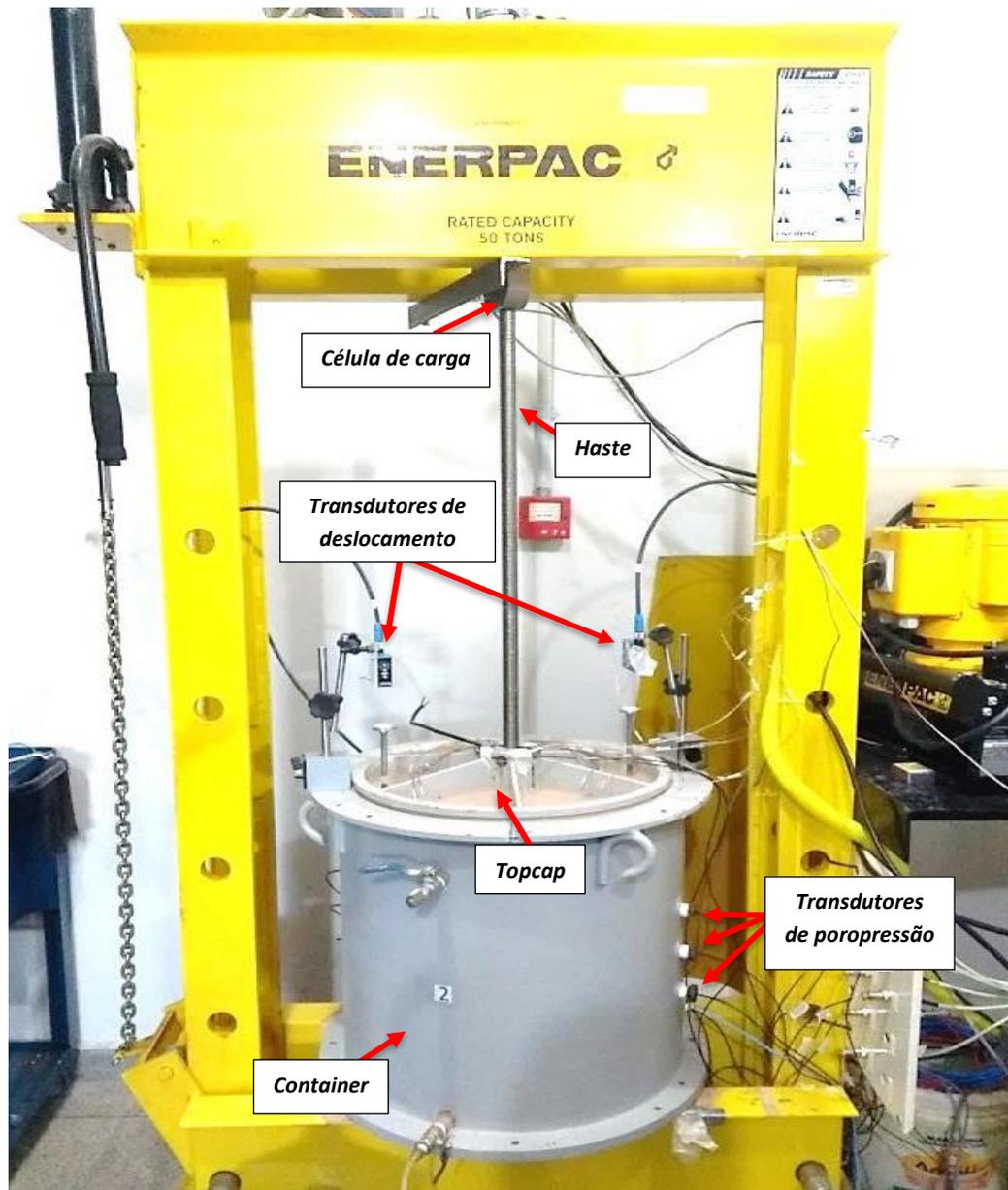


Figura 20. Instrumentação referente aos ensaios a 1g.

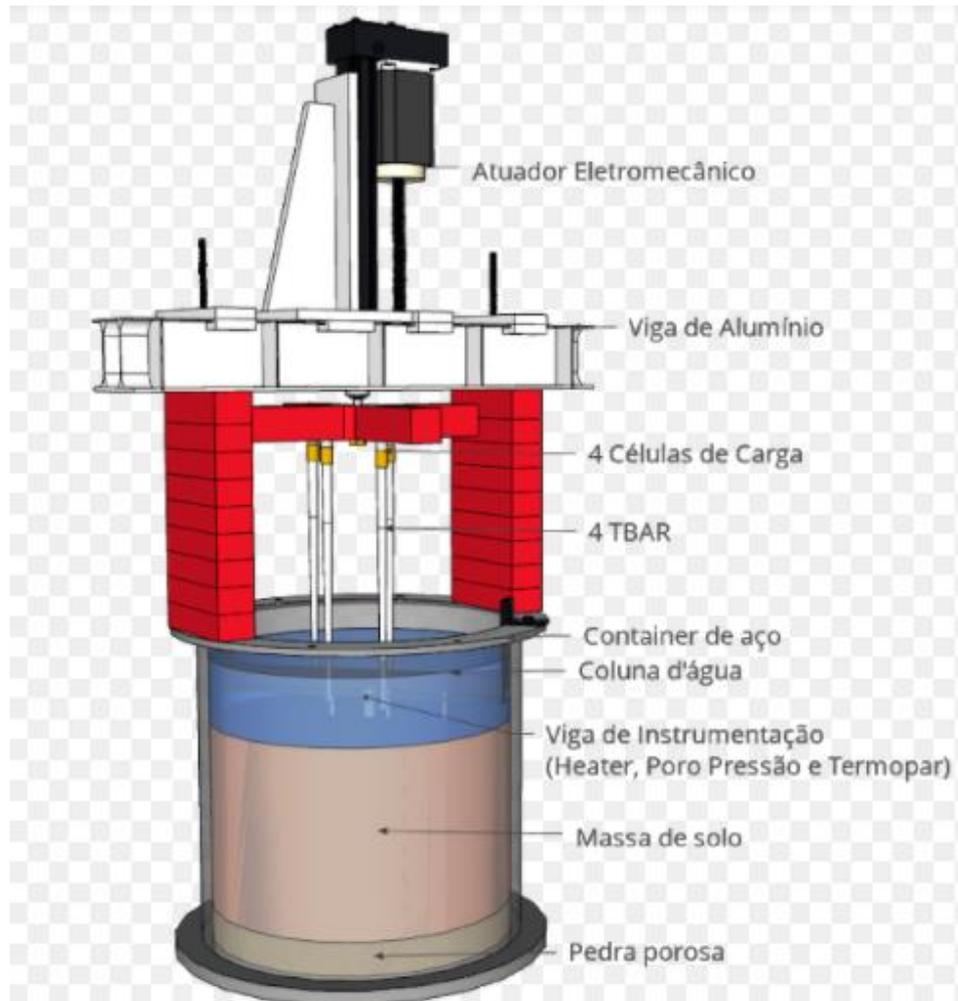


Figura 21. Configuração dos equipamentos utilizados nos ensaios centrífugos.

3.1 MATERIAIS

3.1.1 Ensaios a 1g

3.1.1.1 Solo

A amostra de solo utilizado nos ensaios se consistiu de uma mistura, em peso de solo seco, de 60% de metacaulim e 40% de caulim, como definido por Melo (2010), de modo a proporcionar uma argila com boa trabalhabilidade. O metacaulim utilizado foi da empresa Metacaulim do Brasil e o caulim, da empresa Brasilminas. O teor de umidade utilizado para a confecção do solo teve como base o valor de 1,5 vezes o limite de liquidez na mistura de metacaulim e caulim, em que se chegou ao valor de 68,1%.

A mistura foi caracterizada fisicamente no Laboratório de Engenharia Civil da UENF, como apresentado na Figura 22. A figura apresenta a curva granulométrica da mistura de caulim e metacaulim, assim como sua densidade dos grãos, umidades natural e higroscópica, índices de Atterberg e Atividade Skempton.



UENF

Universidade estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro

Laboratório de Engenharia Civil

LECIV/ CCT

Resultados de Ensaio de Caracterização Completa

Interessado: Marina

Data: 4/6/19

Obra: -

Ensaio: 1 - tese

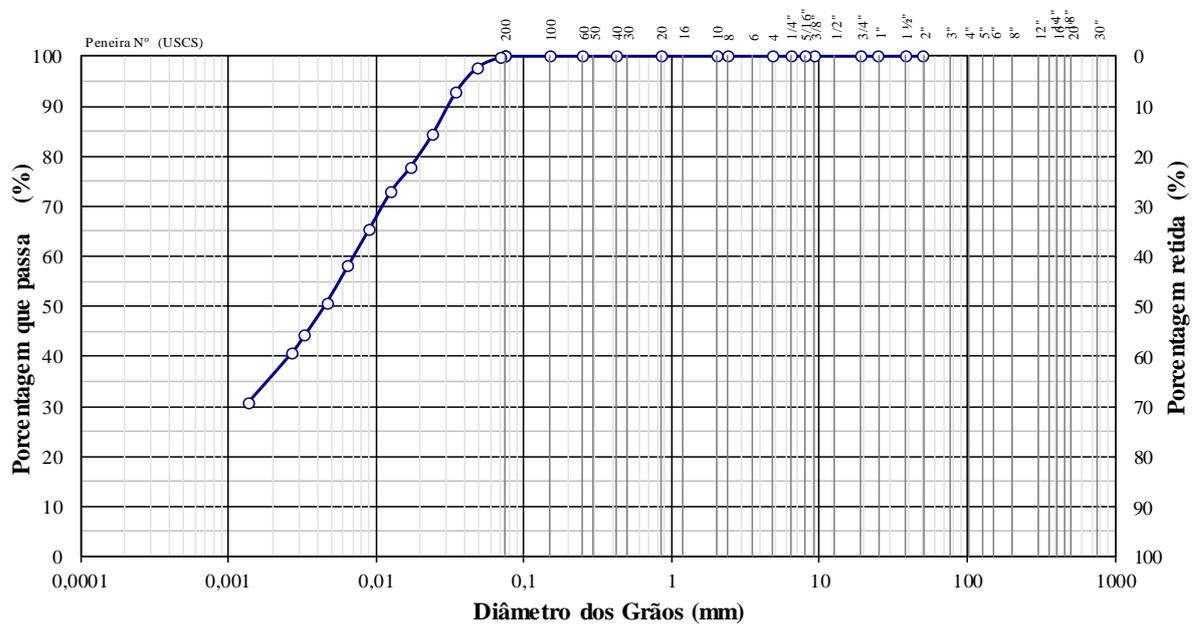
Furo: -

Amostra: Mistura 60%Meta e
40%caulim

Características Granulométricas Equivalentes

Frações Granulométricas e Classificação Unificada, Equivalentes

Pedregulho			Areia			Silte	Argila	Classificação (USCS)
Grosso	Médio	Fino	Grossa	Média	Fina			
-	-	-	-	-	1,1	63,4	35,5	CL



ABNT	Argila	Silte	Areia			Pedregulho			Pedra	Matacão
USCS	Argila	Silte	Areia			Pedregulho				
MIT	Argila	Silte	Areia			Pedregulho				

Propriedades Físicas

Densidade:

Densidade dos Grãos = 2,64 g/cm³

Umidades:

Umidade Natural = 0,68 %

Umidade higroscópica = 0,64 %

Índices de Atterberg:

Limite de Liquidez = 45,4 %

Limite de Plasticidade = 26,5 %

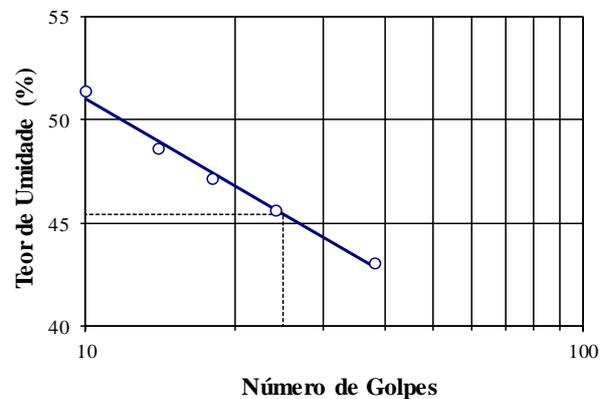
Índice de Plasticidade = 18,9 %

Índice de Consistência = - %

Atividade Skempton:

Atividade Coloidal = 0,53

Limite de Liquidez



3.1.1.2 Container e instrumentação

O container utilizado para os ensaios possuiu 46,4 cm de diâmetro interno e 50 cm de profundidade e três torneiras de drenagem: duas próximas do fundo e uma próxima ao topo do container, permitindo, desse modo, a drenagem da água pelas duas faces do solo durante o processo de adensamento.

Foi utilizada uma pedra porosa no fundo do container, confeccionada através de uma mistura de cola epóxi e areia, na proporção 1:14 que, após seca, foi saturada com água deaerada e destilada, como mostrado na Figura 23. Após a saturação da pedra, foram dispostos dois papéis filtro sobre ela para prevenir sua colmatação.

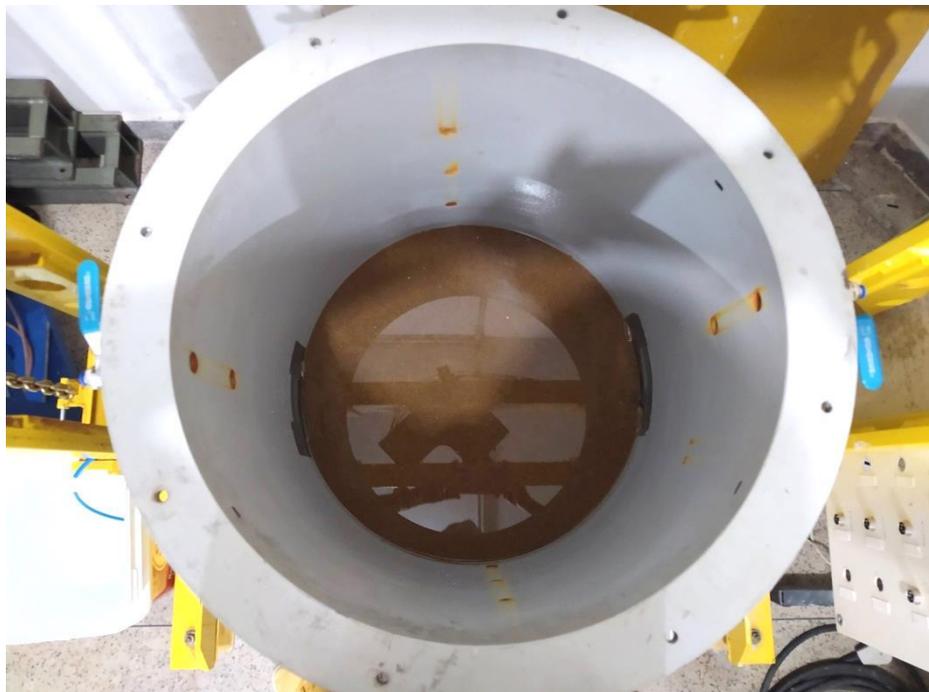


Figura 23. Pedra porosa confeccionada no fundo do container.

A Figura 24 apresenta a configuração do container utilizado nos ensaios a 1g, bem como a instrumentação e os equipamentos, contendo uma tampa metálica (TopCap), transdutores de poropressão (PP), termopares (TC) e a estaca torpedo com o aquecedor (heater). Todo o aparato do ensaio foi posicionado em uma prensa hidráulica de bancada da empresa Enerpac, como já apresentado na Figura 20.

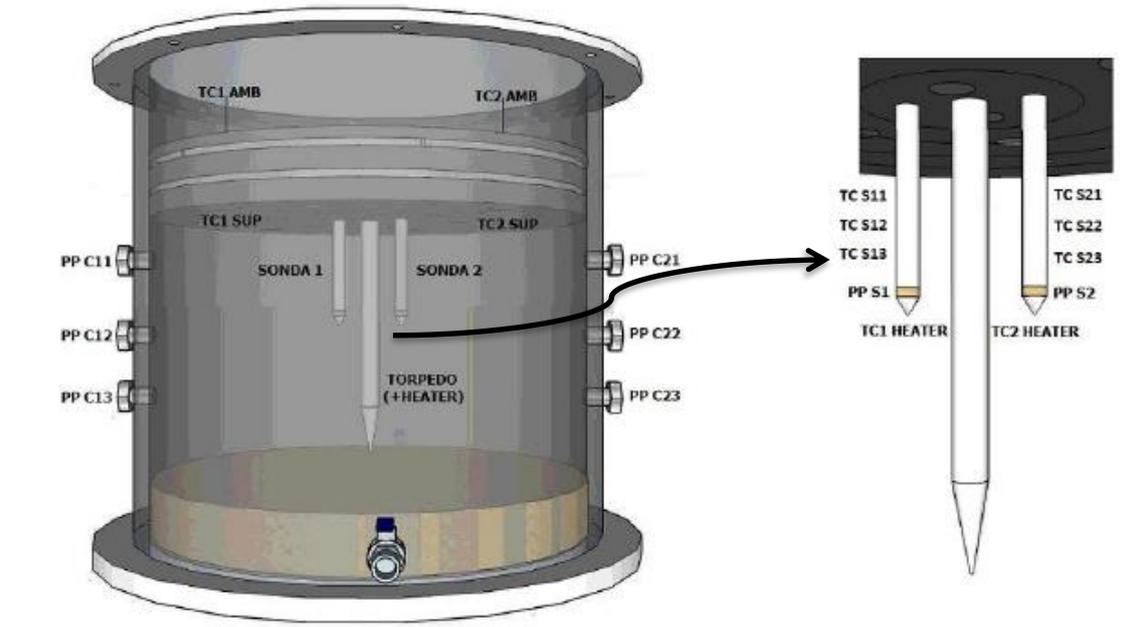


Figura 24. Vista frontal do container juntamente com a instrumentação do ensaio a 1g.

O adensamento do solo foi realizado através de um sistema de aplicação de cargas que envolveu uma tampa metálica (Topcap), uma haste, uma célula de carga e um motor elétrico, como apresentado na Figura 25.

O TopCap trata-se de uma tampa metálica confeccionada de modo a transmitir as cargas na superfície do solo, bem como permitir a drenagem pela face superior do mesmo. Na face inferior do TopCap foram fixadas duas sondas contendo transdutores de poropressão e termopares, bem como a estaca que funciona como elemento aquecedor. Foram executados orifícios com tampas rosqueáveis com o intuito de permitir a realização dos ensaios T-bar, sem a necessidade de retirada do TopCap e com o objetivo de manter o solo em condição normalmente adensada durante toda a realização do ensaio. As Figuras 26 e 27 mostram duas vistas do TopCap e a Figura 28 apresenta um esquema das três distâncias radiais, a partir do eixo da fonte de calor, onde foram feitos orifícios para o ensaio T-bar, sendo denominados como R0, R1 e R2, com localizações de 3,3, 8,8 e 15,3 cm a partir da estaca ($r/r_{estaca} = 3,5, 9,3 \text{ e } 16,1$).

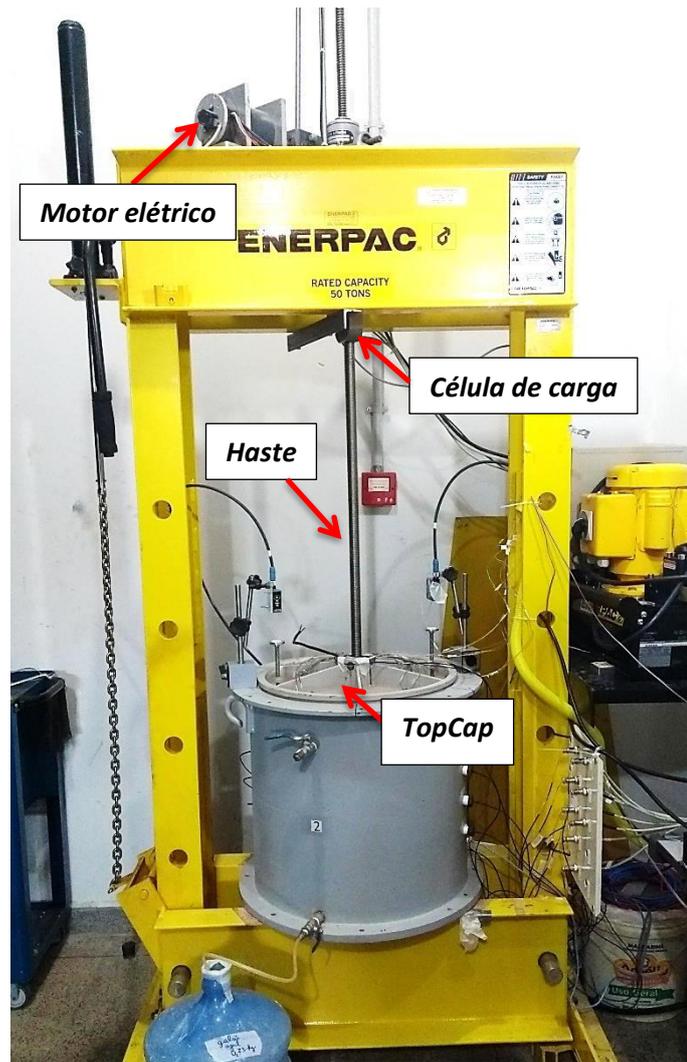


Figura 25. Elementos do sistema de aplicação de cargas para o adensamento do solo.

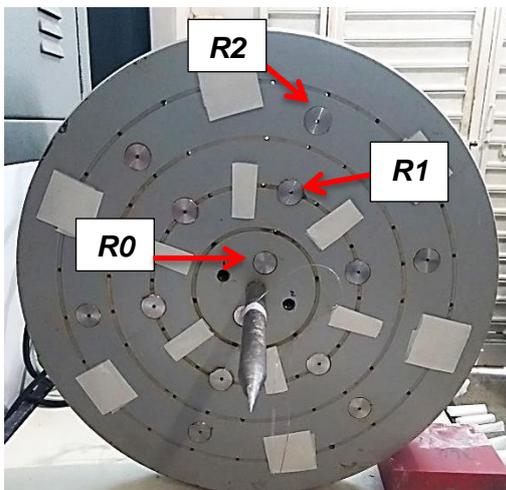


Figura 26. Vista da face inferior do TopCap.

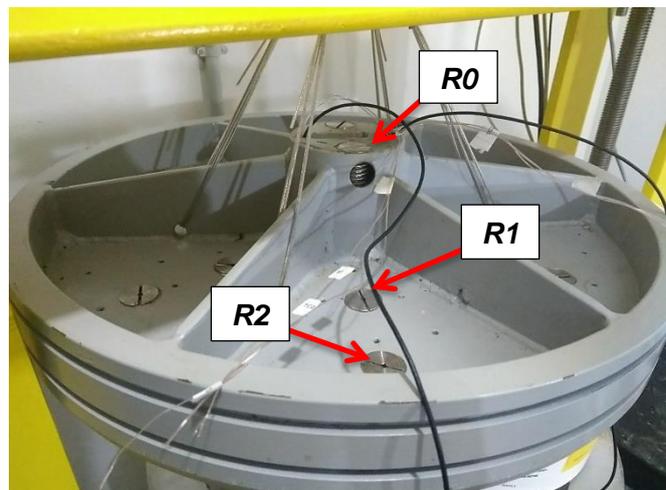


Figura 27. Vista superior do TopCap.

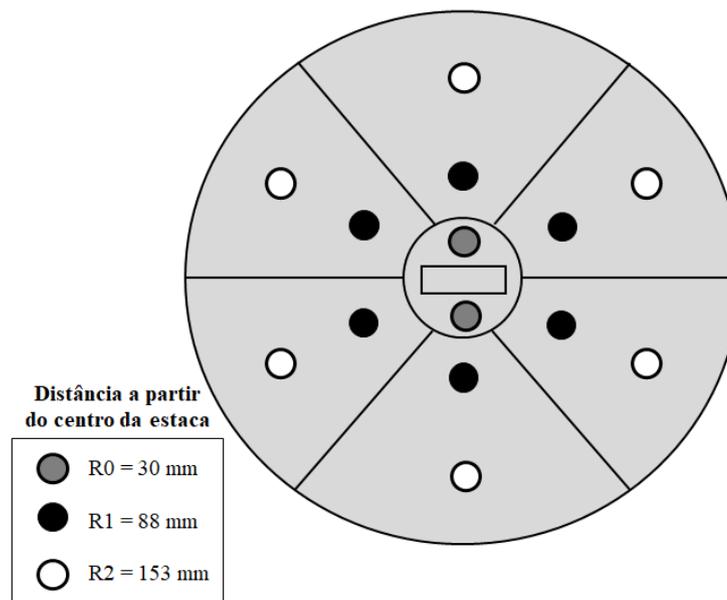


Figura 28. Esquema da vista superior do TopCap com os furos, em diferentes distâncias radiais, para a realização dos ensaios T-bar.

Cabe ressaltar que, a cada vez que o TopCap era apoiado ao solo e a haste fixada entre o motor e o TopCap, tomou-se cuidado em nivelar ambos os elementos, para que a carga fosse transferida de forma homogênea em toda a superfície do solo.

A célula de carga foi acoplada entre o motor e a haste para a medição da carga aplicada ao solo. A mesma foi o modelo CSR-5000 da empresa MK Controle e Instrumentação Ltda, cuja capacidade era de 5000 kgf.

A estaca torpedo foi confeccionada em alumínio, com 25 cm de comprimento e 1,9 cm de diâmetro externo, sendo a mesma vazada para que se pudesse introduzir um aquecedor elétrico em seu interior. O aquecedor elétrico foi o modelo RAPID PAK 0301, que possui potência de 750 W e 240 v e dimensões de 18 cm de comprimento e 1,3 cm de diâmetro. O controle da temperatura aplicada ao ensaio foi realizado através de um termopar colocado na face externa da estaca à meia altura do aquecedor elétrico. A Figura 29 apresenta a estaca e o heater utilizados nos ensaios. Além disso, para favorecer a condução térmica entre o aquecedor e a estaca, foi aplicada uma camada de pasta térmica Implastec nos vazios entre os dois elementos.



Figura 29. Estaca e aquecedor utilizados na confecção do modelo físico reduzido.

O transdutor de poropressão utilizado no modelo foi o EPB-PW Miniature Pressure Transducer, da empresa TE connectivity e possuía 6,4 mm de diâmetro. Já o termopar utilizado foi tipo K, modelo TT-K-36-500, da empresa ÔMEGA. O sensor de deslocamento, por sua vez, foi o High-Performance Distance Sensor, modelo CP35MHT80, da empresa Wenglor, capaz de medir deslocamentos entre 5 e 35 cm. Dois sensores de deslocamento foram instalados em posição diametralmente oposta, sobre a face superior do container. As especificações técnicas dos sensores utilizados estão apresentadas no Anexo I.

A Figura 24 apresentou a localização dos sensores utilizados na parede do container e no TopCap. Como se observa, foram instalados dois termopares acima do TopCap para medir a temperatura ambiente (TC1 AMB e TC2 AMB) e abaixo do TopCap para medir a temperatura na superfície do solo (TC1 SUP e TC2 SUP). Nas paredes do container foram instalados transdutores de poropressão para o controle dos adensamentos mecânico e térmico e, as profundidades, a partir da face superior do container, e nomenclaturas de cada sensor estão apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2. Profundidades, a partir da face superior do container, e nomenclaturas dos transdutores de poropressão instalados na parede do container.

	Profundidade (mm)	Nomenclatura
	200	PP C11
Lado 1	270	PP C12
	340	PP C13
	200	PP C21
Lado 2	270	PP C22
	340	PP C23

As sondas contendo transdutores de poropressão e termopares foram rosqueadas ao TopCap, à distâncias radiais de 3 cm a partir do eixo da estaca, como mostrado na Figura 24. As sondas possuíam comprimento de 15 cm. As profundidades e nomenclaturas dos sensores instalados nas sondas estão apresentadas na Tabela 3.

Tabela 3. Profundidades, a partir da face inferior do TopCap, e nomenclaturas dos sensores instalados nas sondas.

Transdutores de poropressão das sondas		
	Profundidade (mm)	Nomenclatura
Lado 1	125	PP S1
Lado 2	125	PP S2
Termopares das sondas		
	Profundidade (mm)	Nomenclatura
	50	TC S11
Lado 1	80	TC S12
	110	TC S13
	50	TC S21
Lado 2	80	TC S22
	110	TC S23

Além dos sensores apresentados, foram instalados três termopares na parede da estaca torpedo para medir a temperatura em sua face e para o controle da temperatura junto ao sistema de aquecimento. Os três termopares foram instalados na profundidade à meia altura da estaca, ficando um termopar voltado para o lado 1

(TC1 Heater), outro voltado para o lado 2 (TC2 Heater) e o outro termopar para o controle da temperatura ficou entre os dois termopares anteriores.

O Penetrômetro Barra T ou T-bar foi utilizado para fornecer o perfil de resistência ao cisalhamento não drenada ao longo de toda a profundidade do solo do modelo. Durante o ensaio T-bar, a resistência à penetração é medida através de uma célula de carga no topo e de um strain gauge na base do T-bar, e a resistência não drenada do solo é obtida através de uma correlação proposta por Stewart e Randolph (1991).

$$S_u = \frac{F_v}{N_b D L} \quad (5)$$

sendo F_v a força de cravação, medida pelo strain gage acoplado ao T-bar, N_b é o fator de barra do T-bar, e D e L são, respectivamente, o diâmetro e o comprimento do T-bar. Ressalta-se que a força medida pelo strain gauge, na base do T-bar, despreza o atrito decorrente da haste, e, dessa forma, é mais adequado para as análises de resistência.

O T-bar utilizado nos ensaios a 1g possuiu diâmetro de 7 mm e comprimento de 14 mm. Além disso, foi utilizada uma célula de carga modelo SV-50, com capacidade nominal de 50 kg, da empresa Alfa Instrumentos Eletrônicos Ltda. Para a realização dos ensaios T-bar, foi necessário dimensionar uma estrutura que permitisse acoplar o atuador responsável pela cravação, juntamente com uma haste que possibilitasse a fixação do penetrômetro, nas distâncias compatíveis com as localizações dos orifícios no TopCap, onde os ensaios T-bar foram realizados. A Figura 30 apresenta a visão geral dos equipamentos do ensaio, com a estrutura necessária à realização do T-bar apoiada sobre o container. A Figura 31 apresenta, em detalhe, os equipamentos utilizados para a fixação do T-bar, onde se pode ver que todos eles foram fixados em uma viga metálica. A Figura 32, por sua vez, mostra o T-bar preparado para ser inserido ao solo, e nela observa-se que rosca do TopCap foi retirada para que a realização do ensaio, sem a necessidade de se retirar o TopCap, mantendo, dessa forma, o solo em condição normalmente adensada.

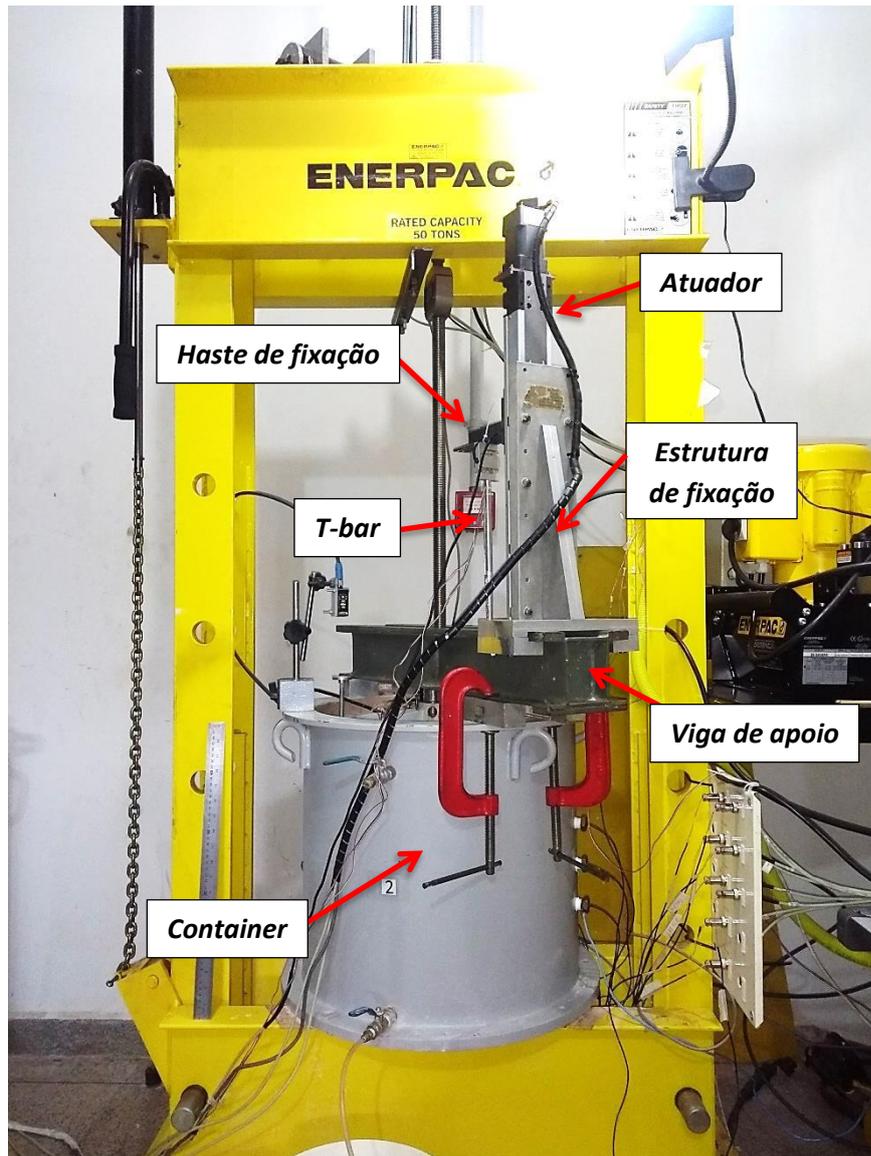


Figura 30. Estrutura do penetrômetro T-bar montada sobre o container durante o ensaio a 1g.

Nos ensaios a 1g, as cravações do penetrômetro T-bar foram realizadas a uma velocidade de 16 mm/s, onde admite-se que ocorra comportamento não drenado durante a penetração (Finnie and Randolph, 1994).

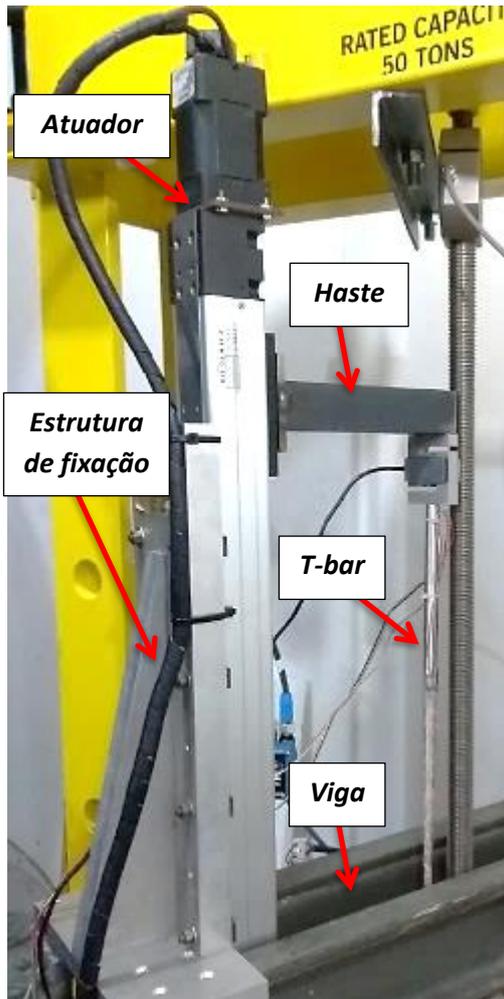


Figura 31. Detalhe dos equipamentos utilizados para o ensaio T-bar.

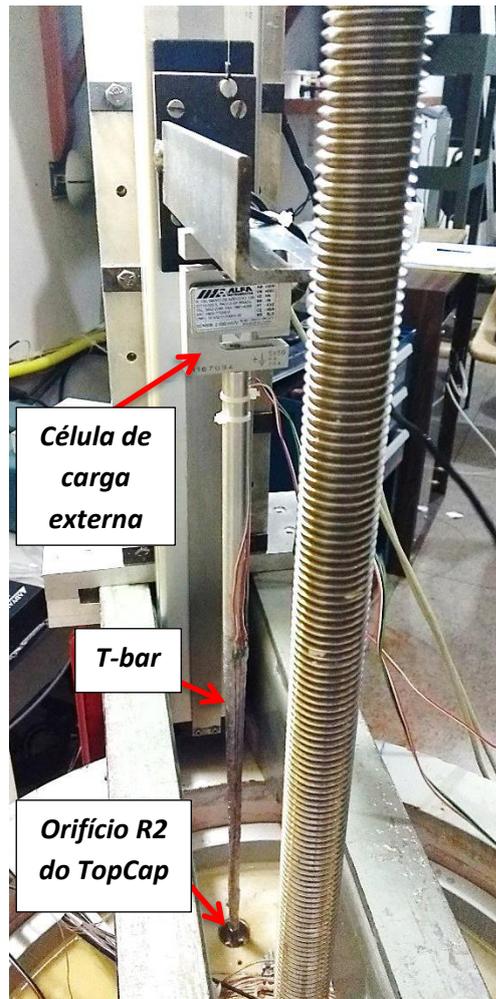


Figura 32. Detalhe do penetrômetro T-bar preparado para ser inserido no solo.

Finalmente, o controle geral do ensaio e a aquisição dos dados foi realizada por meio do software LabVIEW, da *National Instruments*. Através do mesmo, foi possível acompanhar o experimento no momento de sua execução e armazenar os dados para análises posteriores, a uma taxa de aquisição de um dado a cada 2 segundos. A Figura 33 apresenta a tela de acompanhamento do LabVIEW durante uma das etapas de ensaio.

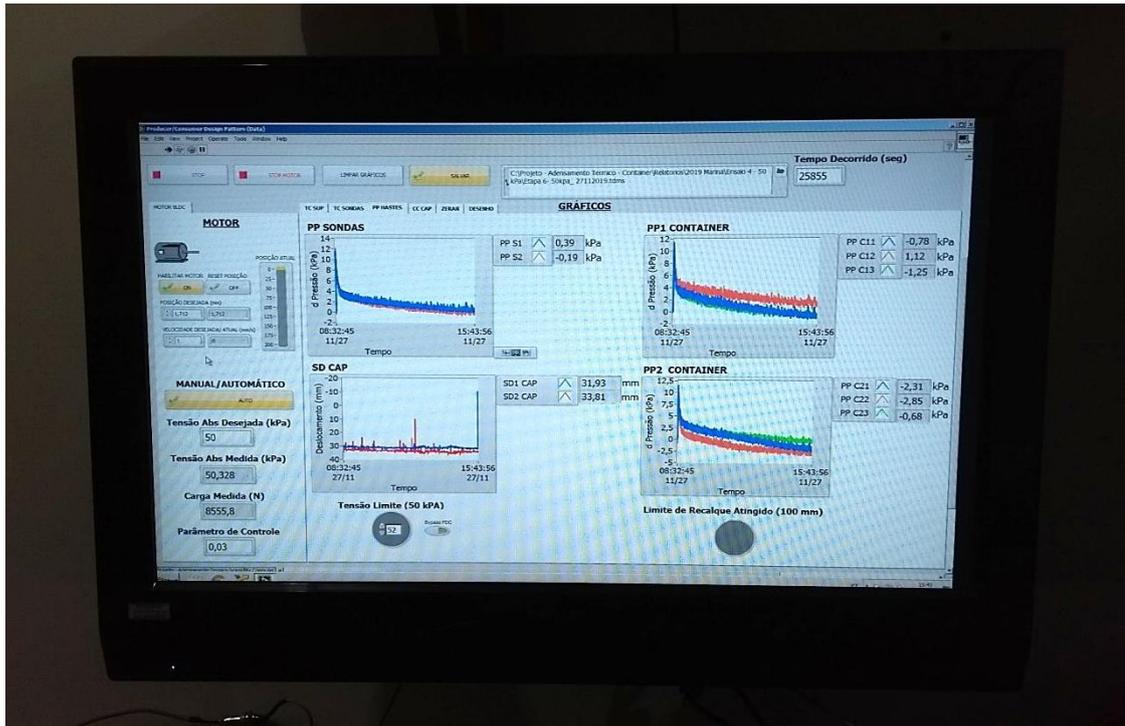


Figura 33. Tela de acompanhamento do ensaio a 1g pelo software LabVIEW.

3.1.2 Ensaios centrífugos a 20g

3.1.2.1 Solo e instrumentação

O solo utilizado para os ensaios centrífugos foi idêntico ao utilizado nos ensaios a 1g. Ressalta-se que antes da centrifugação, o solo foi adensado mecanicamente fora da centrífuga, de modo a diminuir o tempo de voo do modelo. Desse modo, os equipamentos utilizados para o adensamento prévio à centrífuga foram os mesmos dos ensaios a 1g, contendo o container com a pedra porosa e papéis filtro, o sistema de aplicação de cargas e o transdutor de deslocamento para o acompanhamento do adensamento. O controle do ensaio e a aquisição dos dados também foi realizada através do software LabVIEW. A Figura 34 apresenta a visão geral do sistema de adensamento mecânico prévio à centrifugação e a Figura 35 apresenta a vista superior do container durante o adensamento do solo.

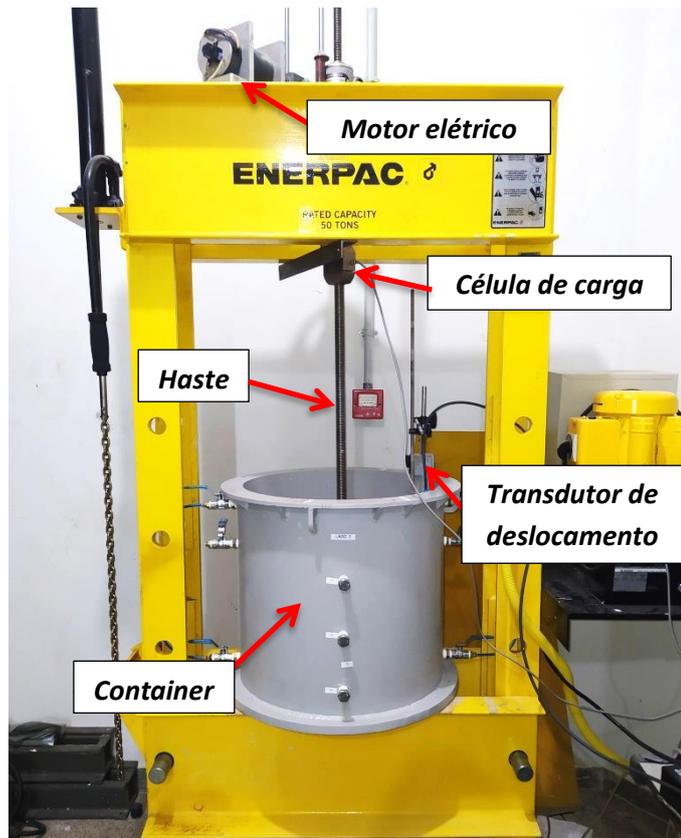


Figura 34. Visão geral do adensamento mecânico do solo prévio à centrifugação.

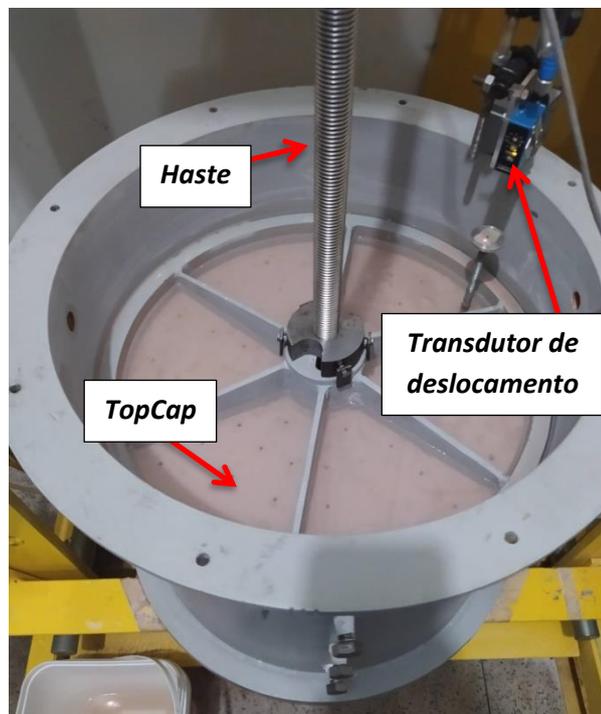


Figura 35. Vista superior do container durante a preparação do solo para a centrifugação.

A estaca torpedo e o aquecedor utilizado em seu interior foram os mesmos dos ensaios a 1g. Ressalta-se que, em voo a 20g, a estaca com comprimento de 25 cm e 1,9 cm de diâmetro corresponde a uma estaca protótipo de 5 metros de comprimento e 38 cm de diâmetro. Já o aquecedor que possui 18 cm de comprimento e 1,27 cm de diâmetro, corresponde a dimensões de 3,6 m e 25,4 cm a 20g, respectivamente, na escala do protótipo. As especificações técnicas dos termopares, transdutores de poropressão e de deslocamento para os ensaios centrífugos também foram idênticos aos dos ensaios a 1g. A Figura 36 apresenta a instrumentação utilizada para os ensaios centrífugos.

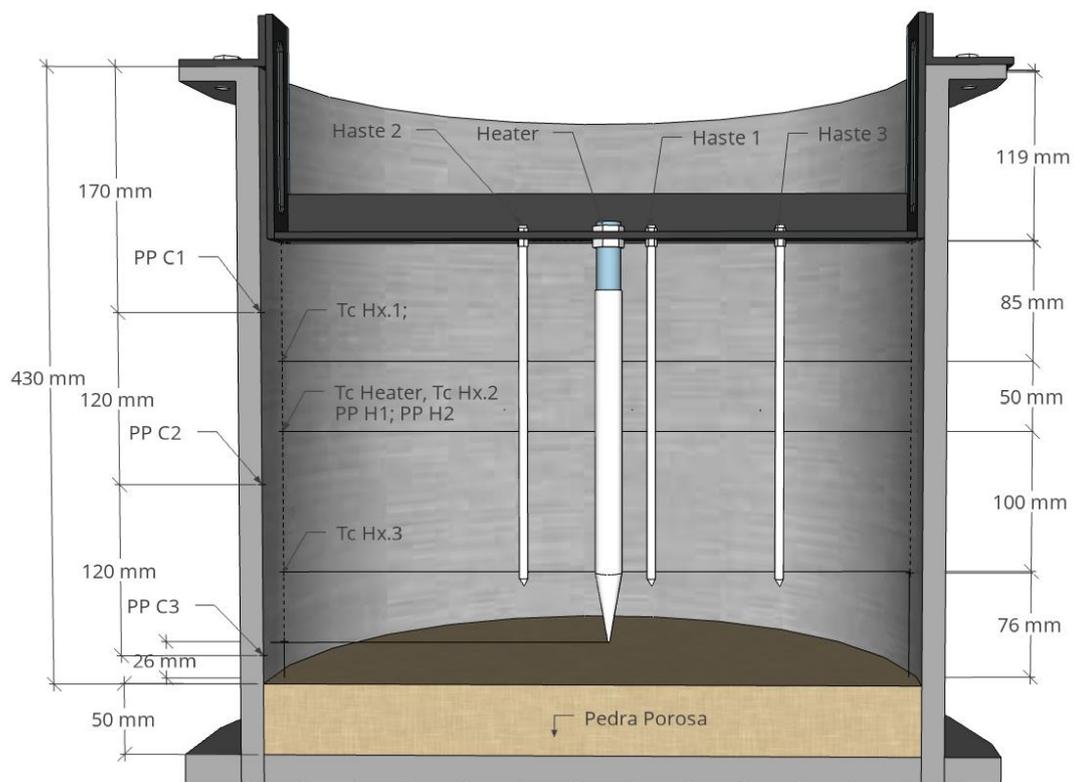


Figura 36. Localização da estaca, dos termopares (TC) e transdutores de poropressão (PP) no interior do container para os ensaios centrífugos.

Como se observa na Figura 36, a estaca torpedo foi parafusada em uma cantoneira em L, juntamente com três hastas de instrumentação. A Figura 37 apresenta a cantoneira, em detalhe, com a instrumentação para os ensaios centrífugos.

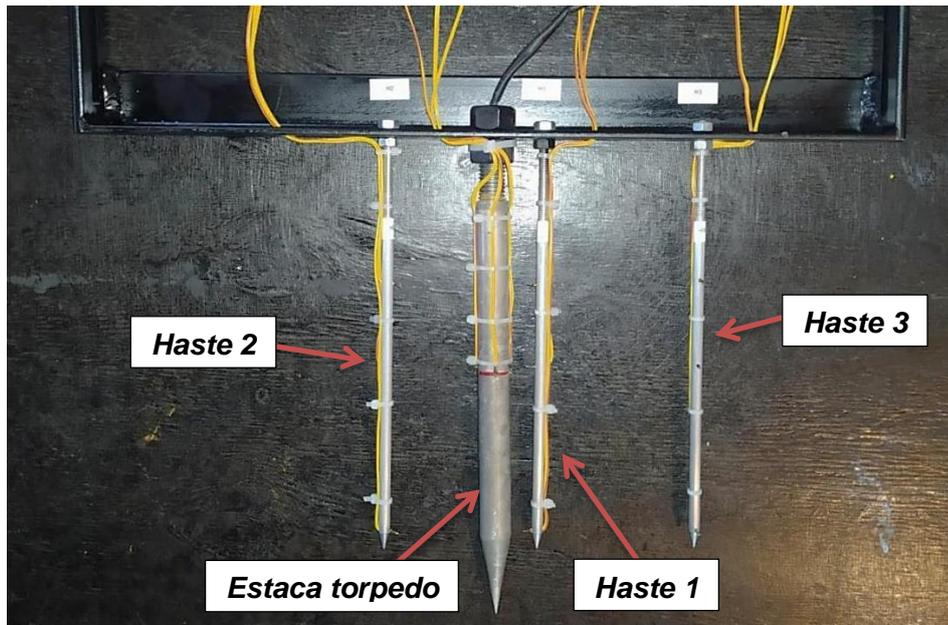


Figura 37. Cantoneira em L utilizada para a fixação da estaca torpedo e das hastes de instrumentação utilizadas nos ensaios centrífugos.

Essas hastes possuíam sensores de poropressão e termopares e distavam, a partir do eixo da estaca, em 3 cm (Haste 1), 6 cm (Haste 2) e 12 cm (Haste 3). Na ponta de cada haste, região que coincide com o final do aquecedor, foi posicionado um termopar, cuja nomenclatura é “Tc Hx.3”, sendo ‘x’ o número da haste em questão. Na profundidade correspondente ao quarto superior do aquecedor, também foram posicionados termopares, denominados como “Tc Hx.1”. Também foram instalados termopares na profundidade correspondente à meia altura do aquecedor, que foram chamados de “Tc Hx.2”. Na mesma profundidade dos termopares da região central (Tc Hx.2) foram instalados transdutores de poropressão nas hastes 1 (PP H1) e 2 (PP H2). Além desses sensores, também foram dispostos termopares no centro da estaca torpedo.

Além dos sensores posicionados nas hastes e na estaca, foram instalados transdutores de poropressão na parede do container, denominados como PP C1, PP C2 e PP C3, nas profundidades de 17, 29 e 41 cm, a partir do topo do container.

Os sensores de deslocamento foram posicionados em uma estrutura acrílica que foi confeccionada de modo a proteger os sensores da água disposta acima do solo; essa estrutura foi parafusada junto à borda do container. Cabe ressaltar que, como

os sensores de deslocamento estavam imersos em ambiente aquático, foi necessário calibrá-los para essas condições, visto que o índice de refração da água é diferente do índice de refração do ar e, como o sensor realiza a medição com raio laser, isso necessitava ser considerado. A Figura 38 apresenta os sensores de deslocamento posicionados no interior da caixa acrílica, e eles distaram, a partir do centro da estaca, em 8,7 e 10,8 cm na escala do modelo, ou seja, em 1,74 e 2,16 metros na escala do protótipo a 20g.

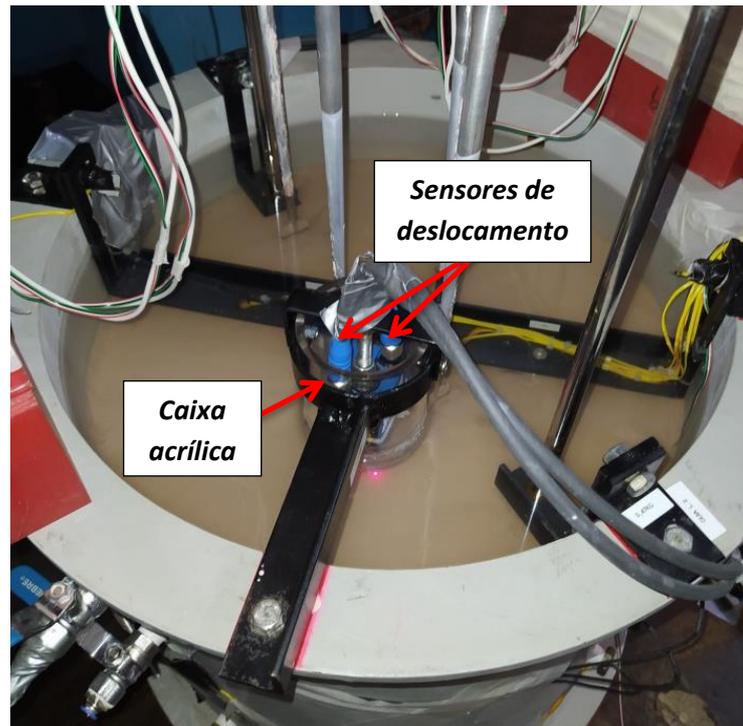


Figura 38. Localização da caixa acrílica contendo os dois transdutores de deslocamento do ensaio centrífugo.

O T-bar utilizado nos ensaios centrífugos possuiu diâmetro de 7 mm e comprimento de 28 mm (Figura 39). Em seu topo, foi utilizada uma célula de carga modelo SV-50 com capacidade nominal de 50 kg, da empresa Alfa Instrumentos Eletrônicos Ltda e, em sua base, um strain gauge.



Figura 39. Penetrômetro T-bar utilizado para os ensaios centrífugos.

Como se pode ver na Figura 40, foi confeccionada uma cruzeta para fixar os penetrômetros T-bar, em que os penetrômetros foram rosqueados a diferentes distâncias radiais do eixo da estaca: 3,8, 5,7, 7,6 e 15,2 cm, que correspondem a 2, 3, 4 e 8 diâmetros da estaca. Cabe ressaltar que as distâncias do T-bar em relação à estaca, quando se leva em conta a escala do protótipo representado pelo modelo a 20g, correspondem a 0,76, 1,14, 1,53 e 3,04 metros. A Figura 40 apresenta os quatro penetrômetros T-bar do ensaio, que foram acoplados à cruzeta juntamente com células de carga e anéis de fixação. A Figura 41, por sua vez, apresenta um esquema da vista superior do container, onde se pode observar a localização dos penetrômetros T-bar inseridos no solo.

Cabe ressaltar que, para que os penetrômetros descessem perpendiculares à face do solo, sem desvios angulares, foram confeccionadas duas hastes guias, que foram acopladas à cruzeta e ao container. Também foi posicionado um transdutor de deslocamento incidindo sobre a cruzeta de modo a controlar a velocidade de cravação dos penetrômetros durante a centrifugação.



Figura 40. Penetrômetros T-bar conectados à cruzeta, juntamente com suas respectivas células de carga.

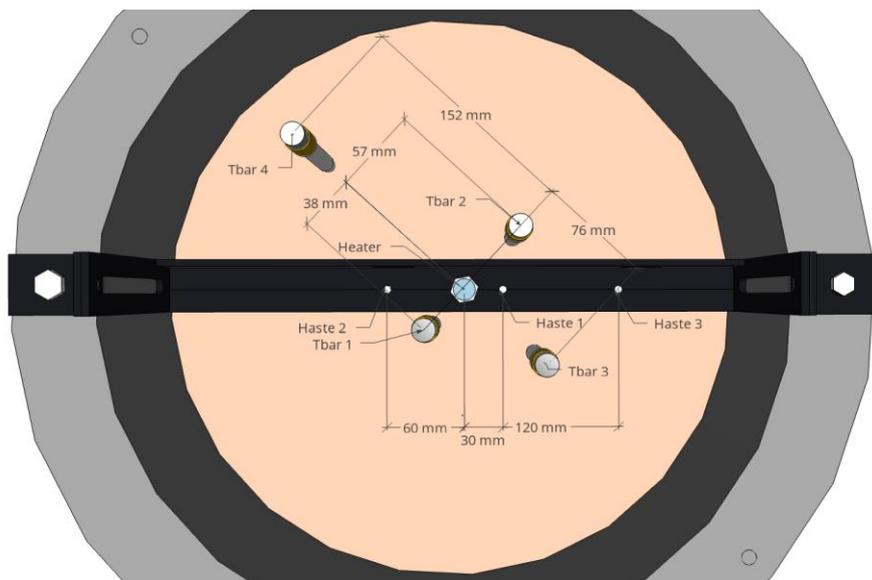


Figura 41. Localização dos penetrômetros T-bar em vista superior do container.

O atuador foi o dispositivo responsável por permitir a descida dos penetrômetros T-bar no solo durante o voo em centrifuga. Para fixar o atuador de forma segura durante a centrifugação, foi desenvolvida uma estrutura para prendê-lo junto ao container. Como forma de garantir a segurança durante o voo, foi colocado um termopar junto ao motor do atuador, para verificação de superaquecimento. A Figura 42 apresenta o atuador, juntamente com sua estrutura de fixação. Também é possível ver o transdutor de deslocamento que foi fixado junto à estrutura, para medir os deslocamentos da cruzeta no momento da descida dos T-bars.

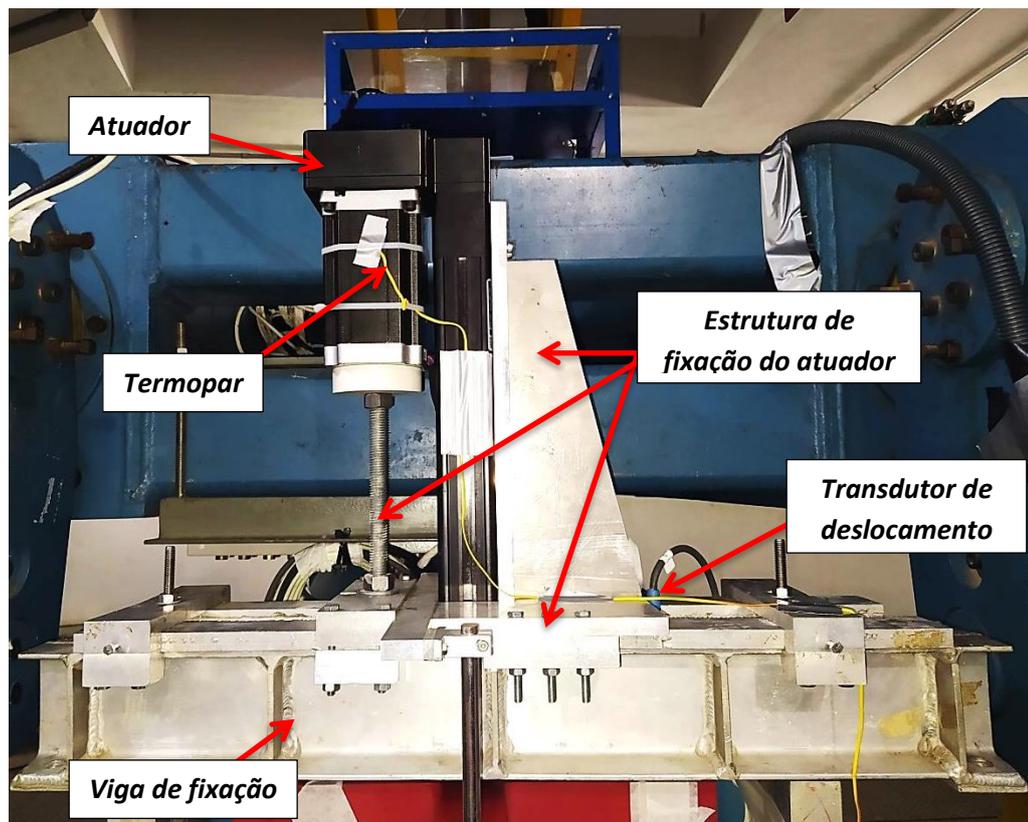


Figura 42. Atuador responsável pela cravação dos penetrômetros T-bar.

Foi utilizada uma câmera para o acompanhamento do ensaio durante a centrifugação. Como se desejava ter uma visualização ampla do ensaio e ao mesmo tempo ter segurança durante a centrifugação, foi confeccionada uma estrutura para fixar a câmera adequadamente, como mostrado na Figura 43.

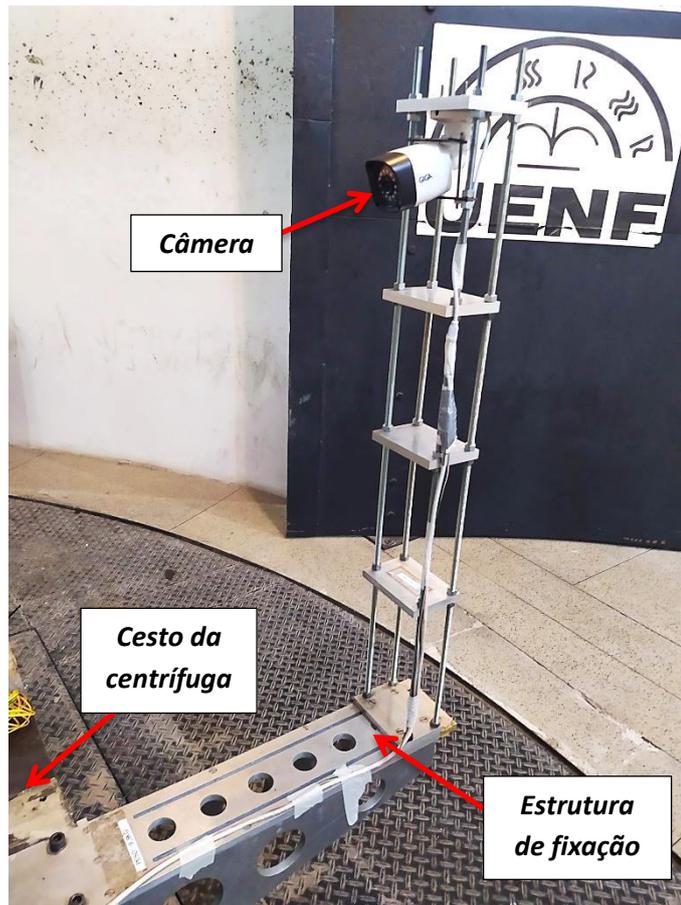


Figura 43. Câmera utilizada nos ensaios centrífugos e sua estrutura de fixação.

Assim como nos ensaios a 1g e no adensamento do solo prévio à centrifugação, o software utilizado para controle do ensaio e armazenamento dos dados foi o LabVIEW. A Figura 44 apresenta a tela de visualização dos dados de ensaio, juntamente com a visualização da câmera durante a centrifugação do modelo.



Figura 44. Telas de visualização e controle do ensaio centrífugo.

3.1.2.2 Modelagem física em centrífuga geotécnica

A modelagem física consiste em interpretar fenômenos que ocorrem em um protótipo, que é algum elemento em escala real, através da observação de outro elemento análogo, porém em escala conveniente, que é o modelo. A modelagem física apresenta grande flexibilidade para interpretação de vários tipos de fenômenos, no entanto pode gerar limitações causando distorções nos resultados por conta de efeitos de escala.

A modelagem física em centrífuga, especificamente, tem o potencial de contornar os entraves do efeito escala, pois com as relações de proporcionalidade inversa entre o campo inercial gerado e as dimensões do protótipo, possibilita estudar com maior similaridade o que ocorre na escala real do protótipo. Portanto, é possível criar modelos em escala reduzida e, ainda assim, obter resultados nos níveis de tensão e para as dimensões do protótipo.

A modelagem física em centrífuga é muito conveniente na análise de problemas geotécnicos devido à complexidade dos materiais envolvidos. Além disso, como há a aceleração dos efeitos, se torna um equipamento muito eficiente para avaliar fenômenos ligados ao adensamento de solos, que habitualmente ocorre de forma demorada no protótipo. Não obstante, os ensaios em centrífuga possuem grandes vantagens econômicas se comparadas aos ensaios em escala real.

Uma limitação que pode ocorrer na aplicação de modelos físicos centrífugos é o efeito escala associado às dimensões das partículas de solo. No entanto, foi observado que, se respeitados limites mínimos de redução do modelo, esses efeitos podem ser desconsiderados. Ovesen (1979) apud Oliveira (2005) admite que quando a menor dimensão do modelo for da ordem de 20 a 30 vezes o tamanho das partículas de solo, pode-se desprezar o efeito escala.

Nos modelos centrífugos, devem ser respeitadas relações de similaridade e similitude. Assim, em um modelo dimensionado corretamente, uma profundidade h_m no modelo, será equivalente a uma profundidade h_p no protótipo, sendo $h_p = N \cdot h_m$, e sendo N , o número de vezes a aceleração da gravidade, que é a aceleração imposta ao modelo durante o voo em centrífuga. Dessa forma, as dimensões lineares do protótipo, são divididas por um fator N , para se chegar à escala do modelo. Com isso, há a equivalência das tensões entre o modelo e o protótipo, ou seja, as tensões atuantes a uma profundidade z/N no modelo equivalem às tensões atuantes na profundidade z do protótipo.

Além das relações de escala de comprimento e tensões entre o protótipo e o modelo que já foram mencionadas, existem relações de escala para outras grandezas. As principais relações entre modelo e protótipo estão sumarizadas na Tabela 4.

Tabela 4. Relações de escala entre o modelo e o protótipo em centrífuga. (Adaptada de Madabhushi, 2015)

Grandeza	Protótipo	Modelo
Aceleração	1	N
Comprimento	1	1/N
Força	1	1/N ²
Tensão	1	1
Deformação	1	1
Deslocamento	1	1/N
Tempo (processos de fluxo difusivo)	1	1/N ²
Temperatura	1	1

A centrífuga utilizada no presente estudo foi a centrífuga geotécnica da UENF, que se localiza em Campos dos Goytacazes/RJ, e que foi projetada e fabricada pela Wyle Laboratories Scientific Services e System Group, uma empresa sediada na Califórnia, nos Estados Unidos.

A centrífuga da UENF possui 3,5 metros de raio e possui dois cestos, possibilitando, assim, que sejam realizados dois ensaios simultaneamente. Quando se realiza ensaio em apenas um cesto, utiliza-se o outro cesto para colocar um contrapeso correspondente ao peso do modelo ensaiado, a fim de garantir as condições de equilíbrio entre os dois braços da centrífuga. Os cestos possuem dimensões que permitem acomodar modelos com até 0,9 x 0,9 m de base e 1,40 m de altura. Além disso, o modelo deve possuir peso máximo de uma tonelada e pode ser submetido a acelerações centrífugas de até 100 g, que correspondem a 277 rotações por minuto. A Figura 45 apresenta a centrífuga geotécnica da UENF com o presente modelo em um dos cestos e seu contrapeso correspondente no outro cesto. Por sua vez, a Figura 46 apresenta o painel de controle da centrífuga, por onde se monitora o campo gravitacional aplicado, e se observa a execução do ensaio.



Figura 45. Centrífuga geotécnica da UENF.



Figura 46. Painel de controle da centrífuga geotécnica.

Para calcular a velocidade angular que seria imposta ao modelo na centrífuga, a 20g, considerou-se que o raio efetivo do modelo estaria na profundidade central do aquecedor, o que corresponde a um raio efetivo de 2,91 m. Então, para calcular a velocidade angular capaz de gerar esse campo gravitacional, utilizou-se da Equação 6 (Madabhushi, 2015).

$$N \cdot g = \omega^2 \cdot R \quad (6)$$

sendo 'N', o nível de g imposto ao modelo, que nesse caso vale 20, 'g' é a aceleração da gravidade, que vale 9,81 m/s², 'ω', por sua vez, é a velocidade angular, que será calculada em rad/s e 'R' o raio efetivo do modelo. Com os dados do presente modelo, obteve-se um valor de velocidade angular de 8,22 rad/s, que corresponde a uma rotação de 78,5 RPM.

3.2 PROCEDIMENTOS DE ENSAIO

3.2.1 Ensaios a 1g

As etapas referentes aos ensaios realizados a 1g estão sumarizadas na Tabela 5.

Tabela 5. Síntese das etapas para a realização dos ensaios a 1g.

Etapas do ensaio	Descrição da etapa
1	Confecção do solo
2	Adensamento mecânico do solo
3	T-bar Referência
4	Aquecimento
5	Resfriamento
6	T-bars após ciclo térmico

A confecção do solo se deu com a mistura do caulim e do metacaulim em pó juntamente com água destilada e deaerada em um misturador mecânico por 30 minutos. Posteriormente, o solo foi levado a um deaerador por mais 30 minutos para que o ar possivelmente incorporado ao solo fosse retirado. Dessa forma, considerou-se que o solo confeccionado estava em condições saturadas no decorrer do ensaio. Após a preparação da lama, a mesma foi depositada no container cuidadosamente,

de modo a evitar a incorporação de ar. As Figuras 47 e 48 mostram os equipamentos onde foi feita a mistura e a deaeração do solo. A Figura 49, por sua vez, apresenta o container após o despejo do solo em seu interior.

Após o despejo da lama no container, permitiu-se que o solo adensasse pelo seu peso próprio por cerca de 24 horas. Em seguida, deu-se início ao adensamento mecânico por etapas até que se chegasse a carga final de 50 kPa. A carga de 50 kPa foi escolhida de modo a proporcionar um solo de propriedades mecânicas compatíveis com os solos argilosos marinhos moles brasileiros. Sendo assim, a primeira carga aplicada foi a do peso do TopCap após ser apoiado sobre o solo, o que corresponde a 2,5 kPa. As cargas subsequentes foram aplicadas através do motor elétrico controlado pelo programa LabView e tiveram magnitudes aproximadas de 5, 10, 25 e 50 kPa. Cabe ressaltar que cada etapa de carga foi aplicada ao solo até que o sistema estivesse estabilizado, estando o incremento de poropressão dissipado e quando não se observassem recalques expressivos no solo. No decorrer do ensaio, o nível de água se manteve acima do TopCap, para que o mesmo não perdesse saturação durante o ensaio, resultando em uma camada de água de aproximadamente 7 cm acima do solo.



Figura 47. Misturador para confecção da lama.



Figura 48. Equipamento deaerador de solo.



Figura 49. Lama confeccionada após deposição no container.

Através das curvas de adensamento para cada carga, pôde-se obter o t_{90} e, assim, calcular o coeficiente de adensamento (c_v) pelo Método de Taylor. Os valores obtidos de t_{90} e de c_v para as cargas de 12,5, 25 e 50 kPa estão apresentados na Tabela 6.

Tabela 6. Coeficiente de adensamento (c_v) e t_{90} durante o adensamento mecânico nas etapas de carga de 12,5, 25 e 50 kPa.

Tensão efetiva assumida (kPa)	t_{90} (h)	c_v (cm²/s)
12,5	12,7	6,7E-03
25,0	11,3	7,2E-03
50,0	6,5	1,2E-02

Além disso, a partir das medidas de recalque, foi possível calcular o índice de vazios ao final de cada incremento de carga, como apresentado na Figura 50 para ambos os ensaios.

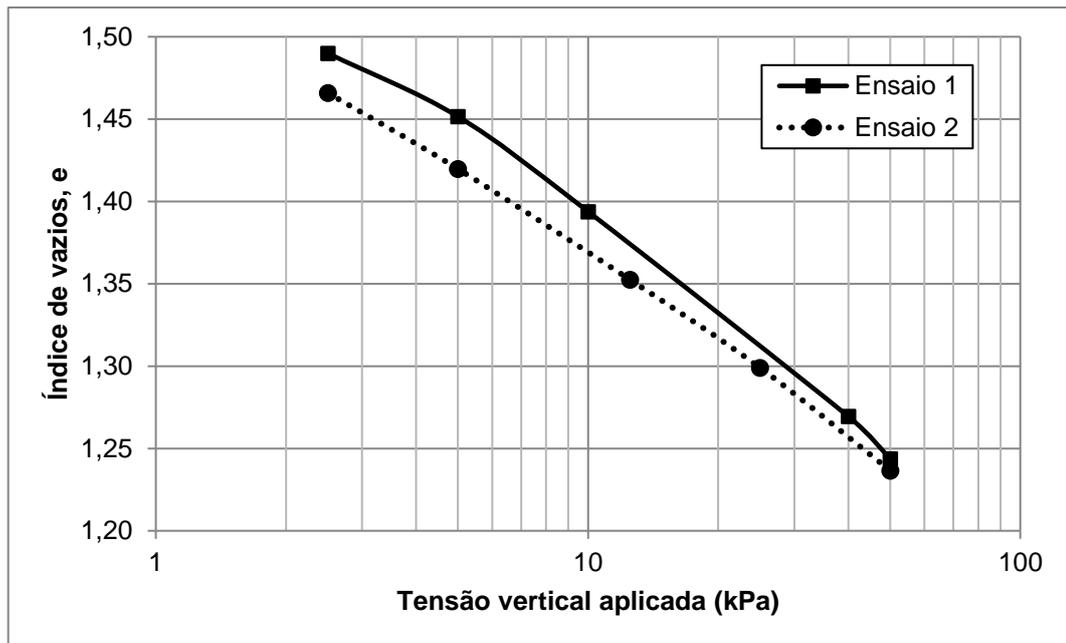


Figura 50. Índice de vazios em função da carga aplicada (log) no decorrer do adensamento mecânico do solo.

Através das curvas da Figura 50 pôde-se calcular o índice de compressão do solo nos dois ensaios. Os índices de compressão, juntamente com os índices de vazios e teores de umidade do solo antes e após o adensamento mecânico, estão sumarizados na Tabela 7.

Tabela 7. Umidade (w), índice de vazios do solo (e) antes e após o adensamento mecânico e índice de compressão (C_c) para os Ensaio 1 e 2.

Ensaio	e_0	w_0 (%)	e_f	w_f (%)	C_c
1	1,77	68,91	1,24	32,88	0,21
2	1,76	68,72	1,23	32,71	0,17

Foi observada boa repetibilidade entre os parâmetros do solo confeccionado em cada ensaio, o que permite uma comparação confiável entre eles.

Após o adensamento mecânico foram executados dois ensaios T-bar para obter o perfil de resistência não drenada inicial do solo, na distância radial de 15,3 cm ($r/r_{estaca} = 16,1$) a partir da estaca. Além disso, considerou-se que o solo

confeccionado fosse homogêneo e, dessa forma, essa resistência, denominada como Referência, foi considerada representativa de toda a camada de solo antes do ciclo térmico.

Posteriormente, deu-se início ao aquecimento do sistema. A Tabela 8 apresenta a temperatura máxima atingida em cada ensaio realizado a 1g. Após o incremento de temperatura de cada ensaio, foi esperada a estabilização do sistema por aproximadamente 22h.

Tabela 8. Temperaturas máximas atingidas nos dois ensaios realizados a 1g.

Ensaio	Temperatura máxima (°C)
1	85
2	65

Posteriormente, o sistema de aquecimento foi desligado e esperou-se o resfriamento natural do solo, o que durou aproximadamente 20 horas. Em seguida, foram executados os três ensaios T-bar, nas distâncias radiais de 3,3, 8,8 e 15,3 cm ($r/r_{estaca} = 3,5, 9,3$ e $16,1$) a partir do eixo da estaca.

3.2.2 Ensaio centrífugos a 20g

Os ensaios cujo ciclo térmico foi realizado em centrífuga foram previamente adensados mecanicamente fora da centrífuga, de modo a diminuir o tempo de centrifugação. Todas as etapas subsequentes foram realizadas em voo num campo gravitacional de 20g. As etapas de ensaio realizadas para o ensaio centrífugo estão sumarizadas na Tabela 9.

Tabela 9. Resumo das etapas dos ensaios centrífugos.

Etapa do ensaio	Descrição da etapa
1	Confecção do solo e adensamento mecânico prévio
2	Preparação dos instrumentos para a centrifugação
3	Adensamento pelo peso próprio a 20g
4	Aquecimento do modelo a 20g
5	Resfriamento do modelo a 20g
6	Ensaio T-bar a 20g

Cabe ressaltar que foram realizados dois ensaios onde foi imposto um ciclo térmico ao solo e um ensaio onde o solo não foi aquecido, denominado como ensaio Referência. No ensaio realizado à temperatura ambiente, só foram realizadas as etapas 1, 2, 3 e 6, diferentemente dos ensaios submetidos ao ciclo térmico, onde todas as etapas foram executadas.

A primeira etapa do ensaio consistiu-se da confecção do solo e da realização do adensamento do solo por camadas. A confecção do solo se deu de forma idêntica à realizada a 1g, já o adensamento do solo se deu de forma distinta. Embora tenha sido realizado um adensamento mecânico prévio à centrifugação, tomou-se cuidado em fornecer ao solo tensões que fossem próximas, porém ligeiramente inferiores às tensões que ocorrerão quando o solo for adensado pelo seu peso próprio a 20g, de modo que ele não se tornasse pré-adensado após a centrifugação.

Sendo assim, foram consideradas quatro camadas separadamente, tendo sido aplicadas, em cada uma delas, tensões distintas e crescentes com a profundidade do modelo, da mesma forma como se espera encontrar no protótipo. A Figura 51 (a) apresenta um esquema das camadas de solo, onde buscou-se confeccionar camadas que chegassem a 7 cm de espessura, aproximadamente, ao fim do adensamento mecânico a 1g. Através das propriedades do solo observadas nos ensaios a 1g, foi feita a previsão da tensão efetiva que ocorreria num solo com as mesmas propriedades, em um campo gravitacional de 20g. Além disso, a estimativa dos recalques, para que se chegasse à espessura final de 7 cm em cada camada, também partiu das informações colhidas dos ensaios a 1g. Foi necessária muita cautela na estimativa do adensamento por camadas, pois, caso o solo adensasse mais que o previsto, parte do aquecedor ficaria externo ao solo, o que poderia

causar superaquecimento do sistema e evaporação da água na superfície do solo; por outro lado, se o solo adensasse menos que o esperado, os penetrômetros T-bar ficariam dentro do solo no início da centrifugação, o que poderia comprometer a qualidade dos perfis de resistência obtidos nos ensaios.

Na Figura 51 (b) pode-se observar como se deu a estimativa das tensões a serem aplicadas no adensamento a 1g. A curva em azul se trata da estimativa da tensão efetiva no protótipo representado pelo modelo a 20g e o gráfico de barras representa as tensões que foram aplicadas no adensamento a 1g, prévio à centrifugação.

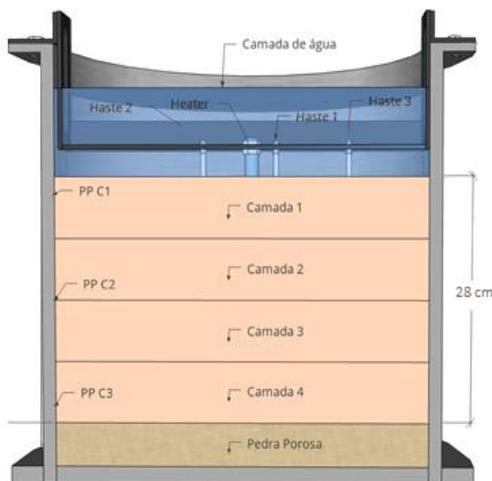


Figura 51 (a). Camadas de solo do modelo a ser centrifugado.

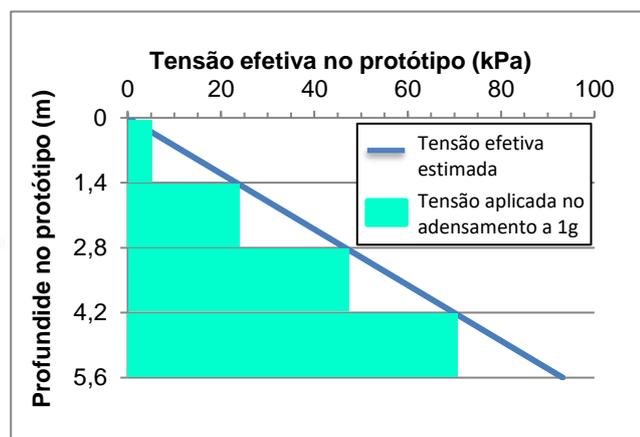


Figura 51 (b). Definição das tensões aplicadas no adensamento a 1g.

Ressalta-se que o aparato necessário à cravação dos T-bars foi cuidadosamente confeccionado e o adensamento do solo foi minuciosamente planejado de modo que todo o penetrômetro ficasse externo ao solo antes do início do voo, visto que havia a limitação máxima de altura de modelo de 1,40 m na presente centrífuga. Ainda assim, para que se pudesse acomodar satisfatoriamente todos os equipamentos do modelo (Figura 21), foi necessário utilizar todo o espaço vertical permitido nesta centrífuga. Como é possível observar na Figura 40, mesmo utilizando a altura máxima permitida de modelo, o penetrômetro ficou posicionado imediatamente acima da camada de solo, o que só foi possível através de um minucioso dimensionamento dos equipamentos e de um cuidadoso planejamento do adensamento realizado fora da centrífuga.

Para a execução do adensamento, cada camada foi depositada consecutivamente após o término do adensamento da camada anterior. De acordo com o apresentado na Figura 51 (b), as cargas finais aplicadas nas camadas 1, 2, 3 e 4 foram de 5, 23, 47 e 70 kPa, respectivamente. Com isso, uma camada de 1 cm no topo do solo do modelo ficou em condição pré-adensada, e espera-se que todo o restante do solo tenha se tornado normalmente adensado quando o solo foi submetido ao adensamento pelo seu peso próprio a 20g.

A primeira camada confeccionada e despejada no container foi a camada 4. Essa camada foi adensada com cargas crescentes, assim como no adensamento a 1g. Sendo assim, após a deposição da camada no container, esperou-se que o solo adensasse pelo seu peso próprio e, posteriormente, o TopCap foi apoiado em sua superfície, fornecendo, ao mesmo, uma carga de 2,5 kPa. As cargas subsequentes foram aplicadas com auxílio do motor elétrico e foram de 5, 10, 23, 47 e 70 kPa. Cabe ressaltar, que cada carga aplicada ao solo era mantida até que não se observassem recalques expressivos advindos da mesma. Em cada etapa de carga, esperou-se que o solo atingisse pelo menos 95% de adensamento, o que era controlado pela observação e análise do sensor de deslocamento.

Após o término no adensamento da camada 4, o TopCap foi retirado cuidadosamente e a camada 3 foi depositada no container. O adensamento da camada 3 se deu da mesma maneira que o da camada 4, com a colocação do TopCap e posteriormente com a aplicação de cargas crescentes através do motor; no entanto, nesse caso, a última carga aplicada ao solo foi a de 47 kPa. Os mesmos procedimentos foram aplicados às camadas 2 e 1, a única distinção com relação às camadas anteriores foi a de que a máxima carga aplicada à essas camadas foi de 23 e 5 kPa, respectivamente. A Tabela 10 apresenta as etapas de carga dadas em cada camada, a cada ensaio. Além disso, as Figuras de 52 a 55 apresentam as distintas etapas de preparação da camada 4: a Figura 52 apresenta o container preparado para a deposição da camada, com a pedra porosa saturada e os papéis filtro sobre a mesma. A Figura 53 apresenta a camada 4 após sua deposição no container e a Figura 54, por sua vez, apresenta a camada 4 sendo submetida ao adensamento mecânico. A Figura 55, por fim, apresenta a camada 4 após o término do adensamento, onde se pode observar que o TopCap foi retirado e a camada foi escarificada em preparação à deposição da camada 3, para melhorar a aderência

entre as duas referidas camadas. Após a estabilização da carga de 5 kPa na camada 1, o solo foi descarregado.

Tabela 10. Etapas de carga dadas em cada camada no adensamento a 1g prévio aos ensaios centrífugos.

Camada	Etapas de Carga (kPa)					
	2,5	5,0	10,0	23,0	47,0	70,0
1	X	X				
2	X	X	X	X		
3	X	X	X	X	X	
4	X	X	X	X	X	X



Figura 52. Container preparado para a deposição da Camada 4.

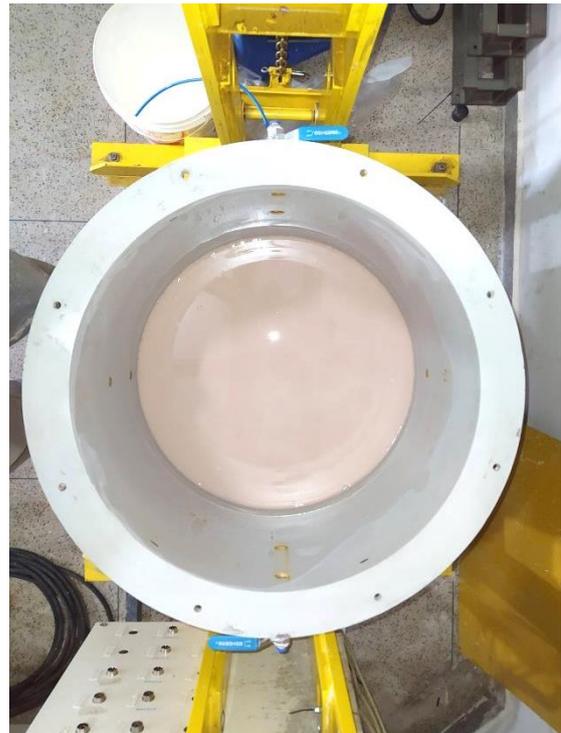


Figura 53. Camada 4 após deposição no container.

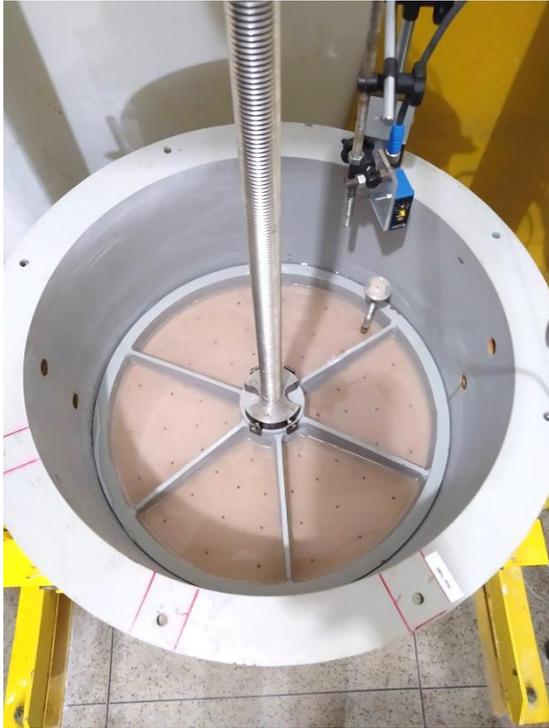


Figura 54. Aplicação de cargas na Camada 4.



Figura 55. Camada 4 escarificada após a retirada do TopCap para deposição da Camada 3.

As Figuras 56 a 59 apresentam as etapas de carga de cada uma das quatro camadas, para o Ensaio 3. As figuras (a) apresentam as cargas aplicadas durante o adensamento mecânico e as figuras (b) mostram os recalques do solo em decorrência das cargas aplicadas.

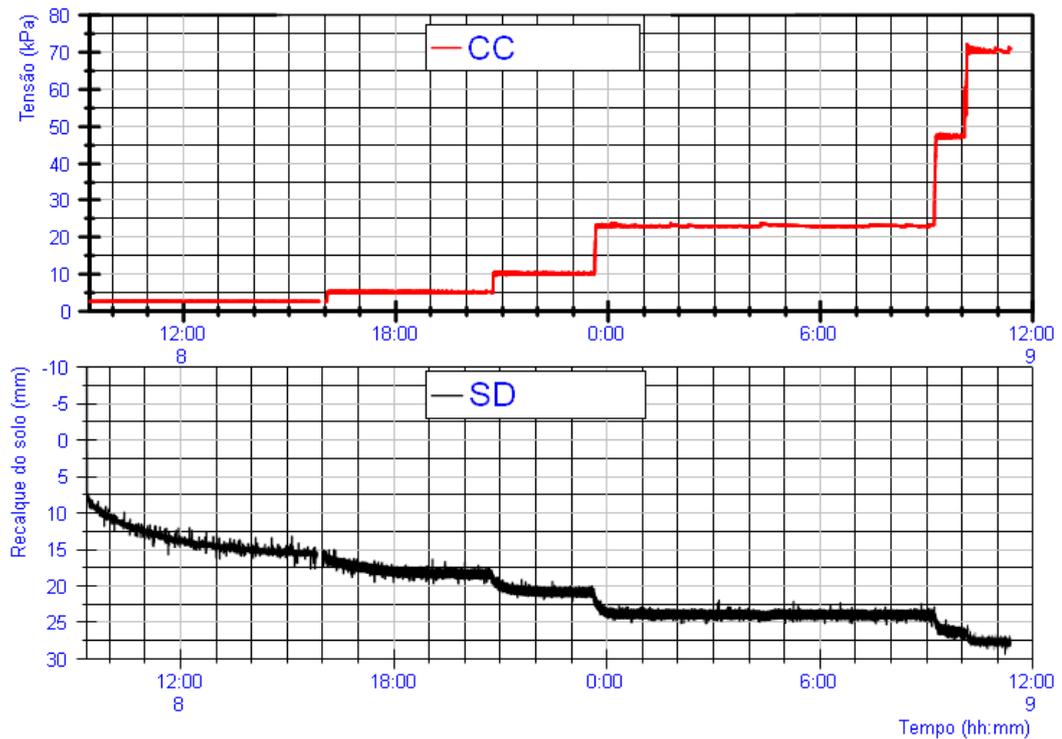


Figura 56. Etapas de carga aplicadas à camada 4 durante o adensamento mecânico a 1g. (a) Cargas aplicadas ao solo. (b) Recalque sofrido pelo solo.

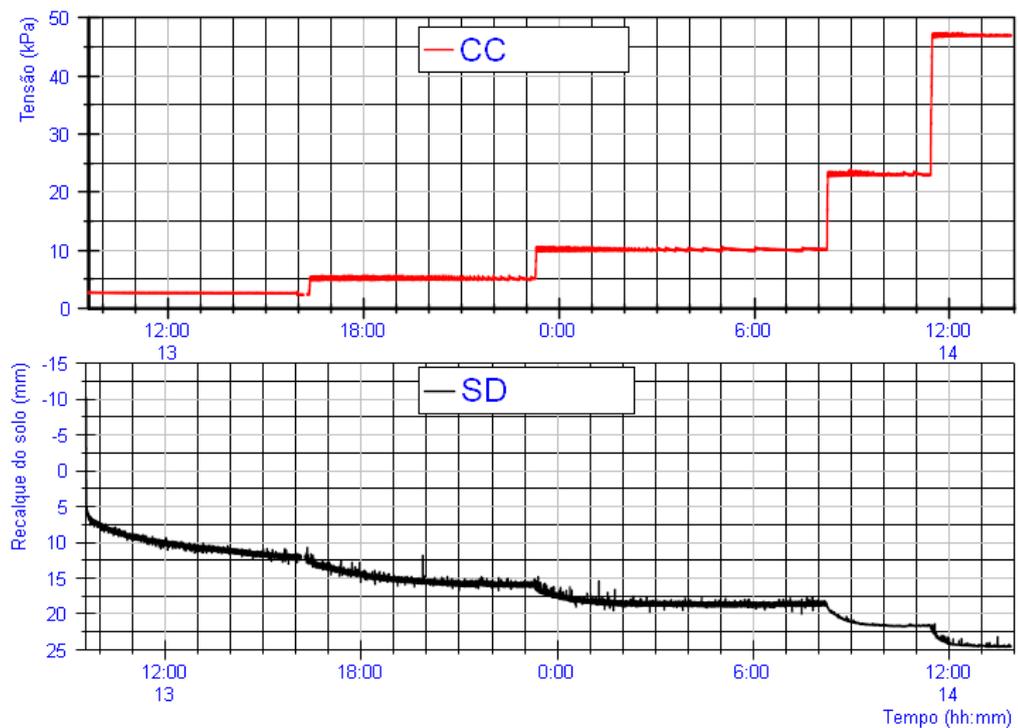


Figura 57. Etapas de carga aplicadas à camada 3 durante o adensamento mecânico a 1g. (a) Cargas aplicadas ao solo. (b) Recalque sofrido pelo solo.

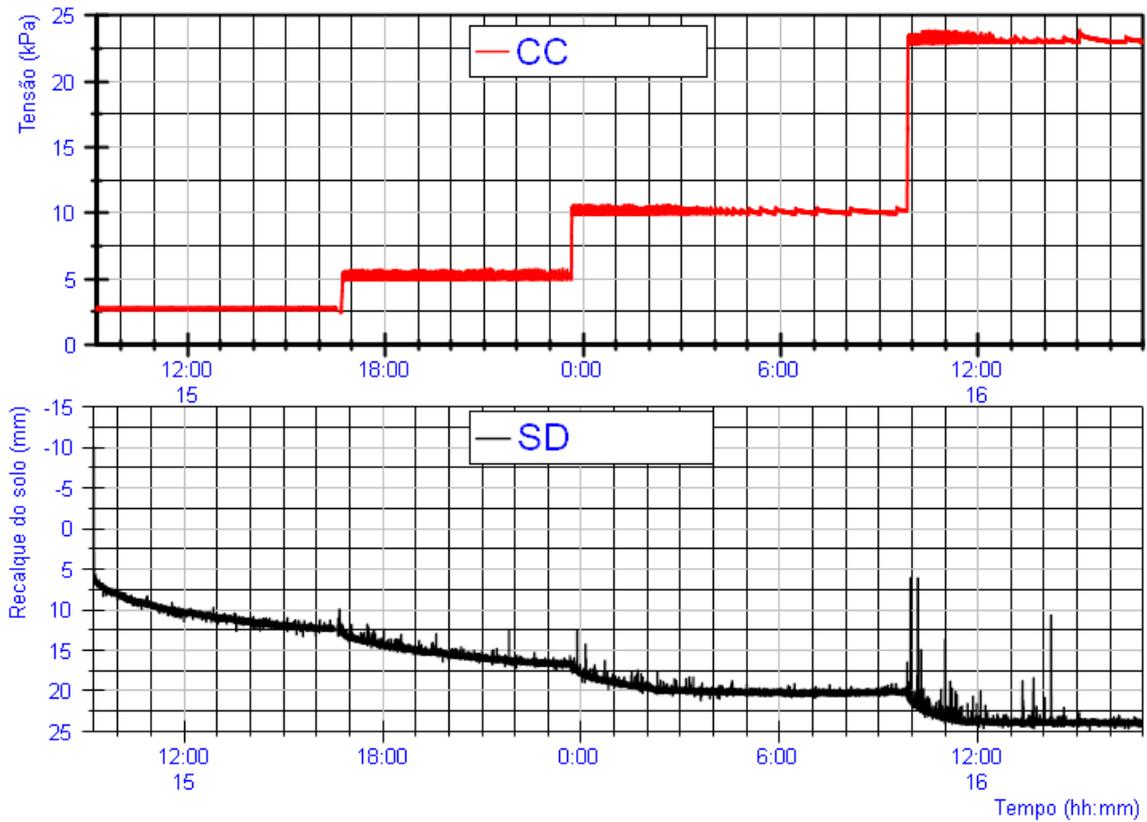


Figura 58. Etapas de carga aplicadas à camada 2 durante o adensamento mecânico a 1g. (a) Cargas aplicadas ao solo. (b) Recalque sofrido pelo solo.

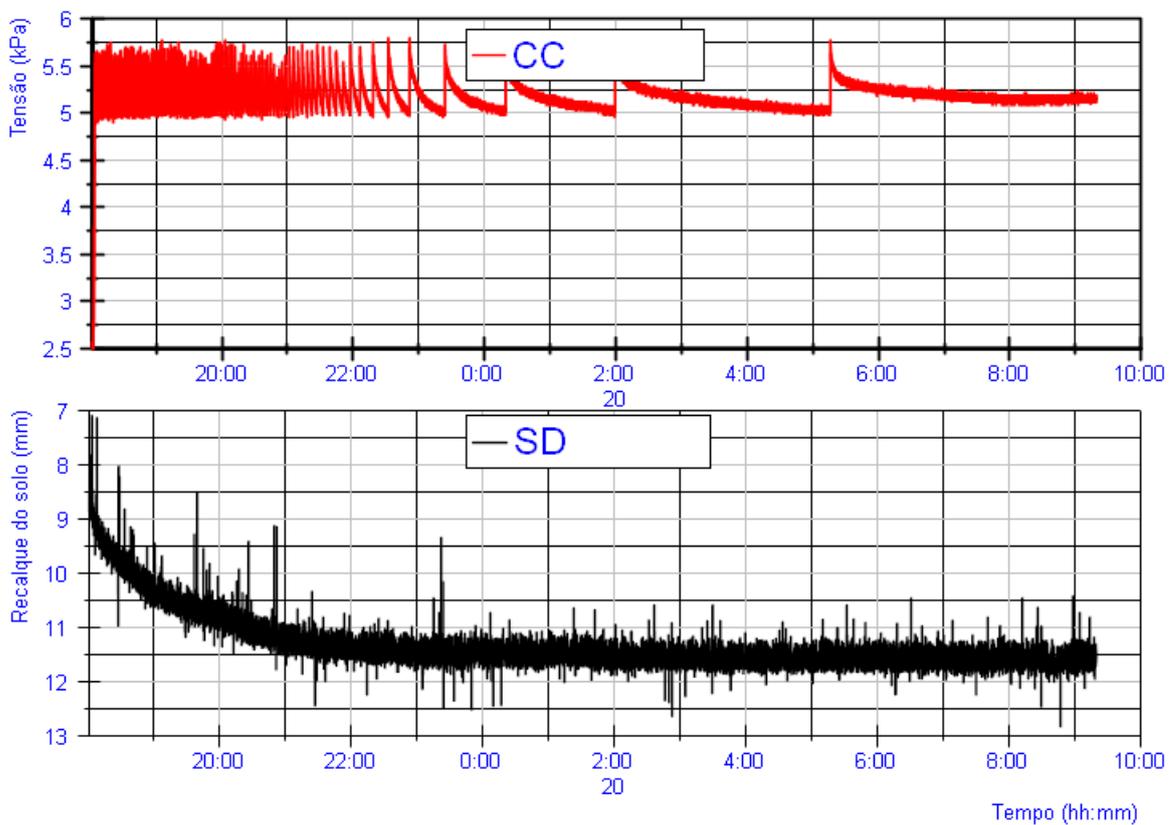


Figura 59. Etapas de carga aplicadas à camada 1 durante o adensamento mecânico a 1g. (a) Cargas aplicadas ao solo. (b) Recalque sofrido pelo solo.

As Tabelas 11, 12 e 13 apresentam parâmetros como índice de vazios, peso específico e umidade, antes e após o adensamento mecânico fora da centrífuga, para os Ensaio 1, 2 e 3, respectivamente. Como se pode observar, foram obtidos os parâmetros para cada camada separadamente e também a média ponderada levando em consideração a altura de solo em cada camada.

Tabela 11. Parâmetros do solo, antes e após adensamento mecânico a 1g, para o Ensaio 1.

Camada	Antes do adensamento mecânico			Após o adensamento mecânico		
	e	γ (g/cm ³)	w (%)	e	γ (g/cm ³)	w (%)
	Camada 1	1,81	1,58	67,5	1,45	1,66
Camada 2	1,83	1,57	68,3	1,25	1,72	46,0
Camada 3	1,85	1,57	69,2	1,18	1,74	43,7
Camada 4	1,85	1,55	67,0	1,14	1,73	40,3
Média ponderada	1,83	1,56	68,0	1,25	1,71	45,9

Tabela 12. Parâmetros do solo, antes e após adensamento mecânico a 1g, para o Ensaio 2.

Camada	Antes do adensamento mecânico			Após o adensamento mecânico		
	e	γ (g/cm ³)	w (%)	e	γ (g/cm ³)	w (%)
	Camada 1	1,76	1,60	67,7	1,48	1,67
Camada 2	1,84	1,57	69,1	1,32	1,70	49,6
Camada 3	1,81	1,58	68,1	1,21	1,74	45,5
Camada 4	1,80	1,59	68,8	1,16	1,76	44,6
Média ponderada	1,80	1,59	68,5	1,29	1,72	49,1

Tabela 13. Parâmetros do solo, antes e após adensamento mecânico a 1g, para o Ensaio 3.

Camada	Antes do adensamento mecânico			Após o adensamento mecânico		
	e	γ (g/cm ³)	w (%)	e	γ (g/cm ³)	w (%)
Camada 1	1,76	1,61	68,3	1,43	1,69	55,6
Camada 2	1,86	1,56	69,0	1,36	1,68	49,8
Camada 3	1,77	1,60	67,2	1,16	1,76	44,2
Camada 4	1,81	1,59	68,9	1,16	1,76	44,1
Média ponderada	1,80	1,59	68,4	1,28	1,72	48,4

Após a primeira etapa de ensaio, com o fim do adensamento mecânico por camadas a 1g, iniciou-se a etapa de montagem dos equipamentos para a centrifugação. Então, o sistema de aplicação de cargas foi desmontado e o container foi retirado da prensa hidráulica e posicionado no braço da centrífuga. Posteriormente, o TopCap foi retirado e iniciou-se a instalação dos instrumentos necessários à centrifugação.

Sendo assim, os transdutores de poropressão da parede foram instalados no container. A cantoneira contendo a estaca, as hastes de instrumentação e os sensores foi inserida manualmente no solo e fixada junto ao container, como apresentado na Figura 60.



Figura 60. Cantoneira com instrumentação após sua inserção no solo.

Posteriormente, foi montada a estrutura responsável pela inserção do T-bar, com a cruzeta, os penetrômetros e suas respectivas células de carga. A cruzeta foi então acoplada ao atuador, que foi posicionado em uma viga metálica para que todo o conjunto ficasse satisfatoriamente fixo. A referida viga foi apoiada sobre a borda lateral do container. Junto a essa estrutura foi colocado um transdutor de deslocamento para medir o deslocamento da cruzeta durante a cravação dos penetrômetros de modo a controlar a velocidade de descida.

Além disso, foram posicionados os transdutores de deslocamento dentro da caixa acrílica, que posteriormente foi instalada no container. A câmera também foi instalada na frente do cesto da centrífuga para a visualização do ensaio durante o voo. A Figura 61 mostra a vista frontal do modelo e a Figura 62 mostra uma vista superior do modelo.

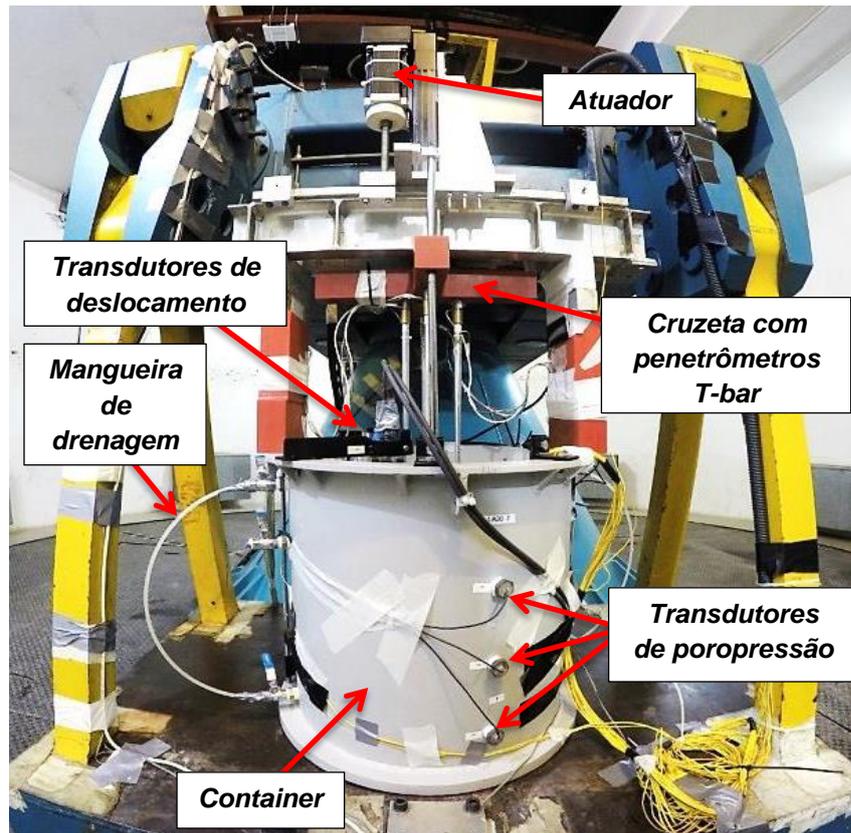


Figura 61. Vista frontal do modelo centrífugo.

Todos os equipamentos colocados no modelo foram pesados previamente. Assim, foi possível colocar, no braço oposto ao braço onde o modelo foi montado, um contrapeso correspondente, para que a centrífuga tivesse estabilidade durante o voo. A Figura 45 apresenta a centrífuga, onde se vê, no cesto esquerdo, o modelo e, no cesto direito, o contrapeso.

A instalação dos sensores e equipamentos foi feita no decorrer de um dia e esperou-se que as perturbações geradas por esses procedimentos fossem dissipadas. Sendo assim, a centrifugação ocorreu, no mínimo, um dia após a instalação dos equipamentos e sensores, em todos os ensaios centrífugos.

Foi adicionada uma camada de água de altura padronizada em todos os ensaios, de modo que a caixa acrílica com os sensores de deslocamento ficasse submersa e para que a poropressão hidrostática fosse igual nos diferentes ensaios. Ao total, a coluna de água foi de 41,4 cm, o que, a 20g, corresponde a 8,28 m.

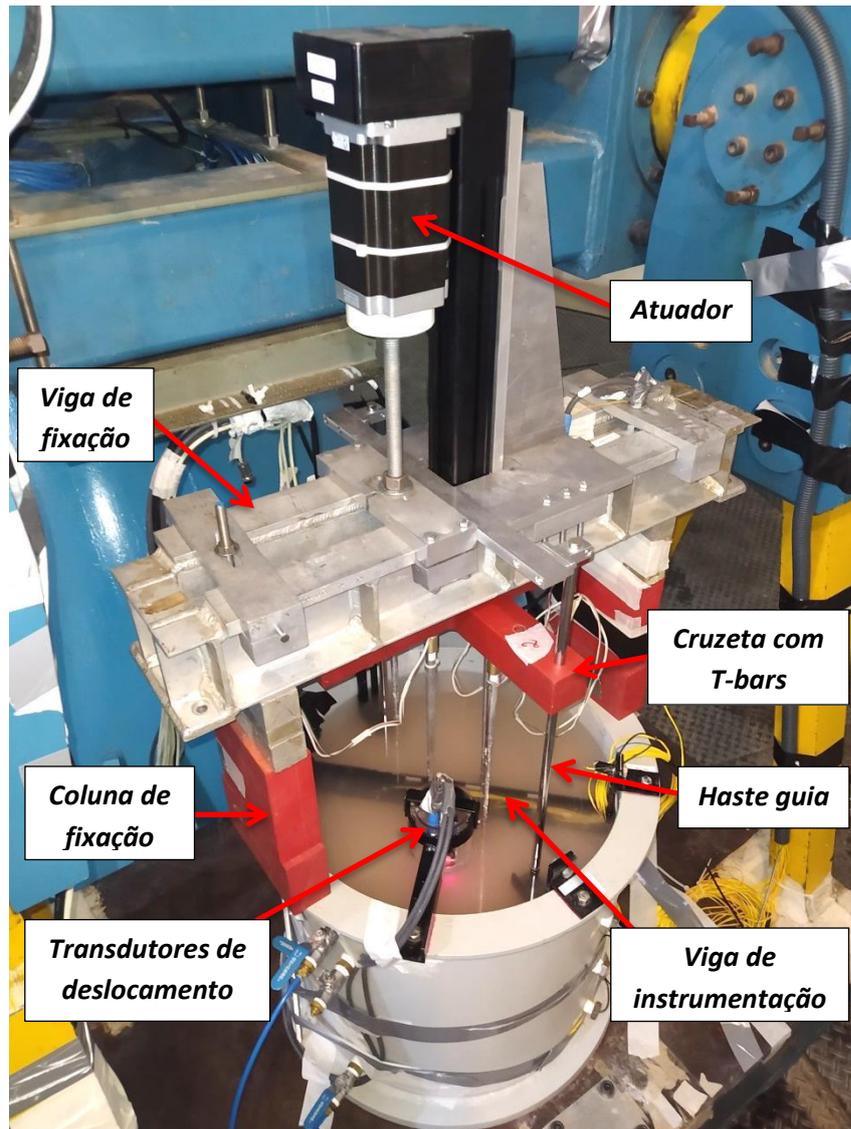


Figura 62. Vista superior do modelo centrífugo.

Dessa forma, a centrífuga foi ligada a uma aceleração gravitacional de 20g, o que produziu incrementos de poropressão, que posteriormente foram dissipados com o adensamento do solo pelo seu peso próprio. O final do adensamento primário durou aproximadamente 3 horas. As Figuras 63, 64 e 65 apresentam o desenvolvimento das poropressões durante o adensamento a 20g, para os Ensaio 1, 2 e 3, respectivamente, tanto nos sensores instalados na parede do container, quanto para os sensores instalados nas hastes de instrumentação.

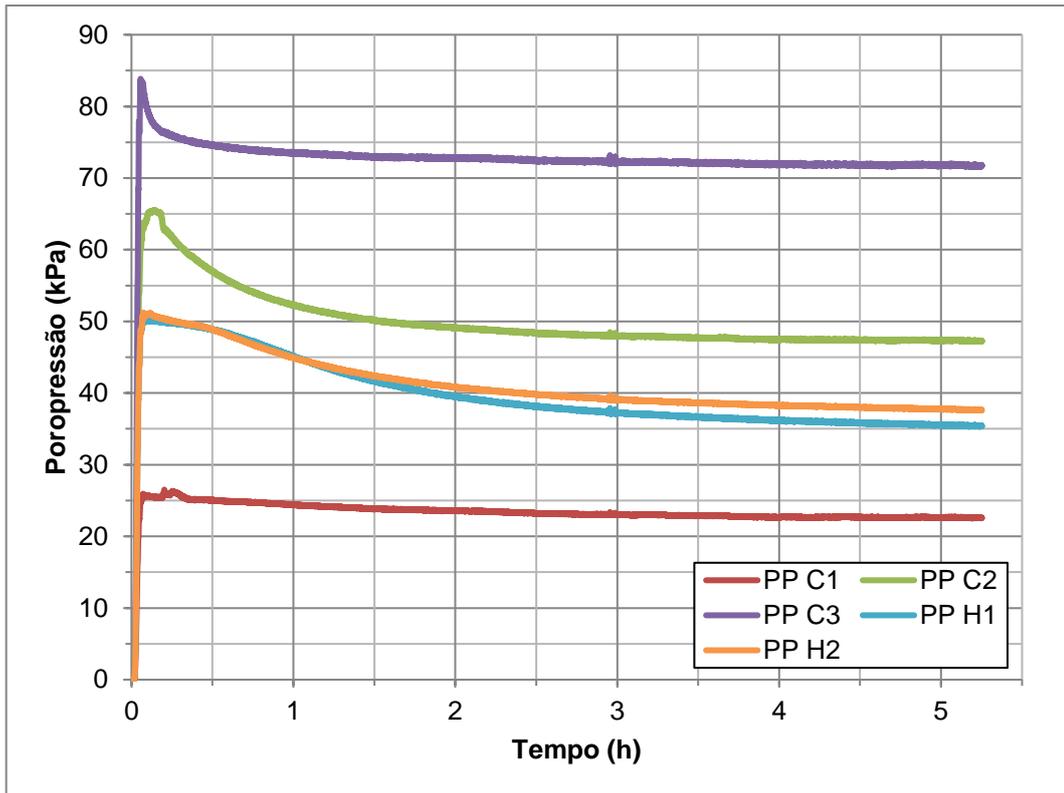


Figura 63. Desenvolvimento da poropressão durante o adensamento pelo peso próprio a 20g no Ensaio 1.

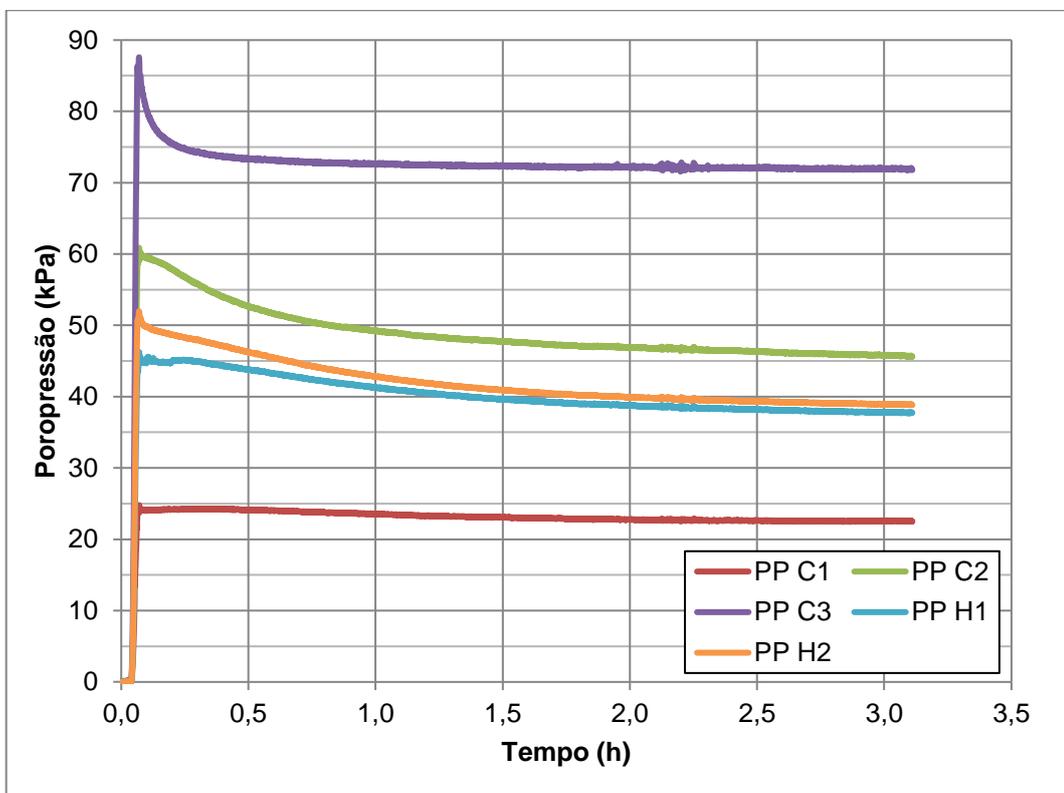


Figura 64. Desenvolvimento da poropressão durante o adensamento pelo peso próprio a 20g no Ensaio 2.

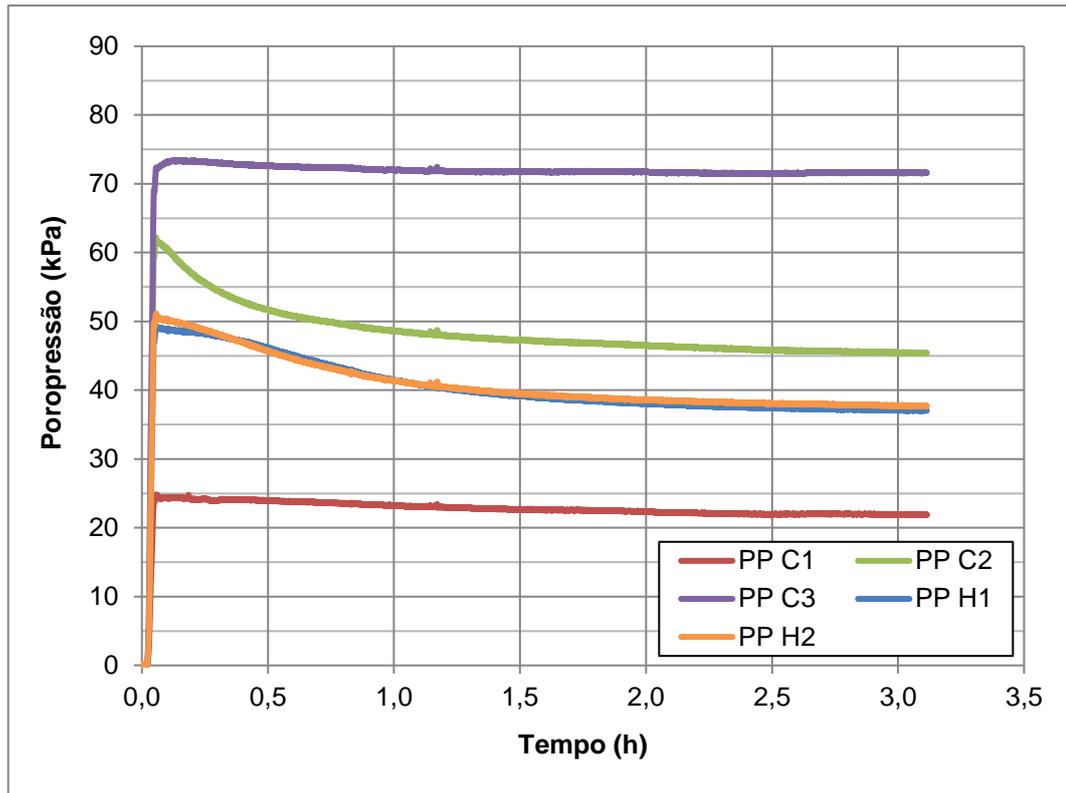


Figura 65. Desenvolvimento da poropressão durante o adensamento pelo peso próprio a 20g no Ensaio 3.

Além disso, baseado na altura de água presente sobre o solo e considerando que o mesmo se encontrava em condições saturadas, foi possível calcular a poropressão hidrostática teórica. Embora, na centrífuga, a poropressão hidrostática varie de forma não linear com a profundidade, visto que o nível de 'g' varia com a profundidade do modelo, a curva foi aproximada por uma reta, já que o erro para essa aproximação é baixo. A Figura 66 apresenta as poropressões finais de cada sensor de cada ensaio, juntamente com a curva da poropressão hidrostática teórica ao longo da profundidade. Pela análise da figura observa-se que todos os sensores haviam chegado à poropressão hidrostática ao fim do adensamento a 20g, o que denota que o adensamento primário do solo havia sido concluído ao final desta etapa. Os valores das poropressões iniciais e finais observadas nas Figuras 63, 64 e 65 estão sumarizados na Tabela 14.

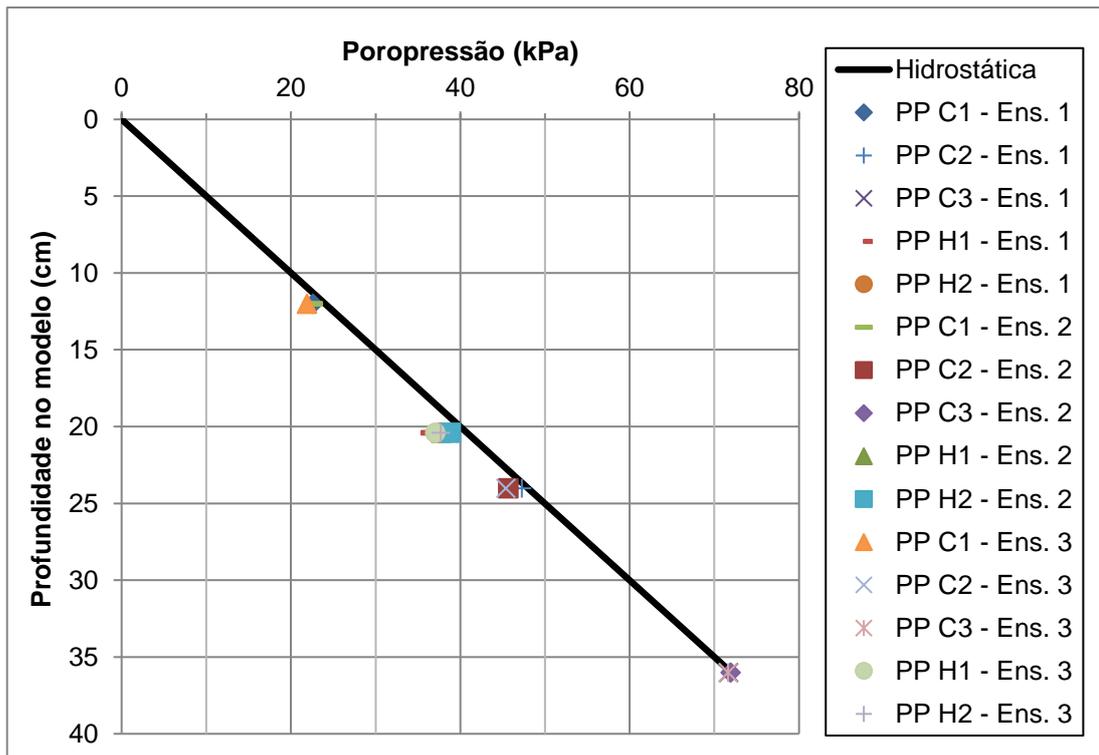


Figura 66. Poropressão hidrostática teórica e poropressões nos sensores ao final do adensamento pelo peso próprio a 20g, para todos os ensaios.

Tabela 14. Poropressões de pico e finais para os sensores nos Ensaios 1, 2 e 3.

Sensor	Ensaio 1		Ensaio 2		Ensaio 3	
	PP máxima (kPa)	PP final (kPa)	PP máxima (kPa)	PP final (kPa)	PP máxima (kPa)	PP final (kPa)
PP C1	26,52	22,59	24,79	22,56	24,84	21,88
PP C2	65,52	47,25	60,87	45,68	62,22	45,38
PP C3	83,85	71,70	87,58	71,91	73,44	71,60
PP H1	50,61	35,39	46,25	37,74	49,40	37,06
PP H2	51,23	37,62	51,98	38,88	51,17	37,69

As Figuras 67, 68 e 69 apresentam as curvas de recalque durante o adensamento a 20g nos Ensaios 1, 2 e 3, para os sensores instalados nas distâncias radiais de 8,7 cm (SD1) e 10,8 cm (SD2) a partir da fonte de calor, que correspondem, respectivamente, na escala do protótipo, a distâncias radiais de 17,4 e 21,6 metros. Assim como observado para as poropressões, o tempo de aproximadamente 3 horas

foi suficiente para a ocorrência do adensamento a 20g, visto que houve estabilização dos recalques no tempo supracitado. Ressalta-se que a precisão foi ajustada no Ensaio 3 e por isso os dados apresentam menor dispersão. A Tabela 15 apresenta os valores de recalque final em ambos os sensores, para cada um dos ensaios, juntamente com o índice de vazios final. O índice de vazios final foi estimado considerando-se como recalque do solo, a média dos recalques observados nos dois sensores de deslocamento. Observou-se um recalque mais expressivo nos sensores situados mais próximos da estaca, o que acredita-se ser devido às maiores perturbações geradas nessa região, em decorrência da inserção da estaca e das hastes de instrumentação. Também foi encontrada uma magnitude de recalque maior para o primeiro ensaio, o que foi atribuído ao maior peso específico inicial desse solo, que gerou incrementos de poropressão maiores, maiores recalques e um menor índice de vazios final. Salienta-se que, como o Ensaio 1 foi utilizado como ensaio Referência, não é problemático que ele possua um índice de vazios maior que o dos ensaios submetidos ao ciclo térmico. Nesse caso, os incrementos de resistência assim obtidos estarão ligeiramente subestimados.

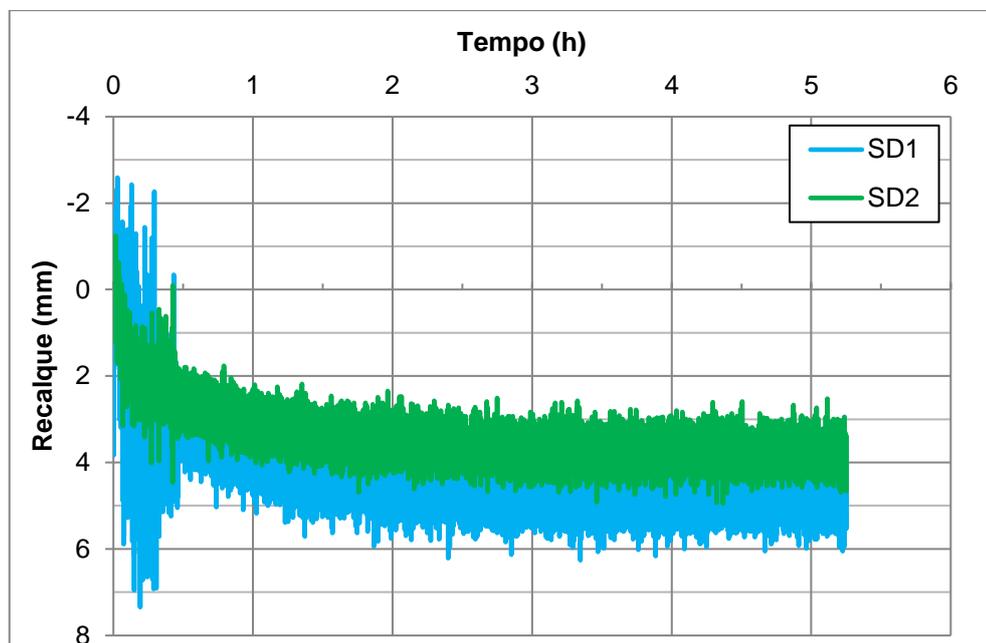


Figura 67. Recalques no decorrer do adensamento pelo peso próprio a 20g para o Ensaio 1.

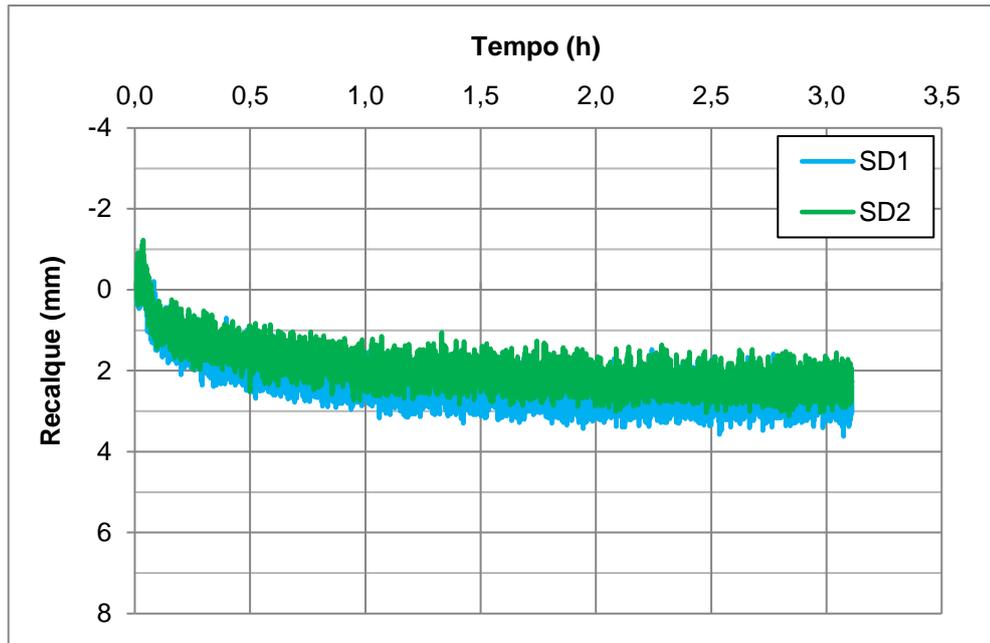


Figura 68. Recalques no decorrer do adensamento pelo peso próprio a 20g para o Ensaio 2.

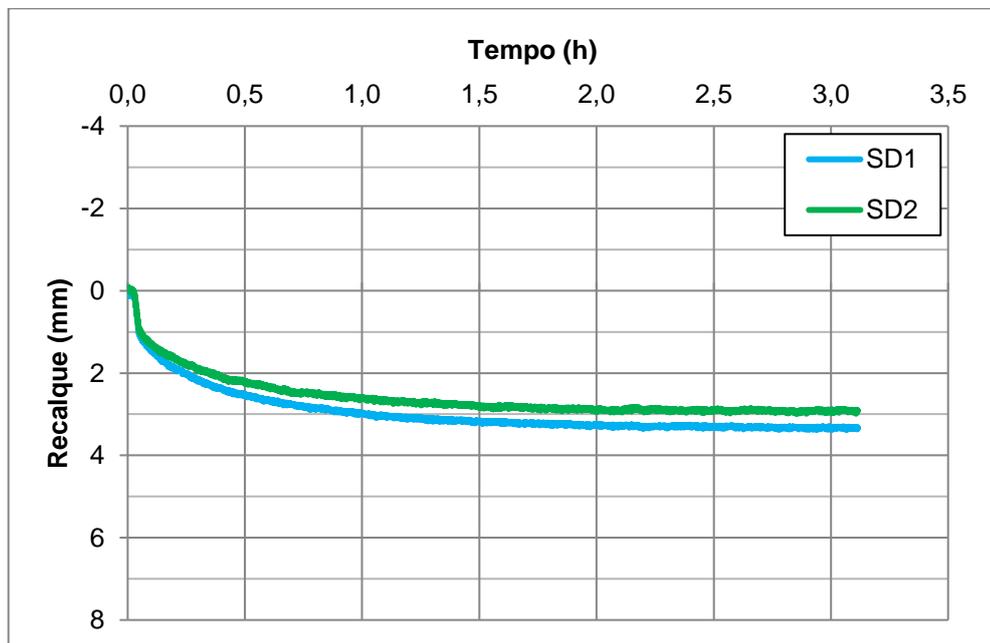


Figura 69. Recalques no decorrer do adensamento pelo peso próprio a 20g para o Ensaio 3.

Tabela 15. Recalque observado nos sensores de deslocamento ao final da etapa de adensamento a 20g, para os Ensaios 1, 2 e 3.

Ensaio	SD1 (mm)	SD2 (mm)	e_r
1	5,0	3,9	1,21
2	2,7	2,3	1,27
3	3,4	3,0	1,25

Posteriormente, nos ensaios onde o solo foi aquecido (Ensaios 2 e 3), após a realização do adensamento pelo peso próprio em centrífuga, o solo foi submetido ao aquecimento. A Tabela 16 apresenta as temperaturas máximas aplicadas em cada ensaio centrífugo.

Tabela 16. Temperaturas máximas aplicadas aos ensaios centrífugos.

Ensaio	Temperatura máxima (°C)
1	26,8
2	65,0
3	45,0

Então, o solo permaneceu em aquecimento até que não se observassem mudanças expressivas nas temperaturas indicadas nos sensores do solo, o que durou cerca de 4 h 40 minutos em cada um dos ensaios.

Posteriormente, o aquecimento do solo foi desligado de forma não controlada para que o solo voltasse à temperatura ambiente. Esse processo durou cerca de 2 horas em ambos os ensaios.

Após o ciclo de aquecimento e resfriamento do solo, deu-se início aos ensaios T-bar, numa velocidade de 20 mm/s, onde admite-se que ocorra comportamento não drenado (Finnie e Randolph, 1994). Para o Ensaio 1, Referência, o T-bar foi realizado sem que o solo tivesse sido submetido ao aquecimento. O penetrômetro desceu 28 cm durante sua inserção, profundidade suficiente para se chegar até a ponta da estaca em todos os ensaios.

CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 ENSAIOS A 1G

4.1.1 T-bar Referência

As Figuras 70 e 71 apresentam o perfil de resistência não drenada do solo antes de ser submetido ao ciclo térmico, para os dois T-bars realizados nos Ensaio 1 e 2, respectivamente. Esses perfis de resistência serviram como base para a comparação com os perfis de resistência obtidos após o ciclo térmico. Acredita-se que os valores negativos de resistência observados ao final da retirada do penetrômetro, sejam devido ao solo que permaneceu depositado acima da barra T. Como se observa, houve boa semelhança entre os distintos perfis de resistência.

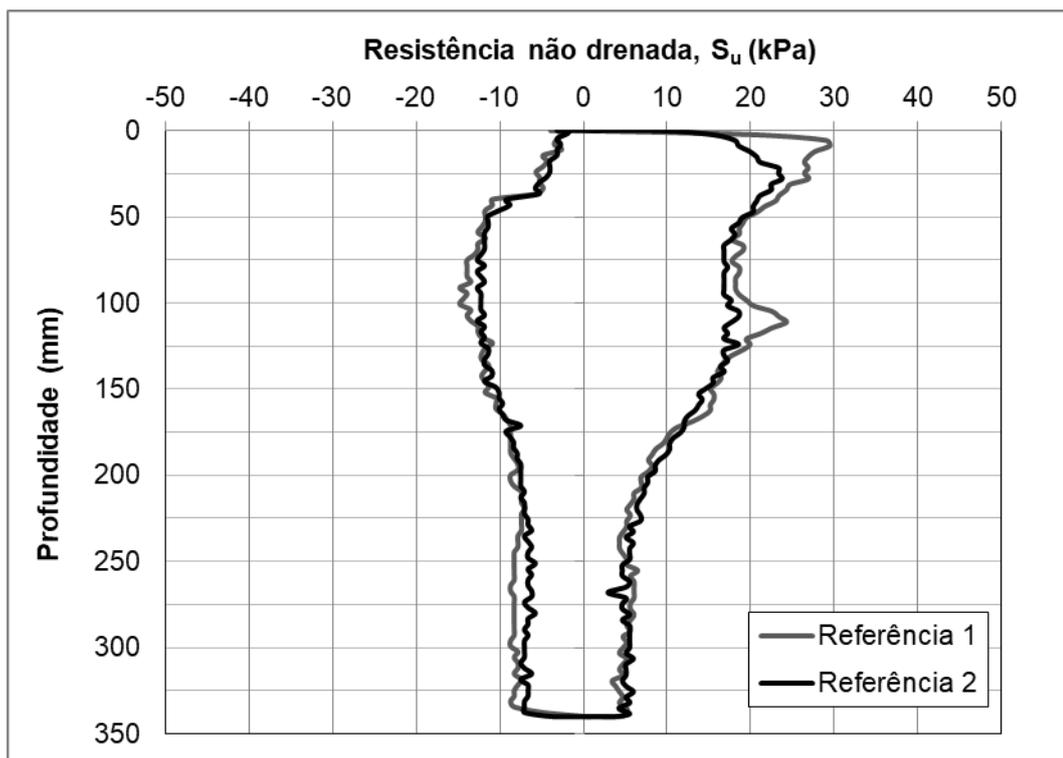


Figura 70. Perfil de resistência não drenada referência para o Ensaio 1.

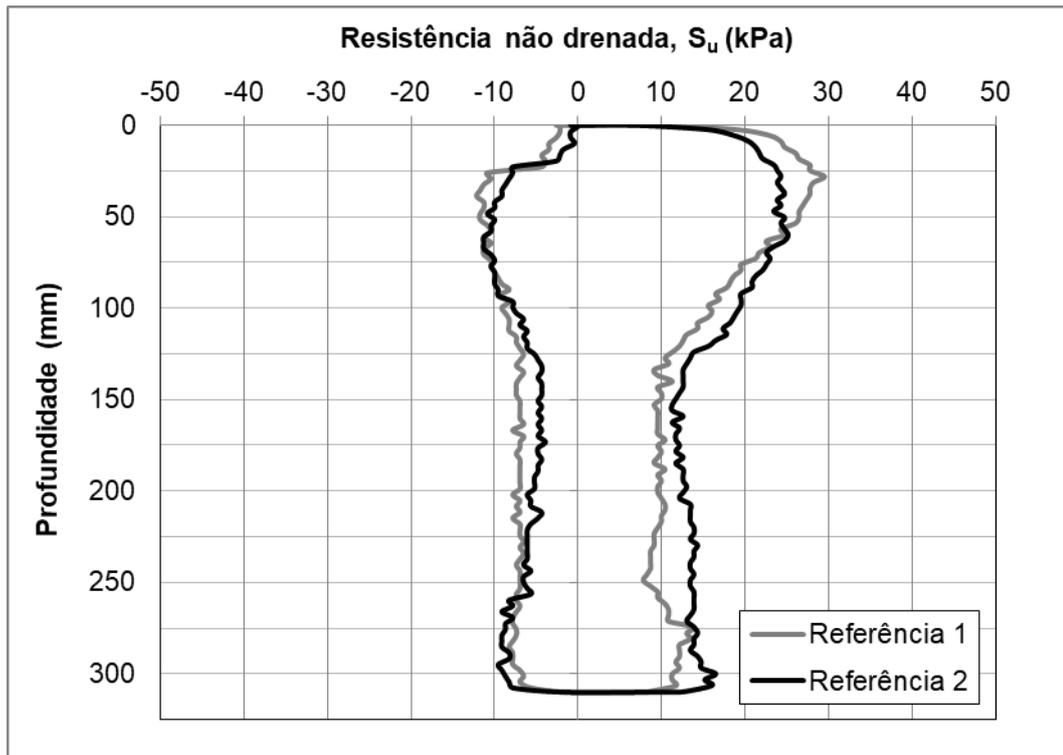


Figura 71. Perfil de resistência não drenada referência para o Ensaio 2.

Para as análises subsequentes de ganho de resistência, foi utilizada a média entre os dois T-bars Referência, para cada ensaio separadamente, ao longo da profundidade do modelo. Dessa forma, considerando a homogeneidade do solo confeccionado, foi admitido que todo solo do modelo possuía esse mesmo perfil de resistência não drenada inicial. Ressalta-se que foram suprimidos os 50 mm iniciais do topo do solo para as análises, pois verificou-se que, nessa região, ocorreram perturbações decorrentes da interação entre o topo do solo e o TopCap.

O perfil de resistência não drenada média para cada ensaio está apresentado na Figura 72. Para ambos os ensaios, a resistência foi maior nas porções superiores do modelo, fato causado pela não uniforme distribuição do carregamento vertical impactada pelo possível atrito lateral entre a tampa e a parede do container. Além disso, através dos valores absolutos de resistência ao longo da profundidade do solo, foi calculada a distribuição de frequências relativas, para ambos os ensaios (Figura 73). Cabe ressaltar que o valor médio de resistência não drenada foi de 11,6 e 14,0 kPa, para os Ensaios 1 e 2, respectivamente.

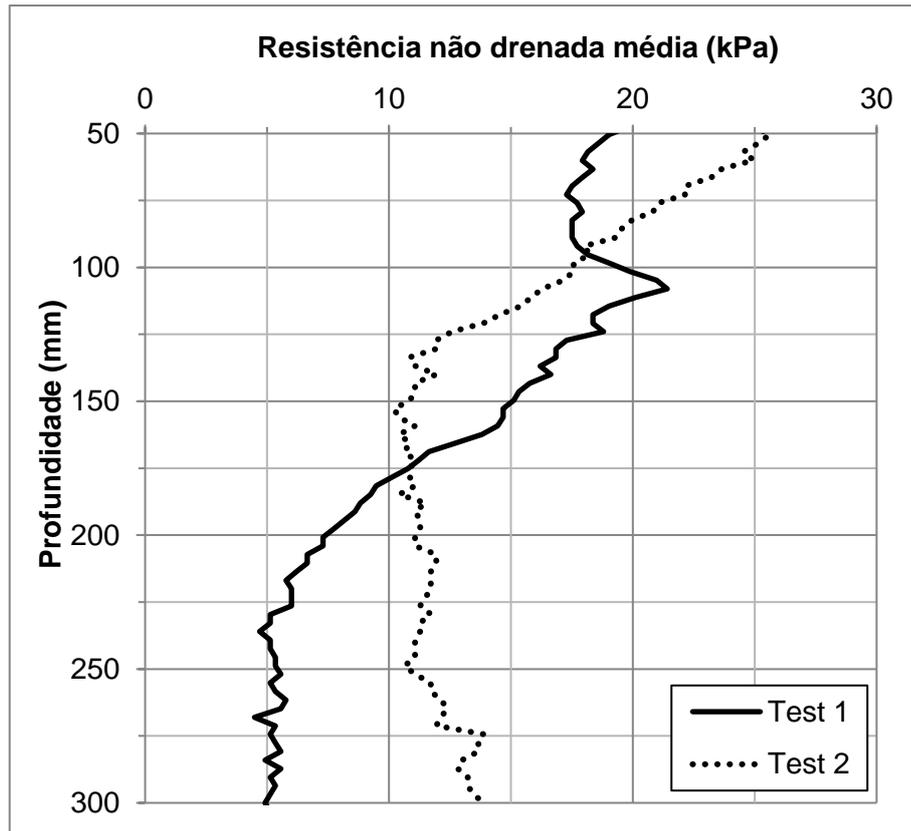


Figura 72. Perfil de resistência ao cisalhamento não drenada média para os ensaios 1 e 2.

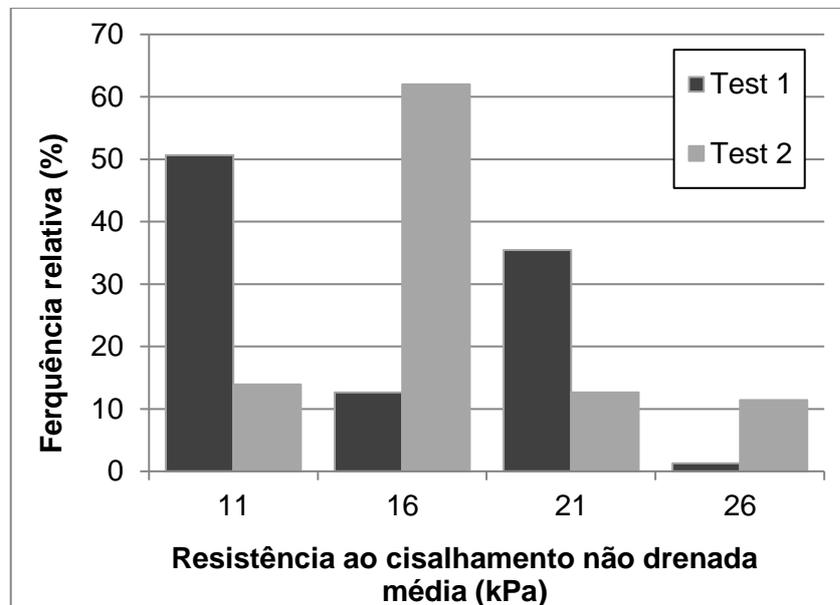


Figura 73. Distribuição de frequências relativas para os valores de resistência não drenada média Referência ao longo da profundidade do modelo, para os Ensaios 1 e 2.

4.1.2. Ciclo térmico

Após a obtenção do perfil de resistência não drenada “Referência”, o solo foi submetido ao aquecimento. Para o Ensaio 1, onde a temperatura máxima atingida pela estaca foi de 85°C, a Figura 74 apresenta o desenvolvimento das temperaturas nos termopares do aquecedor, da superfície do solo e no ambiente. A Figura 75, por sua vez, apresenta as temperaturas dos sensores das hastas de instrumentação.

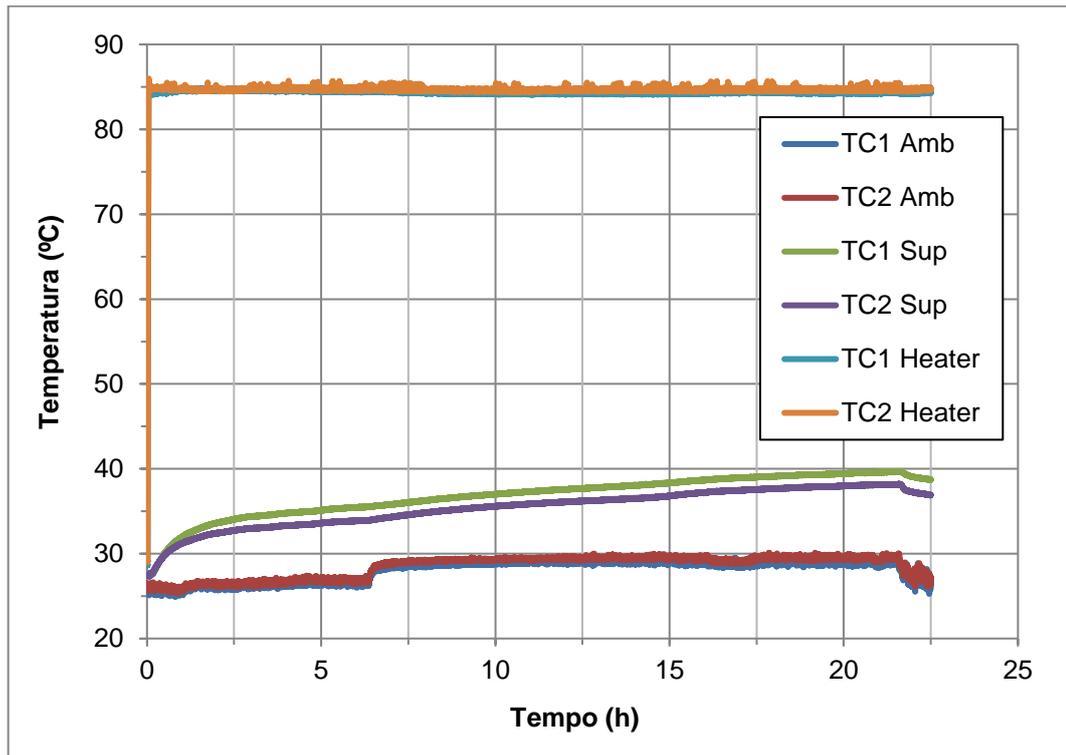


Figura 74. Desenvolvimento das temperaturas no aquecedor, na superfície do solo e temperatura ambiente no decorrer do aquecimento do Ensaio 1.

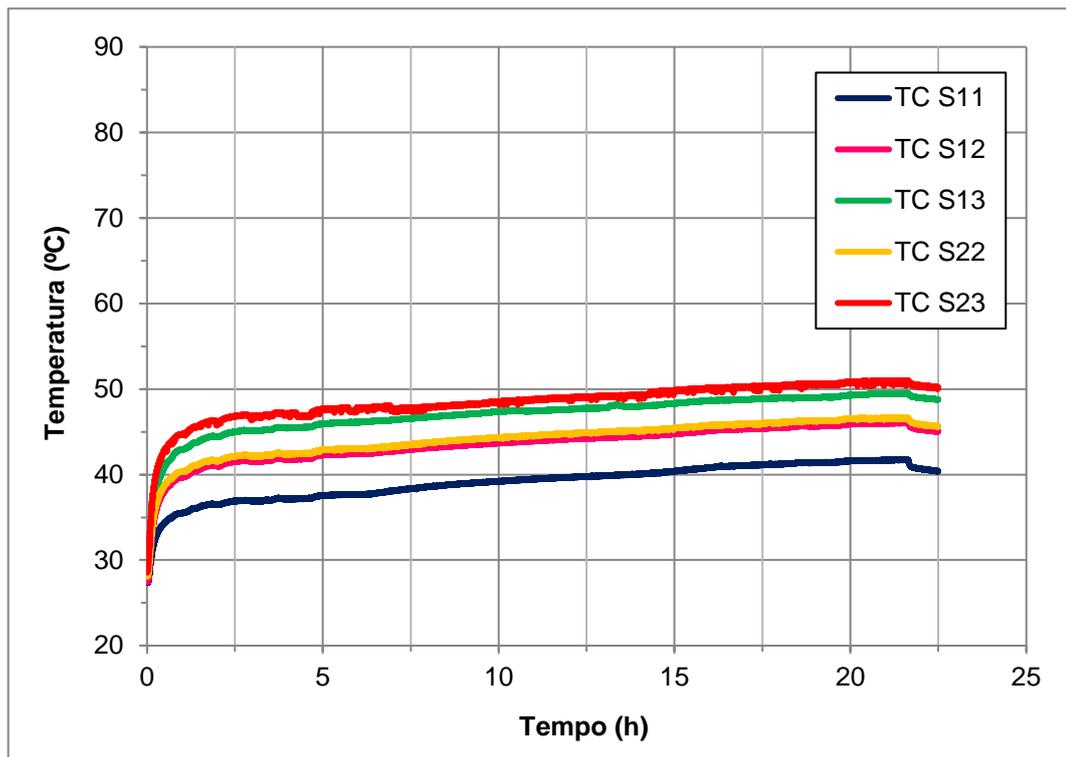


Figura 75. Desenvolvimento das temperaturas nos termopares das sondas durante o aquecimento no Ensaio 1.

Por sua vez, no Ensaio 2, a temperatura máxima atingida pela estaca foi de 65°C e as Figuras 76 e 77 apresentam o desenvolvimento das temperaturas durante o aquecimento para esse ensaio. Cabe ressaltar que alguns termopares das sondas apresentaram problema no decorrer do aquecimento, e por isso não foram apresentados.

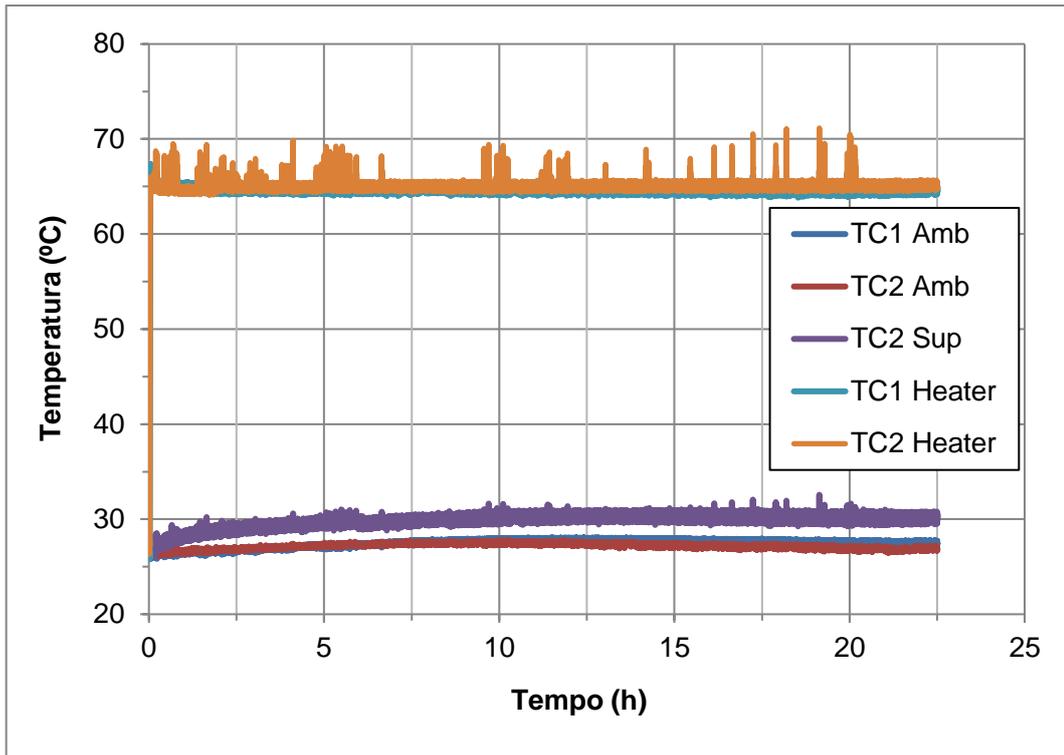


Figura 76. Desenvolvimento das temperaturas no aquecedor, na superfície do solo e temperatura ambiente no decorrer do aquecimento do Ensaio 2.

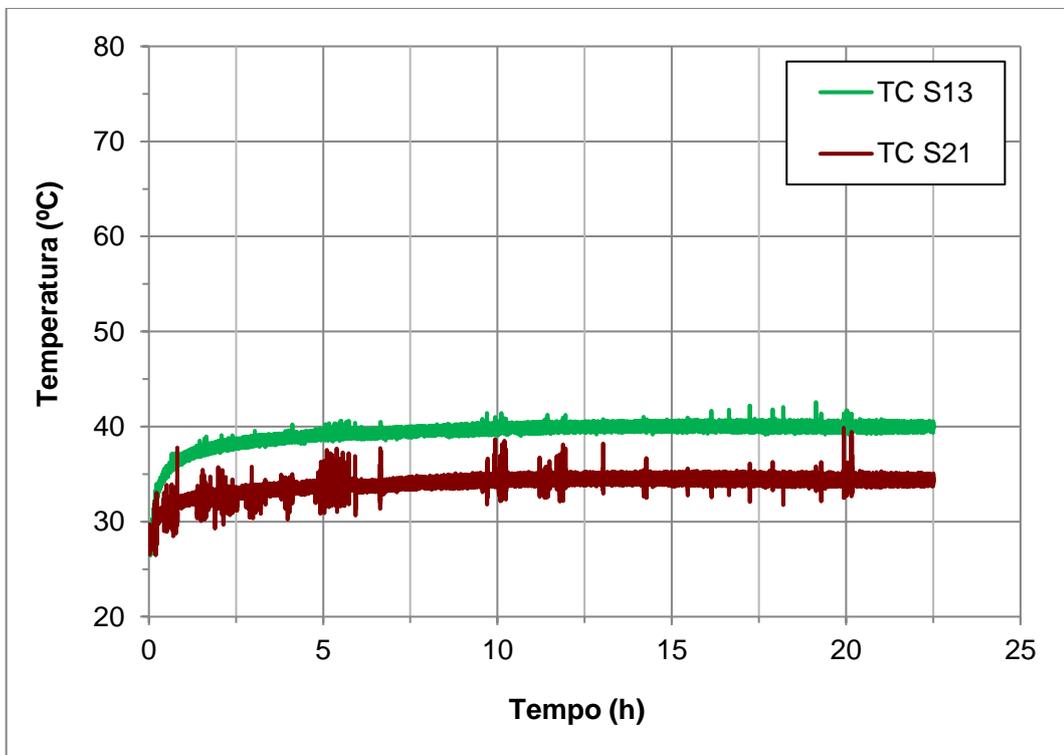
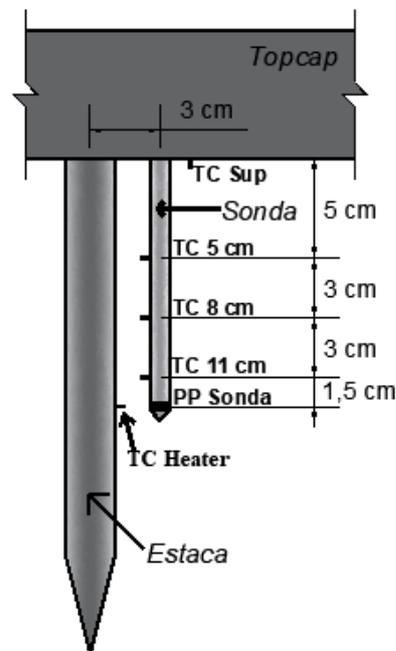


Figura 77. Desenvolvimento das temperaturas nos termopares das sondas durante o aquecimento no Ensaio 2.

Como foi possível observar, os sensores localizados nas mesmas condições de profundidade, tiveram respostas semelhantes. Diante disso, para as análises subsequentes, por questão de simplificação, optou-se por escolher um único sensor para retratar cada condição de profundidade e distância radial ao longo do ensaio. Com isso, considerando que o Ensaio 1 atingiu a temperatura máxima de 85°C, gerando um incremento de temperatura na estaca de cerca de 55°C e no Ensaio 2 se chegou a 65°C, produzindo um aumento de temperatura de aproximadamente 39°C, foi calculado o incremento de temperatura normalizada em função do tempo de aquecimento, dividindo o incremento de temperatura observado em cada sensor, pelo incremento de temperatura do aquecedor (dT_{Heater}). Os incrementos de temperatura de todos os sensores foram calculados pela subtração da temperatura no respectivo sensor pela temperatura ambiente no início do ensaio. As curvas de incremento de temperatura normalizadas pelo incremento de temperatura no aquecedor estão apresentadas nas Figuras 78 e 79, para ambos os ensaios, e para os sensores localizados nas diferentes profundidades do solo (na sonda), na superfície do solo e com relação à temperatura ambiente.



(a)

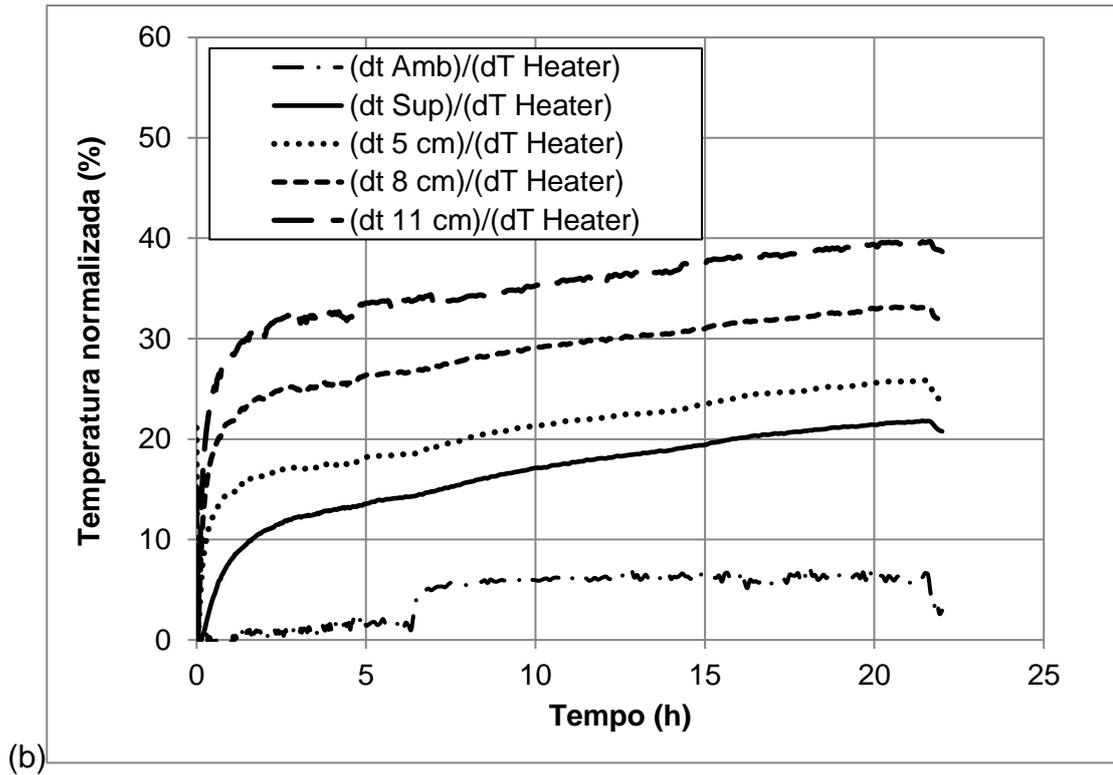


Figura 78. (a) Localização dos termopares. (b) Distribuição das temperaturas normalizadas com o tempo, durante o aquecimento no Ensaio 1 (85°C).

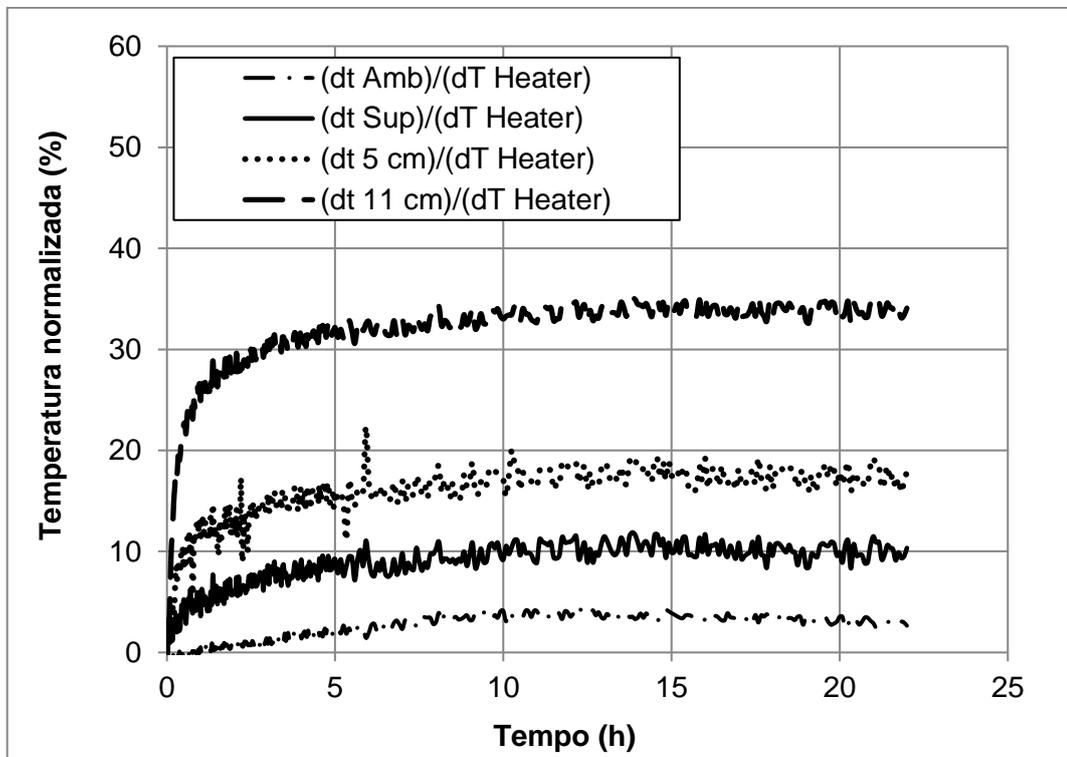


Figura 79. Distribuição das temperaturas normalizadas com o tempo, durante o aquecimento no Ensaio 2 (65°C).

Com relação aos incrementos de temperatura normalizados, observa-se que os valores mais expressivos foram observados na profundidade de 11 cm, que é a mais próxima do centro do aquecedor. Nesse caso, o incremento de temperatura em relação ao incremento no aquecedor foi de 40% para o Ensaio 1 e de 35% no Ensaio 2, estando estes a uma distância de 3 cm da fonte de calor.

Além disso, nota-se que o incremento de temperatura foi inversamente proporcional à distância a partir da região central do aquecedor. Nesse sentido, o sensor localizado na superfície do solo apresentou um incremento de temperatura menor que o encontrado para os sensores da sonda, com valores máximos de 21% no Ensaio 1 e de 10% no Ensaio 2. Ademais, a temperatura ambiente também apresentou um leve incremento ao longo da etapa de aquecimento.

Ressalta-se que o incremento de temperatura normalizado foi diretamente proporcional ao nível de temperatura aplicado.

Após a estabilização do sistema sob alta temperatura, o sistema de aquecimento foi desligado e permitiu-se que o solo resfriasse naturalmente até a temperatura ambiente, como está apresentado nas Figuras 80 e 81, para os Ensaios 1 e 2, respectivamente.

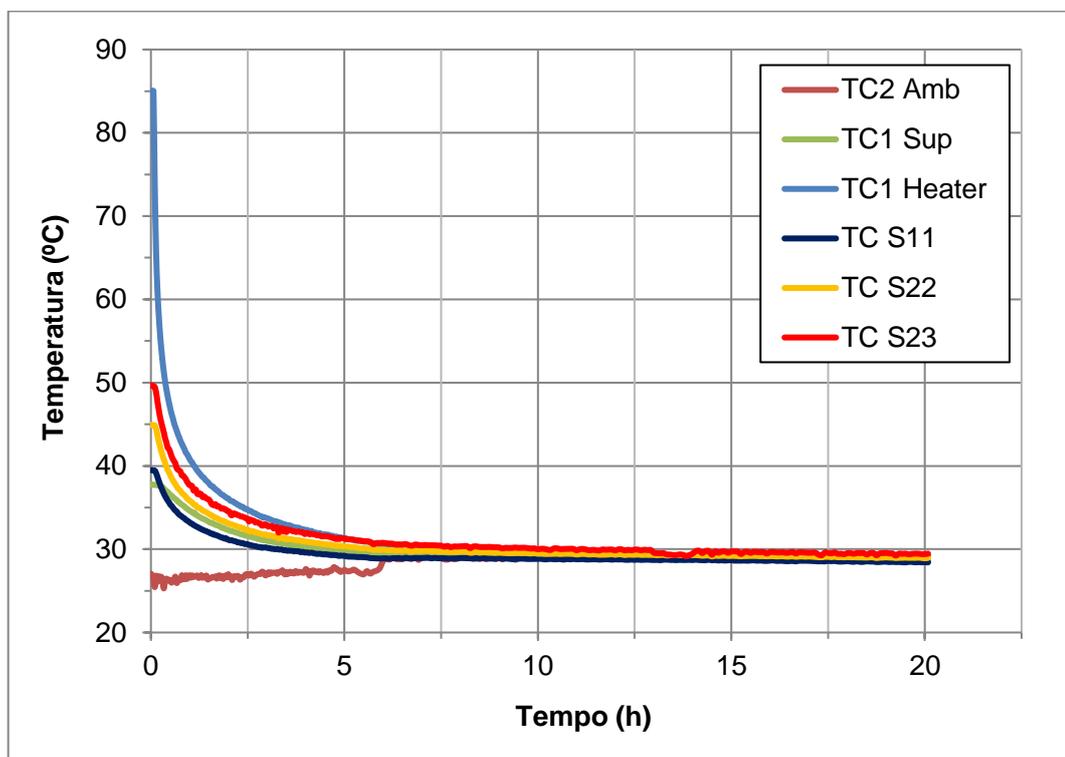


Figura 80. Desenvolvimento das temperaturas durante o resfriamento no Ensaio 1.

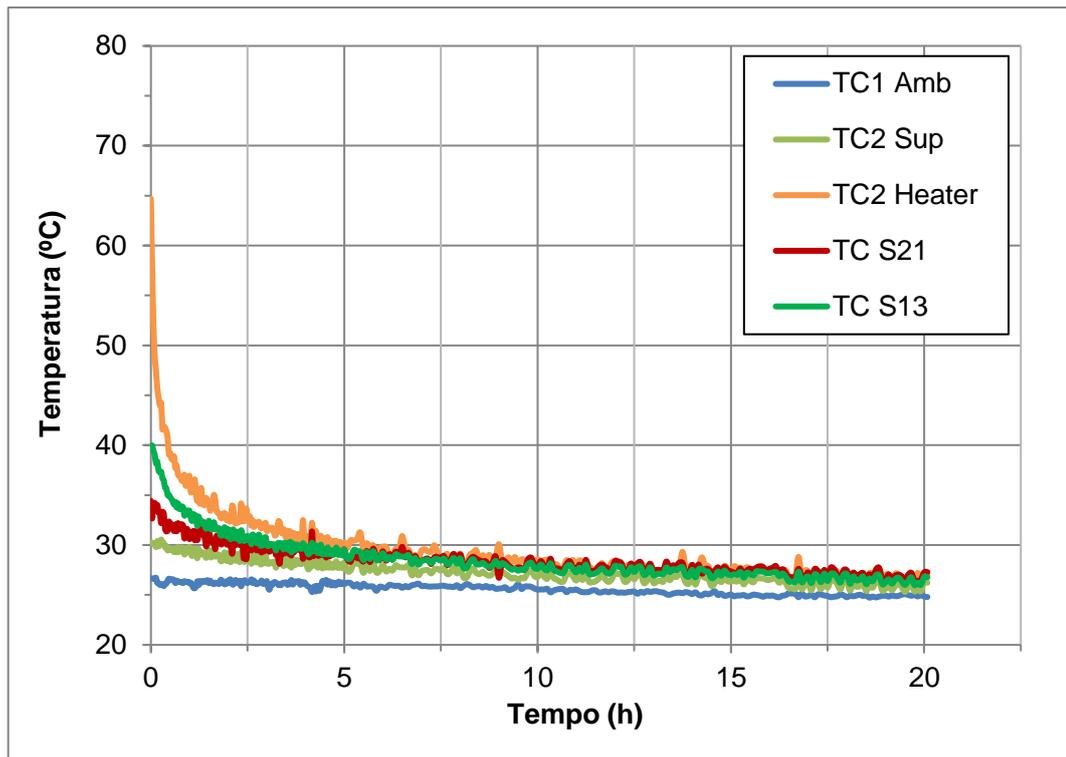


Figura 81. Desenvolvimento das temperaturas durante o resfriamento no Ensaio 2.

Em decorrência do aumento de temperatura, foi observado um incremento de poropressão que posteriormente foi dissipado. A Figura 82 apresenta o incremento de poropressão observado nas sondas que se localizavam a 3 cm da fonte de calor ($D/r_{estaca} = 3,2$) para os Ensaios 1 e 2, respectivamente. A Tabela 17 apresenta os valores de incremento máximo encontrados em cada sensor nos diferentes ensaios, assim como a média da poropressão máxima. O incremento de poropressão ocorreu no mesmo instantâneo ao aquecimento, assim como observado por Ghaowd (2018), e foi diretamente proporcional ao nível de aquecimento aplicado. Foi observada boa repetibilidade entre os distintos sensores em cada ensaio. Ressalta-se que os sensores de poropressão da parede do container não apresentaram variação expressiva em decorrência do aquecimento, como apresentado nas Figuras 83 e 84, pois os valores observados estavam dentro da faixa de sensibilidade dos sensores. No final do aquecimento e após a dissipação do excesso de poropressão decorrente do aquecimento, os transdutores apresentaram problemas técnicos e não puderam ser considerados nas etapas subsequentes.

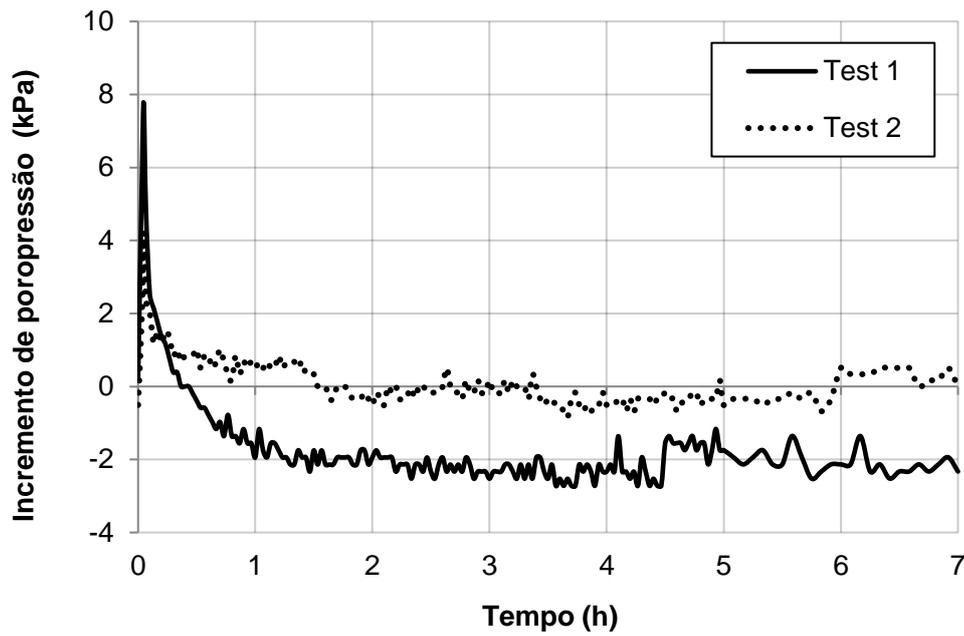


Figura 82. Desenvolvimento das poropressões nas sondas durante o aquecimento nos Ensaio 1 (85°C) e 2 (65°C).

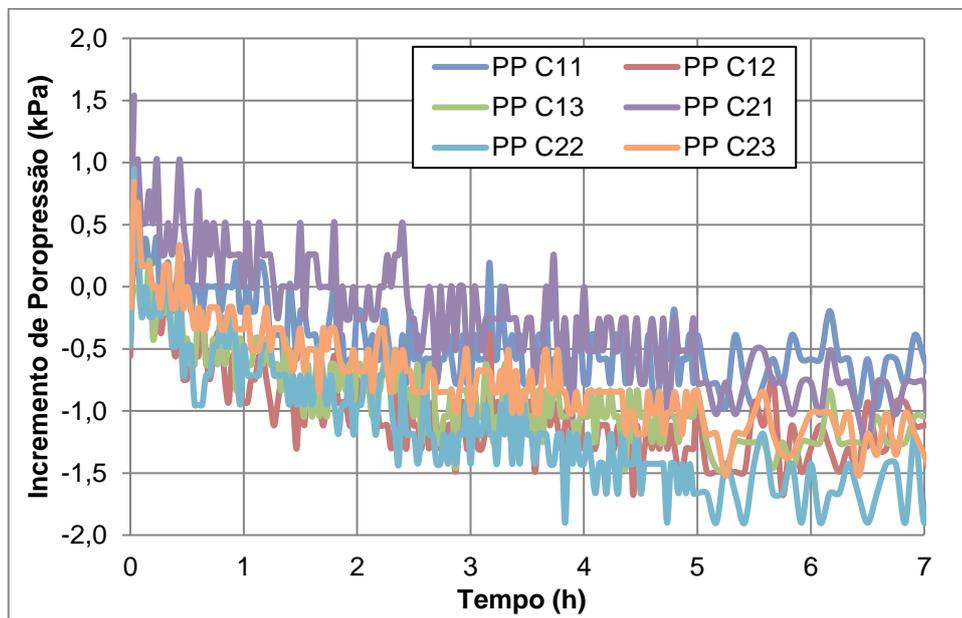


Figura 83. Desenvolvimento das poropressões da parede do container durante o aquecimento no Ensaio 1 (85°C).

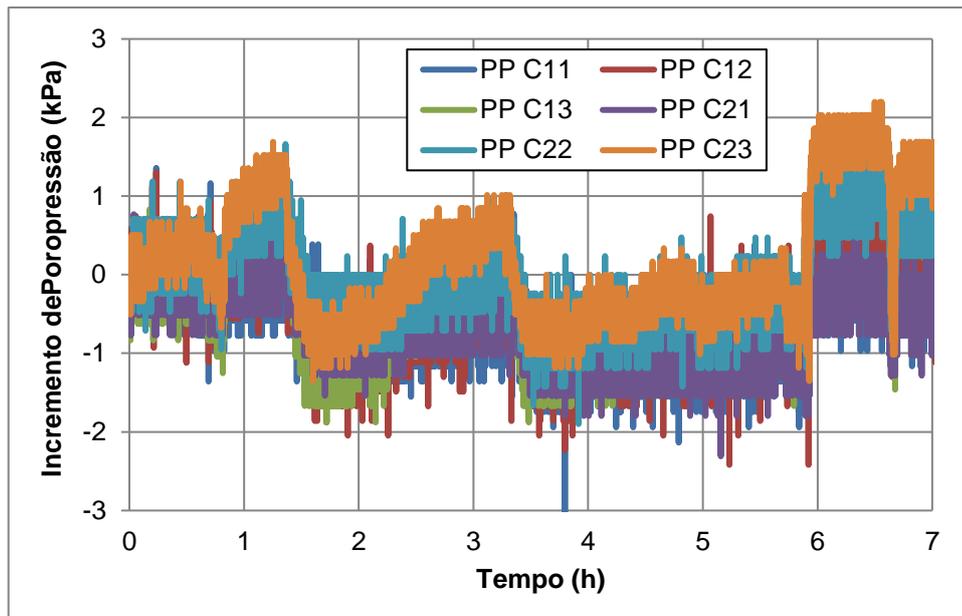


Figura 84. Desenvolvimento das poropressões da parede do container durante o aquecimento no Ensaio 2 (65°C).

Tabela 17. Poropressões de pico decorrentes do aquecimento nos Ensaio 1 e 2.

Ensaio	Sensor	Máximo excesso de poropressão (kPa)	Excesso de poropressão médio (kPa)
1	PP S1	7,77	7,36
	PP S2	6,94	
2	PP S1	4,08	4,16
	PP S2	4,23	

Com relação ao recalque, não foi observado nenhum deslocamento do TopCap durante o ciclo térmico no solo. Salienta-se que esses sensores estavam incidindo sobre o TopCap, que é um dispositivo rígido, ou seja, só se desloca caso haja recalque em toda a superfície do solo. Além disso, acredita-se que as deformações térmicas tenham ocorrido em uma zona relativamente pequena ao redor da fonte de calor. Sendo assim, é possível que tenha havido recalque no solo ao redor da fonte de calor, mas que não foi capaz de ser medido devido às limitações da instrumentação do ensaio.

4.1.3 Ganho de resistência não drenada após ciclo térmico

Após o ciclo de aquecimento e resfriamento, foram realizados ensaios T-bar nas distâncias radiais de 3,3, 8,8 e 15,3 cm a partir da fonte de calor ($r/r_{estaca} = 3,5, 9,3$ e $16,1$). Sendo assim, as Figuras 85 e 86 apresentam os perfis de resistência não drenada, após o ciclo térmico, para os Ensaios 1 e 2, respectivamente.

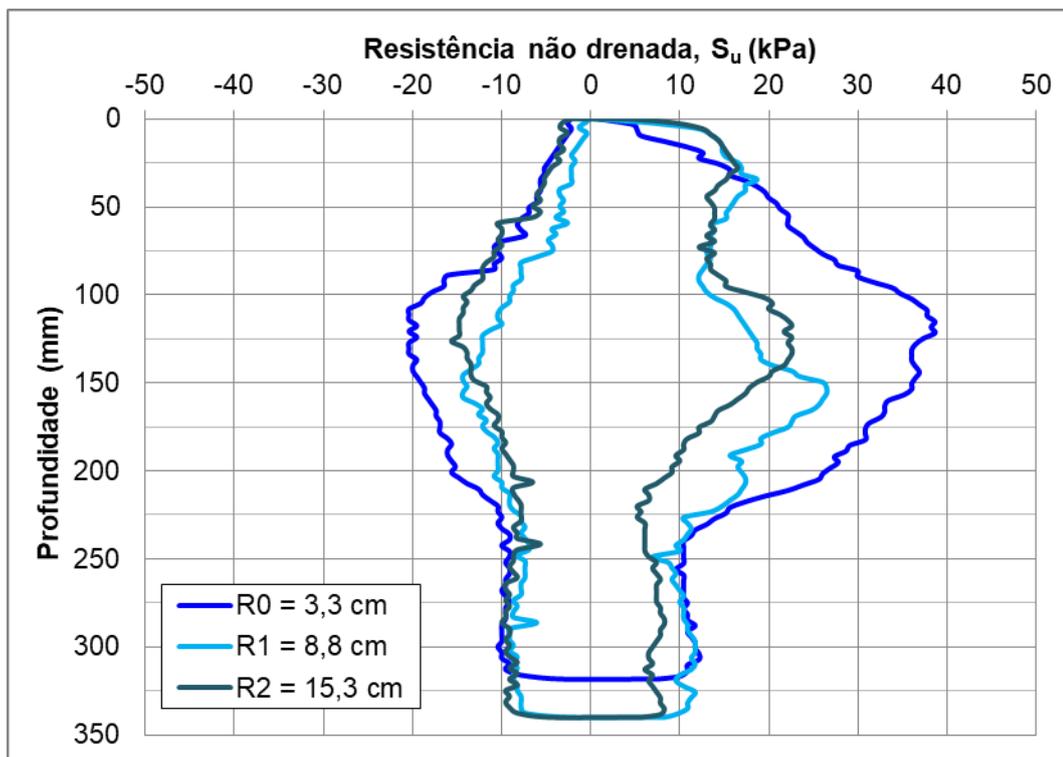


Figura 85. Perfis de resistência não drenada, para diferentes distâncias radiais, após o ciclo térmico para o Ensaio 1 (85°C).

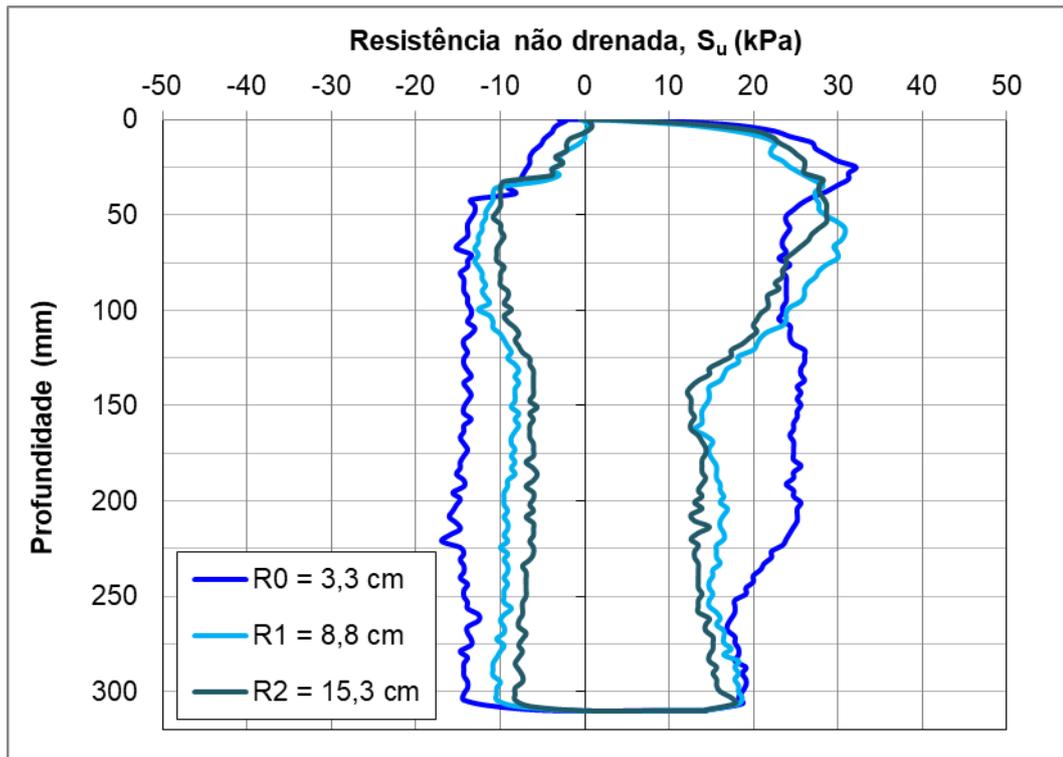


Figura 86. Perfis de resistência não drenada, para diferentes distâncias radiais, após o ciclo térmico para o Ensaio 2 (65°C).

Através dos perfis de resistência obtidos antes e após o ciclo térmico, foi possível calcular o ganho de resistência em consequência da variação de temperatura. O cálculo do ganho foi dado em porcentagem, e foi realizado com a subtração entre a resistência encontrada após o ciclo térmico e a resistência Referência média (dS_u), e dividindo esse valor também pela resistência Referência média ($S_{u,ref}$), ao longo de toda a profundidade do modelo. Dessa forma, foi possível obter um perfil de ganho líquido de resistência não drenada para cada distância radial em cada um dos ensaios.

A partir dos ganhos de resistência ao longo da profundidade do solo, foi possível obter as distribuições de frequência relativas desses ganhos, para as diferentes condições de temperatura e distância radial. Os histogramas foram calculados com ganhos variando entre 20 e 270%, em intervalos a cada 50%.

Cabe ressaltar que os primeiros 5 cm do topo do modelo também foram descartados nos ensaios após o ciclo térmico em decorrência das perturbações ocorridas no solo pela interação entre o mesmo e o TopCap. As análises de ganho foram realizadas

considerando a temperatura máxima aplicada ao solo e a distância radial do T-bar, a partir da fonte de calor, como apresentado a seguir.

4.1.3.1 Análise de ganho por distância radial

A presente análise do ganho de resistência não drenada se deu pela observação do comportamento de cada ensaio individualmente. A Figura 87 apresenta os perfis de ganho de resistência ao longo da profundidade para as distâncias radiais de 3,3, 8,8 e 15,3 cm a partir da fonte de calor ($r/r_{estaca} = 3,5, 9,3$ e $16,1$) no Ensaio 1, onde o solo foi aquecido até 85°C e posteriormente resfriado. Por outro lado, a Figura 88 apresenta os histogramas elaborados a partir dos valores de ganho de resistência, também para o Ensaio 1.

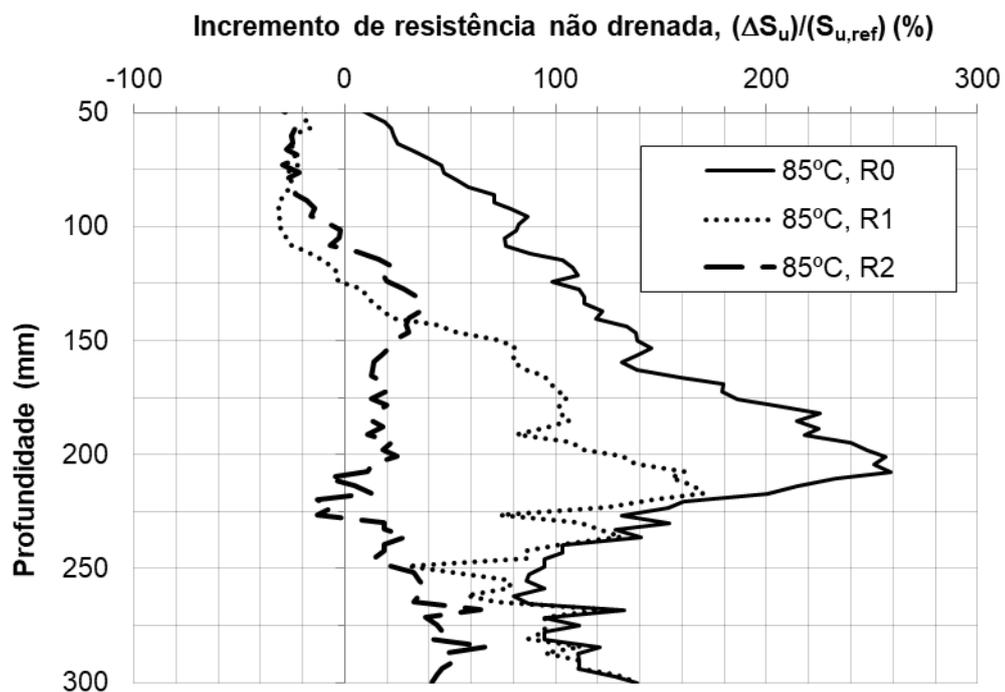


Figura 87. Perfis de ganho de resistência nas diferentes distâncias radiais para o Ensaio 1.

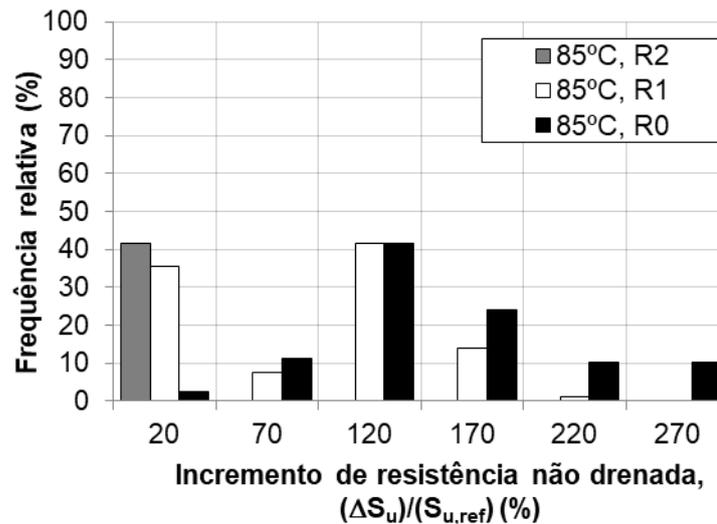


Figura 88. Distribuição de frequências relativas dos ganhos de resistência, nas diferentes distâncias radiais, para o Ensaio 1.

No Ensaio 1, a resistência não drenada média, para as distâncias R0, R1 e R2, foi de 24,2, 15,3 e 12,4 kPa, respectivamente, o que gerou ganhos líquidos de resistência de 123, 58 e 14% para as respectivas distâncias radiais.

Na Figura 85, observou-se que os maiores incrementos de resistência foram observados próximo aos 20 cm de profundidade para as distâncias R0 e R1. Acredita-se que esse comportamento seja decorrente tanto da proximidade com a região central da fonte térmica, como da menor resistência inicial do solo nessa região. Salienta-se que, para todas as distâncias radiais, como esperado, o ganho de resistência foi diretamente proporcional à proximidade da fonte de calor. Com relação ao T-bar realizado na distância R2, constatou-se que o perfil de ganho de resistência foi mais homogêneo com a profundidade e que ocorreu um menor ganho, se comparado às distâncias mais próximas da fonte de calor.

A análise dos histogramas (Figura 88) corrobora as observações feitas a partir da Figura 87, pois observou-se que, para distâncias radiais mais próximas da fonte de calor, a frequência dos ganhos de resistência ficou mais concentrada em valores superiores, que vão diminuindo conforme se aumenta a distância radial.

As Figuras 89 e 90 apresentam, respectivamente, os perfis e os histogramas de ganho de resistência para as diferentes distâncias radiais no Ensaio 2, onde o solo foi aquecido à temperatura máxima de 65°C.

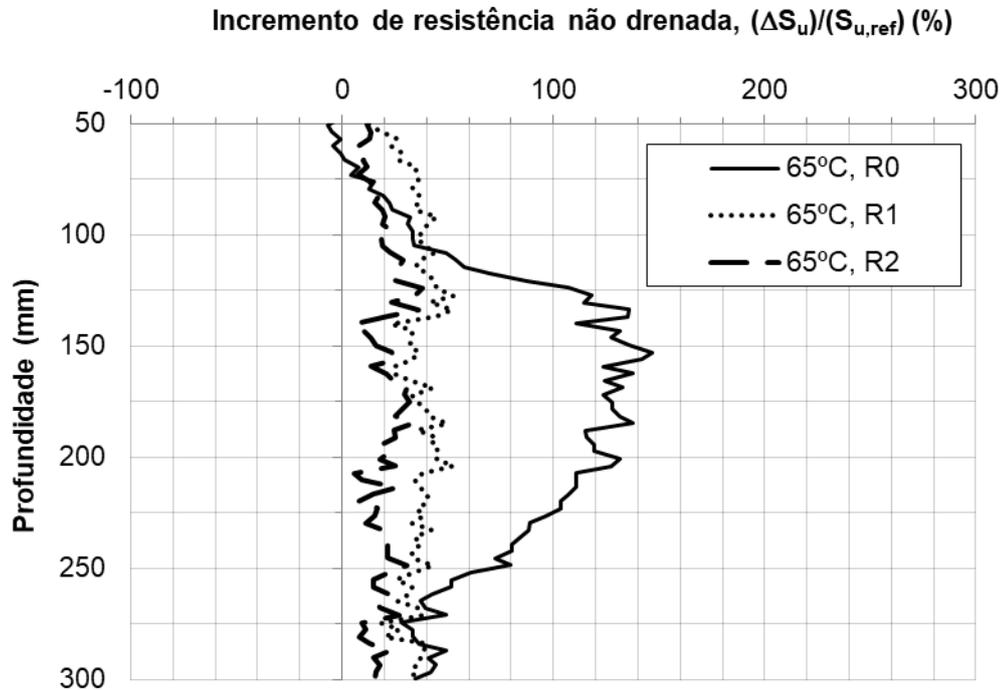


Figura 89. Perfis de ganho de resistência nas diferentes distâncias radiais para o Ensaio 2.

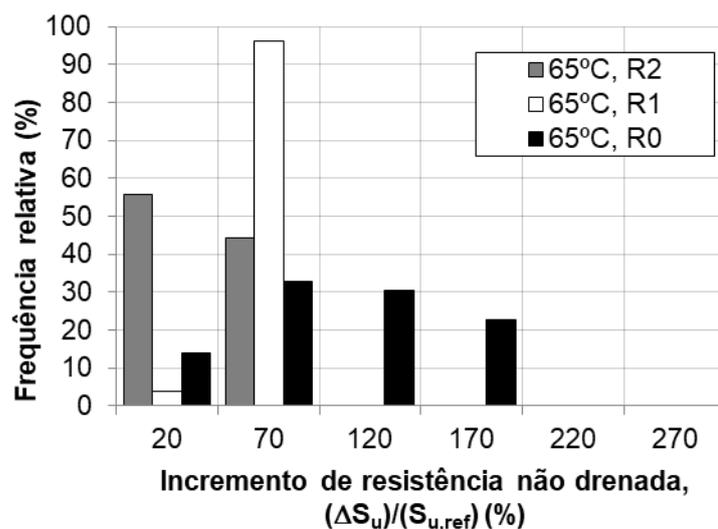


Figura 90. Distribuição de frequências relativas dos ganhos de resistência, nas diferentes distâncias radiais, para o Ensaio 2.

Assim como observado no Ensaio 1, os ganhos de resistência foram inversamente proporcionais à distância radial a partir da fonte térmica, como é possível constatar na Figura 89. No caso do Ensaio 2, os valores médios de resistência não drenada foram de 22,8, 18,9 e 16,6 kPa, para as distâncias R0, R1 e R2, respectivamente, o que gerou ganhos líquidos de 74, 36 e 19% de resistência não drenada com o ciclo térmico. No presente caso, os maiores ganhos se concentraram entre 15 e 20 cm de profundidade, sobretudo para R0, e acredita-se que, assim como no Ensaio 1, isso seja devido a uma combinação entre uma maior proximidade com a profundidade central da fonte de calor e uma menor resistência inicial do solo nessas profundidades.

A proporcionalidade entre o ganho de resistência e a proximidade da fonte de calor, mais uma vez, pode ser observada pelos histogramas da Figura 90. Nitidamente observa-se uma concentração maior para valores de ganhos maiores no caso dos T-bars realizados mais próximos da estaca térmica.

4.1.3.2 Análise de ganho por temperatura

A análise de ganho por temperatura se deu considerando cada distância radial individualmente e variando as temperaturas máximas aplicadas ao solo.

Para o T-bar mais próximo da fonte de calor, o R0, que foi realizado a 3,3 cm do eixo da estaca ($r/r_{estaca} = 3,5$), o perfil de ganho de resistência está plotado na Figura 91 para ambos os ensaios onde a temperatura máxima aplicada foi de 85 e 65°C. Sendo assim, pode-se observar claramente que o ganho de resistência foi diretamente proporcional ao nível de aquecimento aplicado ao solo, sendo que o ganho médio foi de 123% para o solo aquecido a 85°C e de 74% para o solo aquecido a 65°C. Os histogramas apresentados na Figura 92 reforçam as conclusões observadas através dos perfis de ganho de resistência, onde se vê uma maior concentração de ganhos para valores superiores, quando se trata do solo aquecido à maior temperatura.

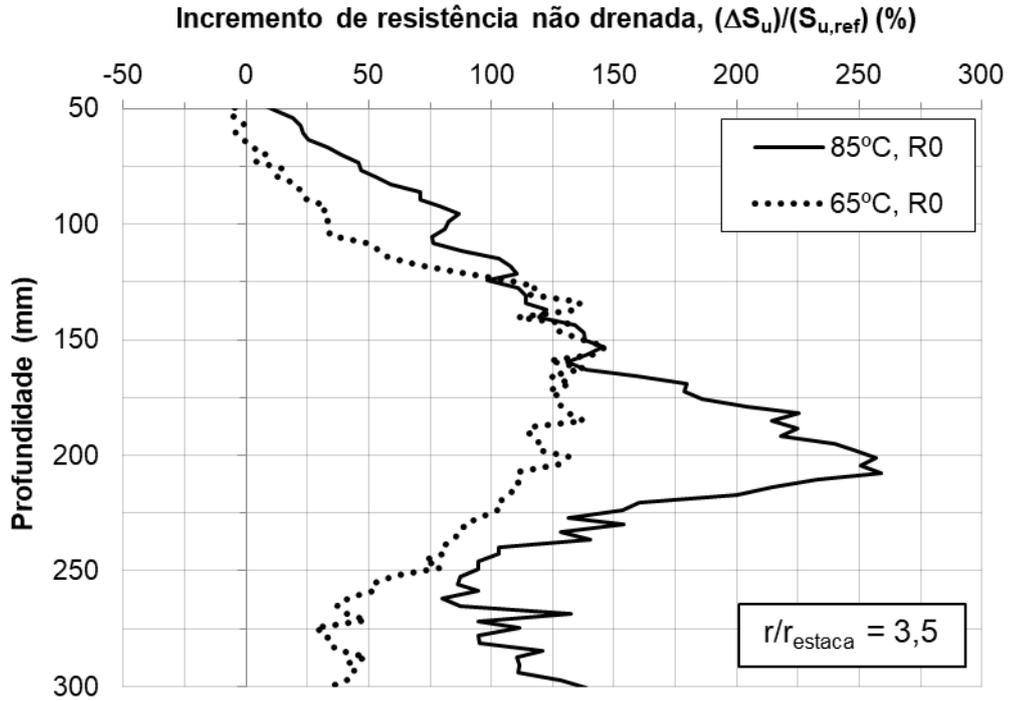


Figura 91. Perfis de ganho de resistência obtidos na distância de 3,3 cm (R0) a partir do eixo da fonte de calor para os diferentes ensaios.

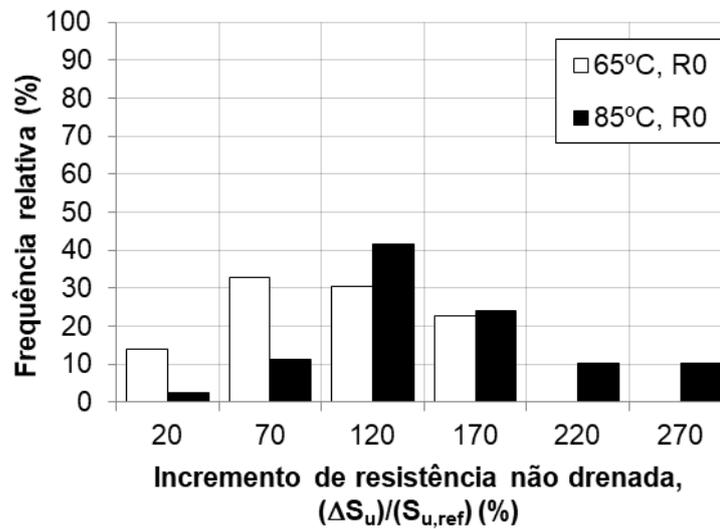


Figura 92. Distribuição de frequências relativas do ganho de resistência para a distância radial de 3,3 cm (R0) nos diferentes ensaios.

Os perfis de ganho de resistência elaborados para a distância R1, feitos a 8,8 cm a partir do eixo da estaca ($r/r_{estaca} = 9,3$), estão apresentados na Figura 93 para as

distintas temperaturas de ensaio. Aqui, mais uma vez, observam-se maiores ganhos de resistência no solo aquecido à temperatura de 85°C, ou seja, para essa distância radial, o ganho de resistência também é diretamente proporcional ao nível de aquecimento aplicado à argila. Os histogramas apresentados na Figura 94 para a distância R1 reiteram essa tese, uma vez que uma concentração maior de maiores ganhos está associada ao ensaio aquecido à maior temperatura.

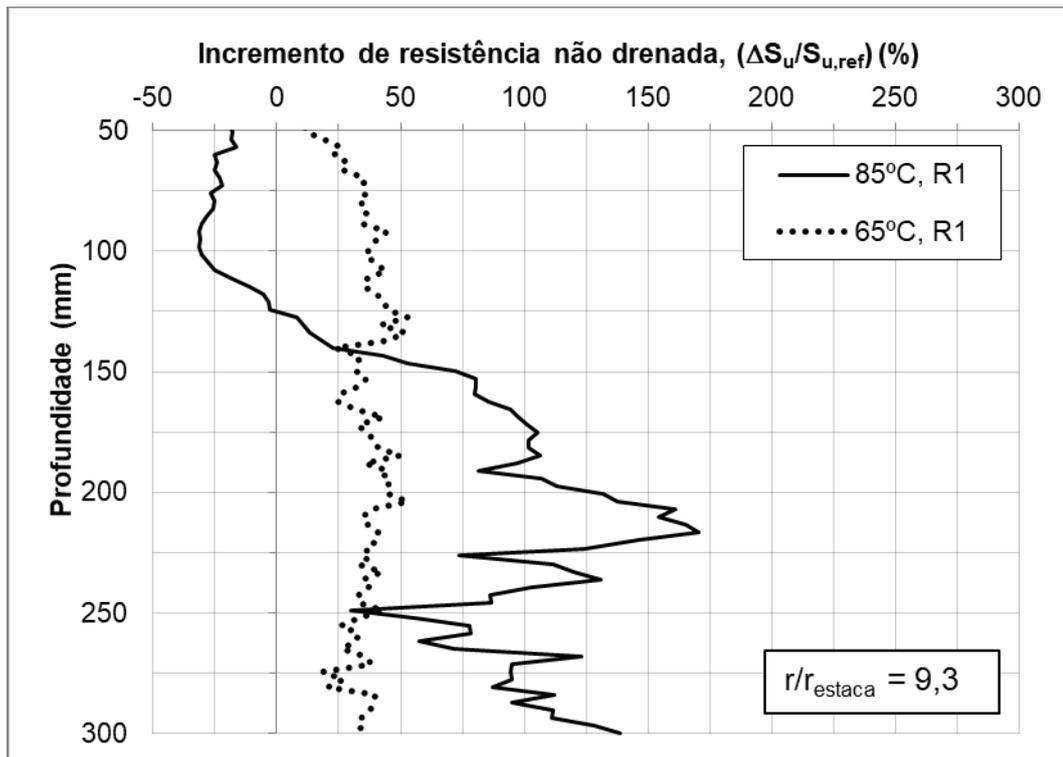


Figura 93. Perfis de ganho de resistência obtidos na distância de 8,8 cm (R1) a partir do eixo da fonte de calor para os diferentes ensaios.

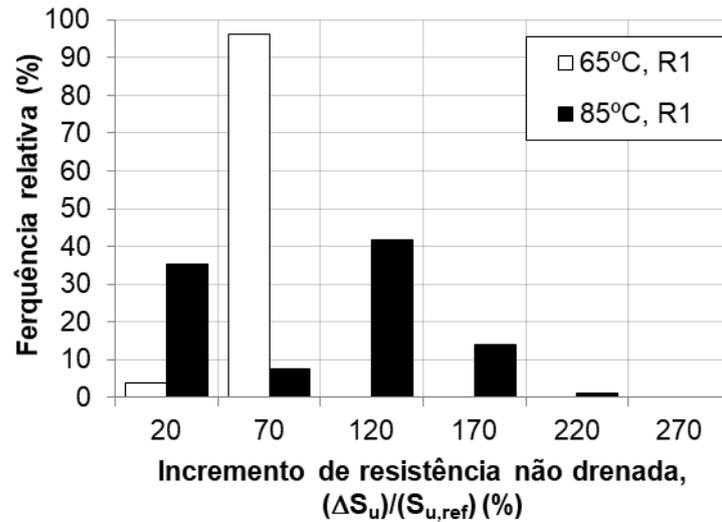


Figura 94. Distribuição de frequências relativas do ganho de resistência para a distância radial de 8,8 cm (R1) nos diferentes ensaios.

As Figuras 95 e 96 apresentam, respectivamente, os perfis de ganho de resistência e os histogramas relativos de ganho de resistência elaborados na distância R2, ou seja, a 15,3 cm a partir do eixo da estaca para os diferentes ensaios ($r/r_{estaca} = 16,1$). Pelos perfis de ganho de resistência, na Figura 95, observa-se que o nível de aquecimento não foi relevante no nível de ganho de resistência para esta distância radial, visto que o ganho médio de resistência foi muito próximo na comparação dos diferentes ensaios, diferentemente do observado nas distâncias radiais mais próximas da fonte de calor. A mesma constatação foi observada pela análise dos histogramas na Figura 96.

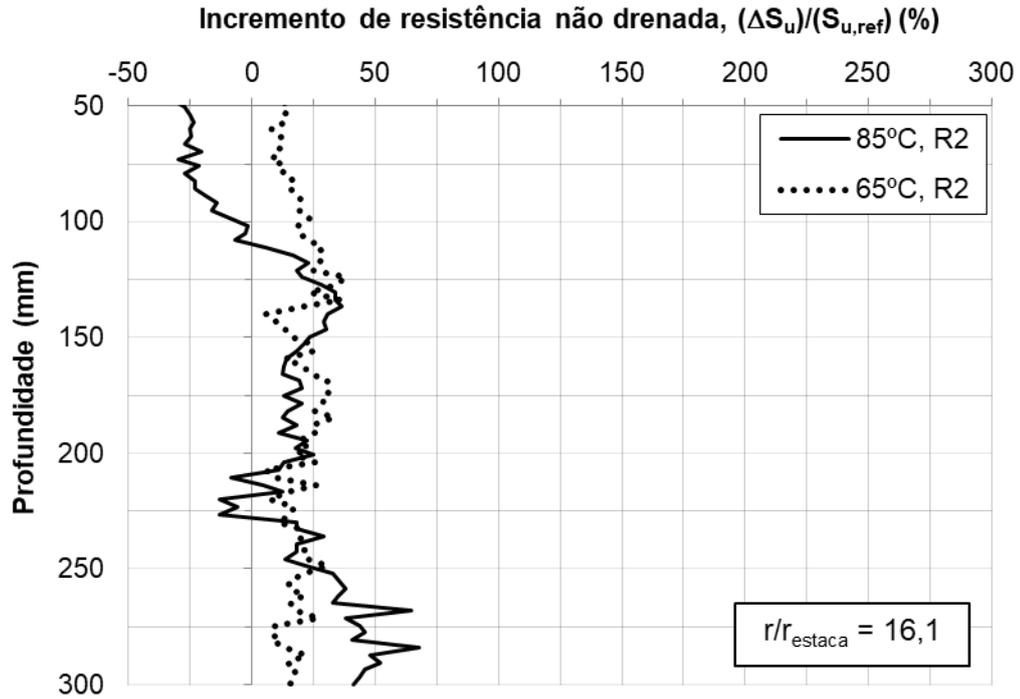


Figura 95. Perfis de ganho de resistência obtidos na distância de 15,3 cm (R2) a partir do eixo da fonte de calor para os diferentes ensaios.

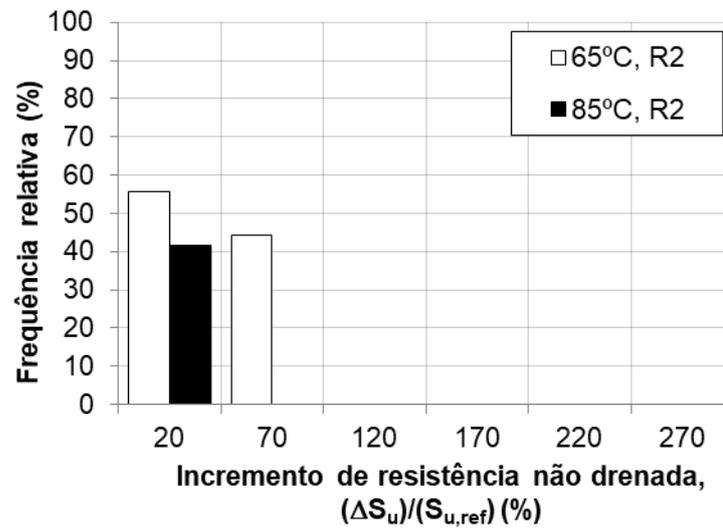


Figura 96. Distribuição de frequências relativas do ganho de resistência para a distância radial de 15,3 cm (R2) nos diferentes ensaios.

4.1.4 Estimativa do ganho na capacidade de permanência da estaca após ciclo térmico

Através dos valores médios de incremento de resistência não drenada, apresentados no item anterior, foi possível estimar a capacidade de permanência da estaca, por meio do Método Alfa, descrito por Bai (2014). Para isso, foi necessário estimar a resistência não drenada na interface entre o solo e a estaca, o que foi feito por meio da relação entre a variação média de resistência em função da distância normalizada a partir da fonte de calor, para cada um dos ensaios (Figura 97).

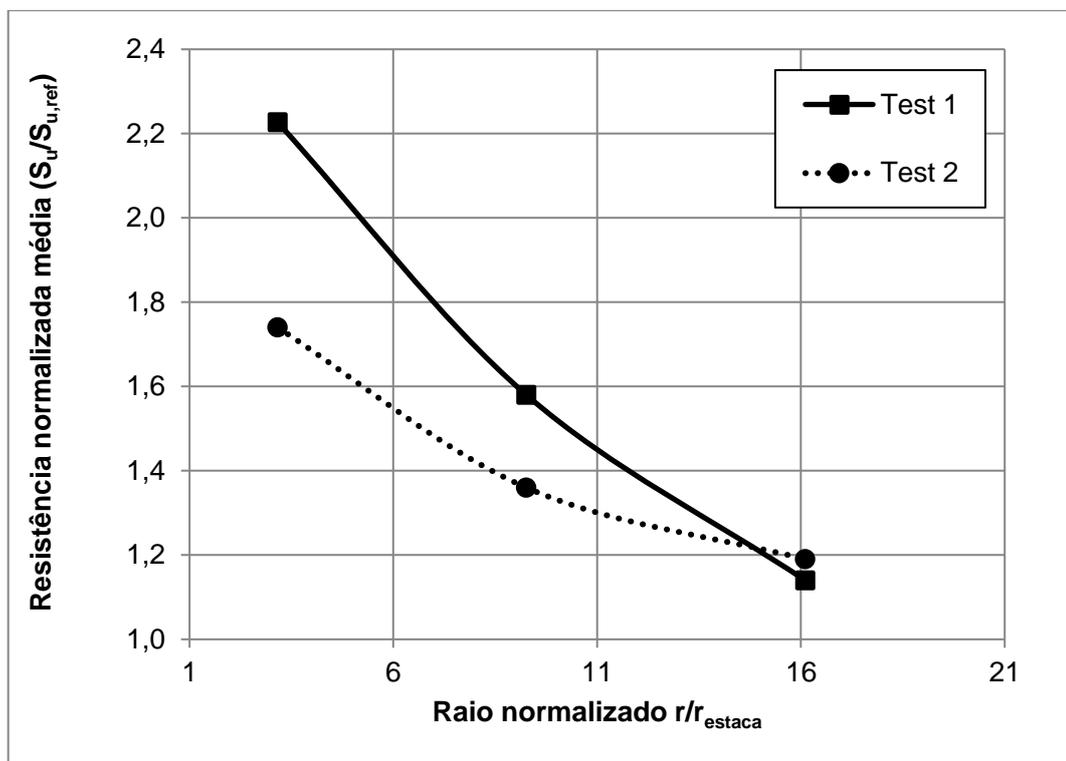


Figura 97. Resistência não drenada após ciclo térmico normalizada pela resistência referência versus distância normalizada pelo raio da estaca para os Ensaios 1 e 2.

A partir das curvas da Figura 97, foi feita uma regressão, e pôde-se estimar a variação da resistência na interface solo-estaca. Posteriormente, estimou-se a capacidade ao arrancamento da estaca antes e após o ciclo térmico para avaliar o impacto do gradiente de temperatura. Para isso, considerou-se a distância normalizada de 1 como referente à interface solo-estaca, e foram encontrados valores de $S_u/S_{u,ref}$ de 2,5 para o Ensaio 1 e de 1,9 para o Ensaio 2. Então, utilizando

os valores médios de resistência referênciada apresentados no item 4.1.1, foi calculada a resistência não drenada da interface (S_u) após o ciclo térmico. Dessa forma, foram encontradas resistências não drenadas médias de 29,2 e 27,0 kPa na face da estaca, para os Ensaio 1 e 2, respectivamente.

Como mencionado, a capacidade ao arrancamento da estaca foi calculada pelo Método Alfa através da equação:

$$Q = \alpha S_u A \quad (7)$$

sendo Q a resistência ao arrancamento, α o fator de coesão, S_u a resistência não drenada do solo e A , a área lateral da estaca, que vale 102,1 cm² ou 0,01 m². Então, a partir dos valores de resistência na interface, o fator de coesão, segundo Bai (2014), pode ser calculado pela equação:

$$\alpha = 0,608 - 0,123S_u - \frac{0,274}{S_u^2 + 1} + \frac{0,695}{S_u^3 + 1} \quad (8)$$

sendo a resistência não drenada (S_u) dada em ksf. Os cálculos de α e da capacidade ao arrancamento da estaca estão apresentados na Tabela 18, para as resistências referênciadas, de antes do ciclo térmico e também para as resistências após a variação de temperatura para ambos os ensaios.

A partir disso, pôde-se estimar a variação de capacidade ao arrancamento através da subtração da resistência após o ciclo térmico pela resistência referênciada e posterior divisão desse valor pela resistência referênciada, em porcentagem. Como se pode observar, ocorreram ganhos relevantes da capacidade ao arrancamento da estaca em decorrência do ciclo térmico, tendo sido observado ganho líquido de 125% e de 78% para os Ensaio 1 e 2, respectivamente.

Tabela 18. Estimativa da capacidade ao arrancamento das estacas antes e após o ciclo térmico, para os Ensaio 1 e 2.

T-bar	S_u (kPa)	S_u (ksf)	α	Q (N)	ΔQ (%)
Referência, Ensaio 1	11,63	0,24	1,00	119,3	125,0
Ensaio 1	29,24	0,61	0,90	268,5	
Referência, Ensaio 2	14,04	0,29	1,00	143,0	77,6
Ensaio 2	27,04	0,56	0,92	253,9	

Os ganhos líquidos de resistência apresentados na Tabela 18 foram plotados em função do incremento de temperatura aplicado ao modelo, como apresentado na Figura 98. A figura também apresenta os dados do modelo físico reduzido ensaiado por Ghaaowd (2018), onde uma estaca torpedo em miniatura foi submetida a diferentes ciclos térmicos. Sendo assim, observou-se boa correspondência entre os dados do presente estudo e os dados encontrados pelo referido autor.

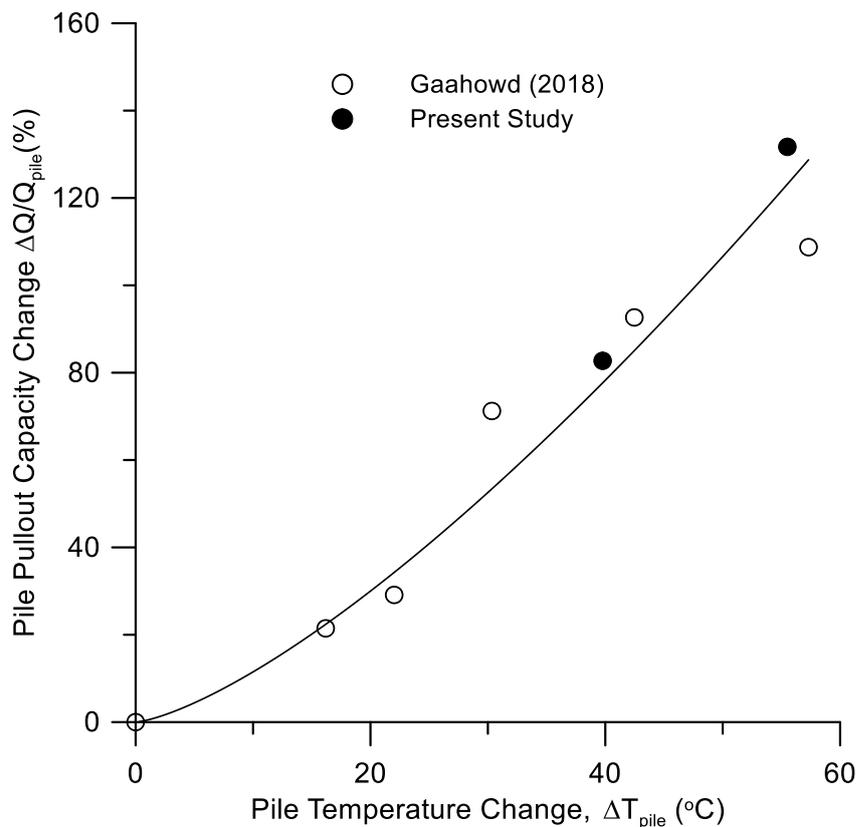


Figura 98. Ganho de capacidade de permanência após imposição de um ciclo térmico ao solo.

4.2 ENSAIOS CENTRÍFUGOS A 20G

4.2.1 Perfil de resistência ao cisalhamento não drenada Referência

A resistência não drenada Referência foi obtida após o adensamento pelo peso próprio ocorrido na centrífuga a 20g, com o objetivo de obter o perfil de resistência do solo sem a influência térmica. A Figura 99 apresenta os perfis de resistência não drenada para as distâncias radiais de 3,8, 5,7, 7,6 e 15,2 cm, a partir da fonte de calor (2d, 3d, 4d e 8d).

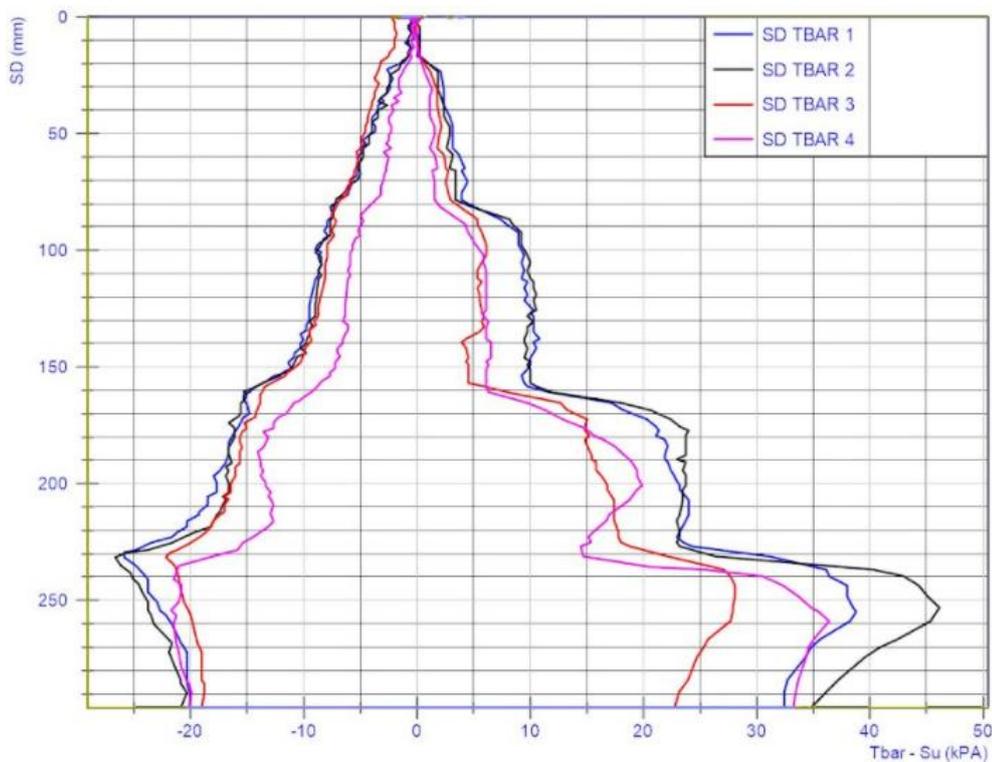


Figura 99. Perfis de resistência não drenada para as distintas distâncias radiais no Ensaio 1 (Referência).

A partir dos diferentes ensaios T-bar do Ensaio 1, foi calculado um perfil de resistência “Referência” através da média aritmética entre os perfis nas distintas distâncias radiais, o que está exibido na Figura 100, juntamente com um perfil de resistência calculado a partir do perfil anterior, com as resistências médias de cada camada.

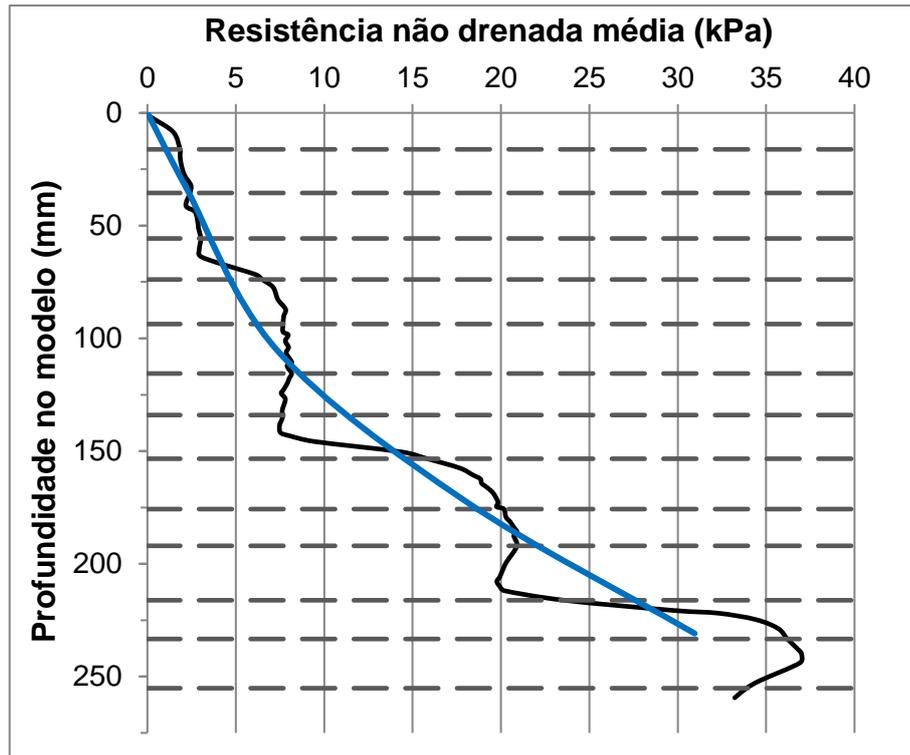


Figura 100. Perfil de resistência ao cisalhamento não drenada média Referência.

4.2.2 Ciclo térmico

O ciclo de temperatura se iniciou com o aquecimento da estaca nas temperaturas máximas de 65 e 45°C, gerando incrementos de temperatura, com relação à temperatura do Ensaio 1, de 38,2 e 18,2°C, para os Ensaios 2 e 3, respectivamente. As Figuras 101 e 102 apresentam o desenvolvimento das temperaturas dos sensores nos Ensaios 2 e 3. Ressalta-se que a temperatura média ambiente foi de 31,4°C para ambos os ensaios.

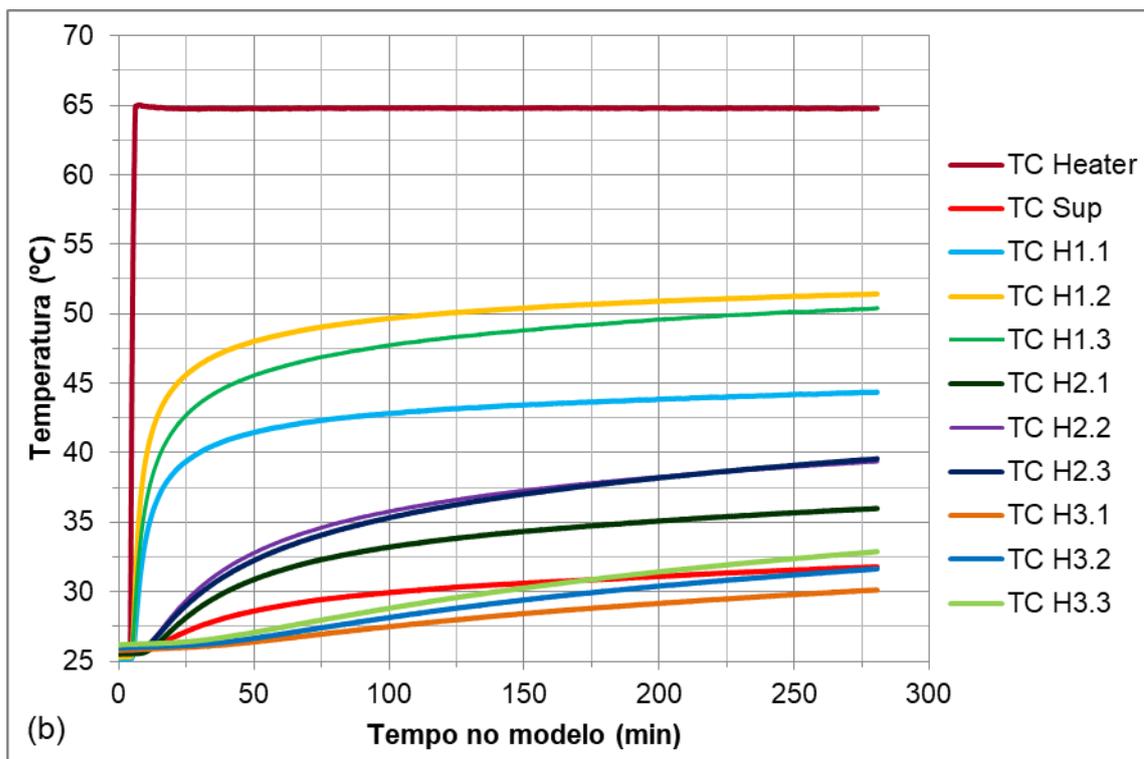
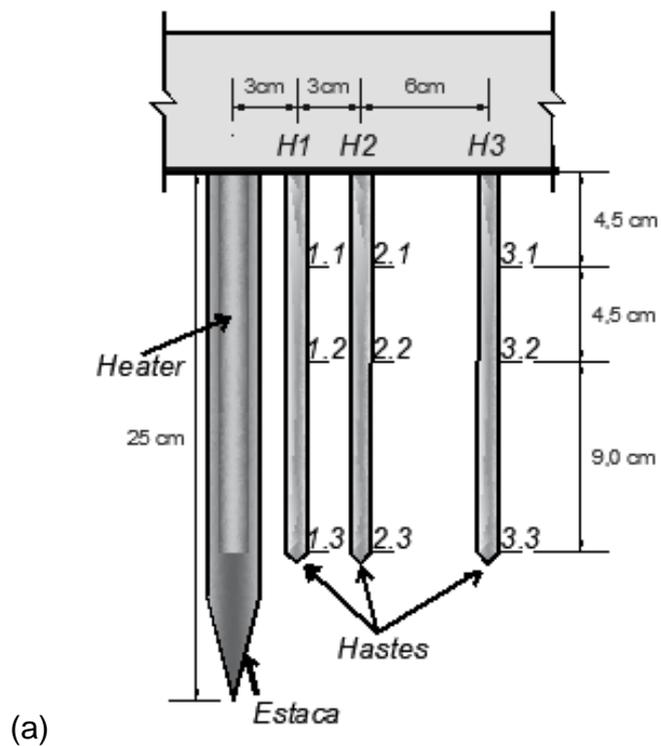


Figura 101. (a) Esquema de localização dos termopares das hastes.
 (b) Desenvolvimento das temperaturas durante o aquecimento no Ensaio 2, em centrífuga.

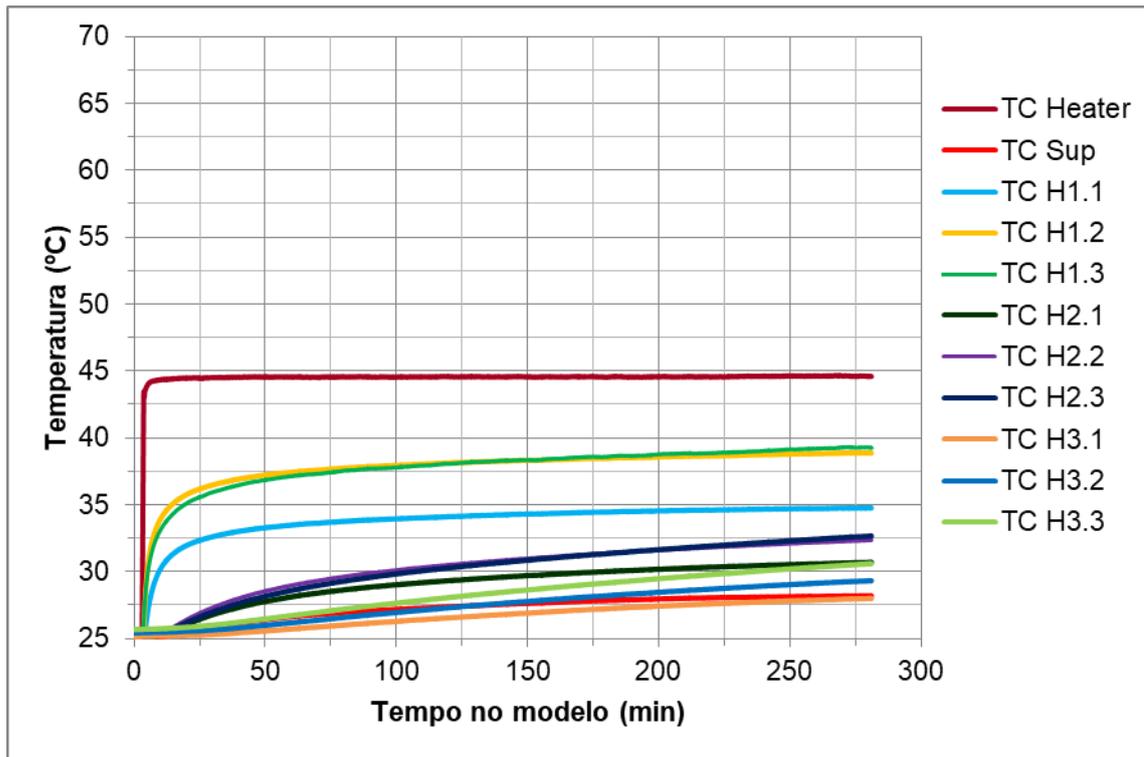


Figura 102. Desenvolvimento das temperaturas durante o aquecimento no Ensaio 3, em centrífuga.

As temperaturas finais dos termopares foram utilizadas para calcular o bulbo de temperaturas numa zona de influência ao redor da fonte de calor através do software Surfer. O programa executou a interpolação dos dados e, assim, foi gerado um perfil de temperaturas em uma seção transversal do solo. As Figuras 103 e 104 apresentam o perfil de temperatura a partir da estaca ao final dos Ensaio 2 e 3, respectivamente.

Pela análise das figuras, observou-se que o incremento de temperatura foi inversamente proporcional à distância radial a partir da fonte de calor para ambos os ensaios, como esperado. Além disso, quando se observa o comportamento em cada distância radial separadamente, verificou-se que as temperaturas máximas ficaram entre os sensores da profundidade 2 (10 cm) e 3 (20 cm), que se localizam à meia altura e na borda inferior do aquecedor. Acredita-se que isso tenha ocorrido pela proximidade com a região central do aquecedor, que é onde concentram-se as maiores temperaturas ao longo do fuste do mesmo, e também, provavelmente, pelo fato da tensão efetiva ser crescente com a profundidade, favorecendo a propagação por condução.

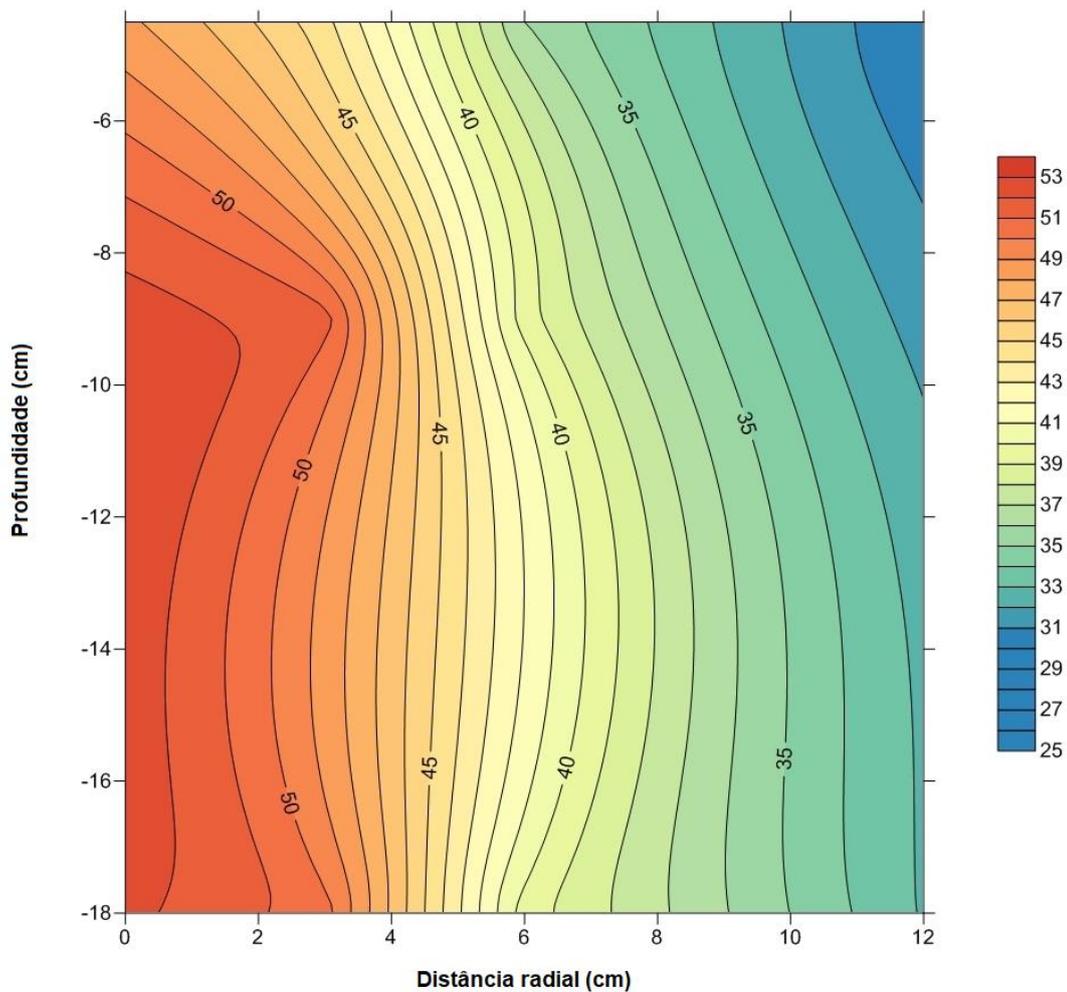


Figura 103. Perfil de temperaturas, a partir da estaca, ao final do aquecimento a 65°C no Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).

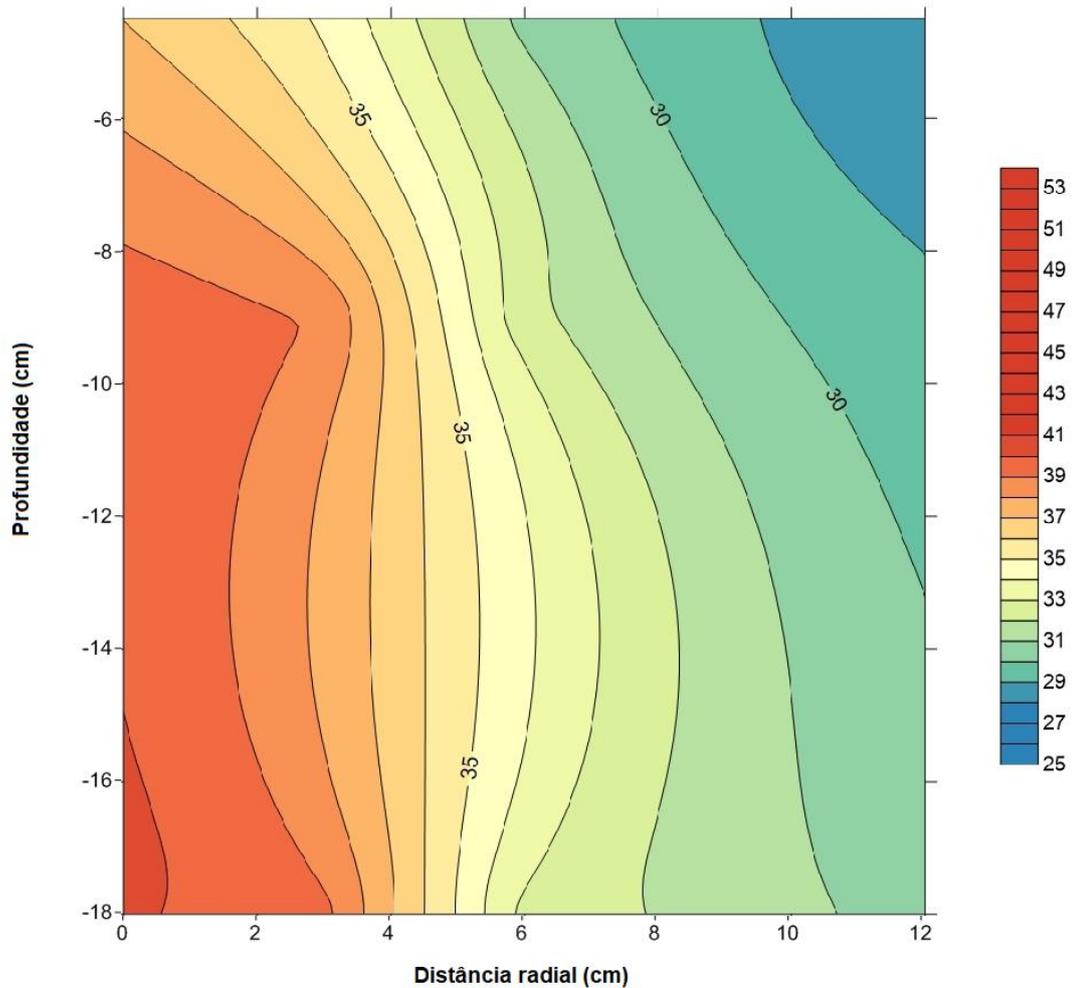


Figura 104. Perfil de temperaturas, a partir da estaca, ao final do aquecimento a 45°C no Ensaio 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).

A partir das temperaturas finais no aquecimento, também foi possível plotar a temperatura normalizada em função do raio normalizado. Foi observado que, para uma mesma distância radial, a temperatura induzida foi distinta para diferentes profundidades. Sendo assim, foram plotadas curvas individuais para cada profundidade separadamente. As Figuras 105 a 107 apresentam as curvas correspondentes ao Ensaio 2, nas profundidades de 5, 10 e 20 cm, a partir do topo do solo.

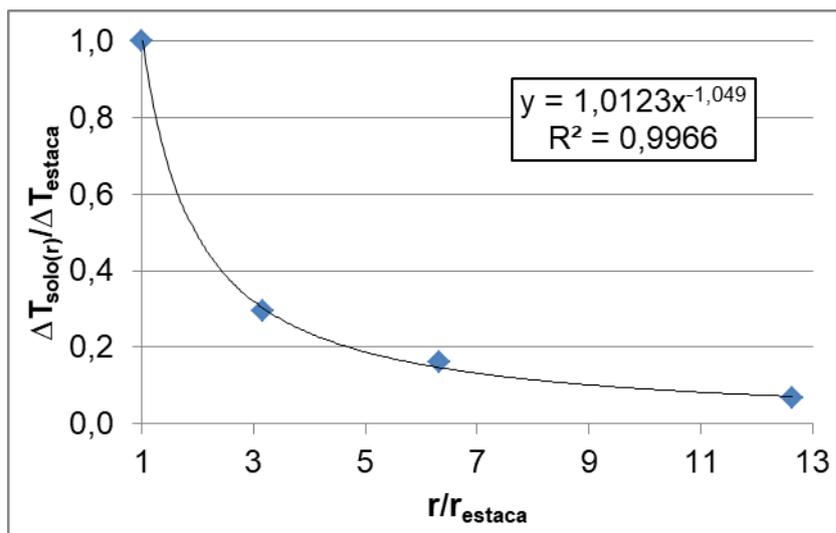


Figura 105. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 5 cm no fim do aquecimento a 65°C no Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).

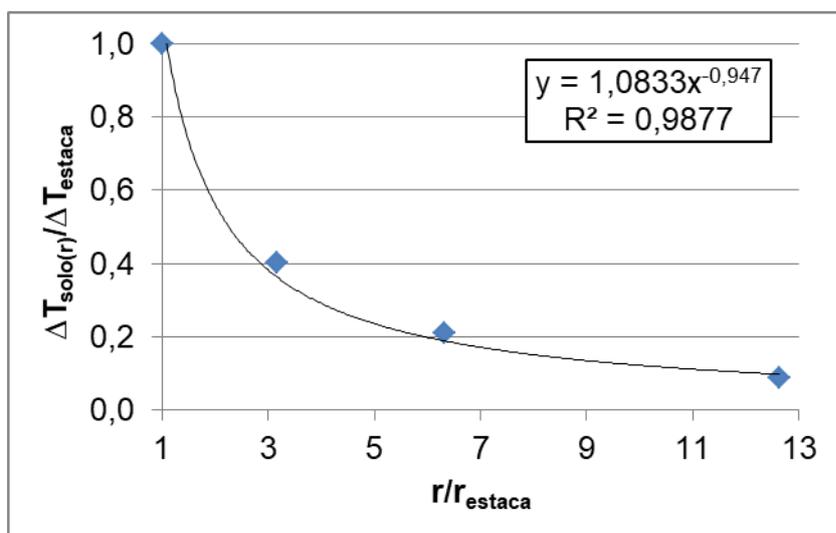


Figura 106. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 10 cm no fim do aquecimento a 65°C no Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).

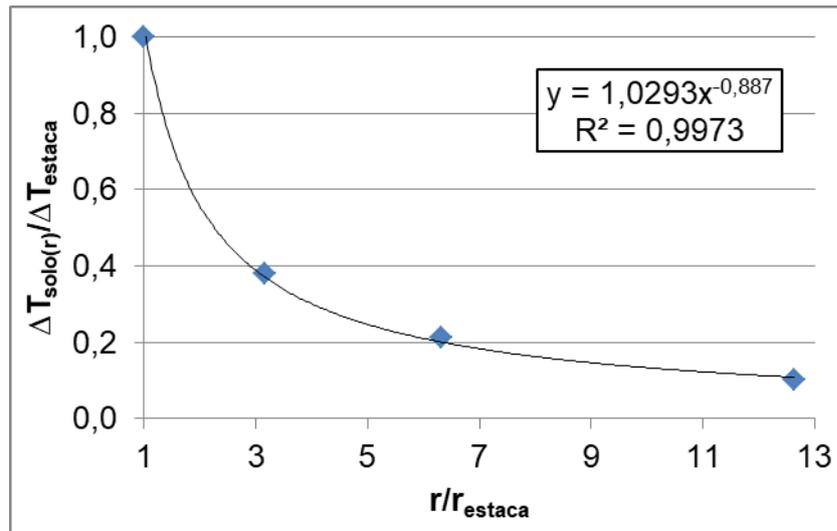


Figura 107. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 20 cm no fim do aquecimento a 65°C no Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).

Como foi possível observar, a variação de temperatura seguiu um comportamento exponencial em função do raio normalizado. Através da regressão obtida nas Figuras 105 a 107, foi possível estimar o incremento de temperatura do solo na região junto à parede do container. Sendo assim, foram encontrados incrementos de temperatura de 2,32, 3,44 e 3,96°C, nas profundidades de 5, 10 e 20 cm, no Ensaio 2, onde a estaca foi aquecida à temperatura de 65°C. Além disso, o incremento máximo de temperatura normalizado foi encontrado nas profundidades de 10 e 20 cm, chegando a 40% do incremento de temperatura aplicado à estaca. Na profundidade de 5 cm, o incremento de temperatura normalizado chegou a 30% do incremento de temperatura na estaca. Dessa forma, fica nítido que o incremento de temperatura foi maior na região entre à meia altura e a base do aquecedor, corroborando o que foi apresentado no item anterior.

As curvas de temperatura normalizada versus raio normalizado também foram obtidas para as diferentes profundidades ao final do aquecimento do Ensaio 3. As Figuras 108 a 110 apresentam as curvas para as profundidades de 5, 10 e 15 cm.

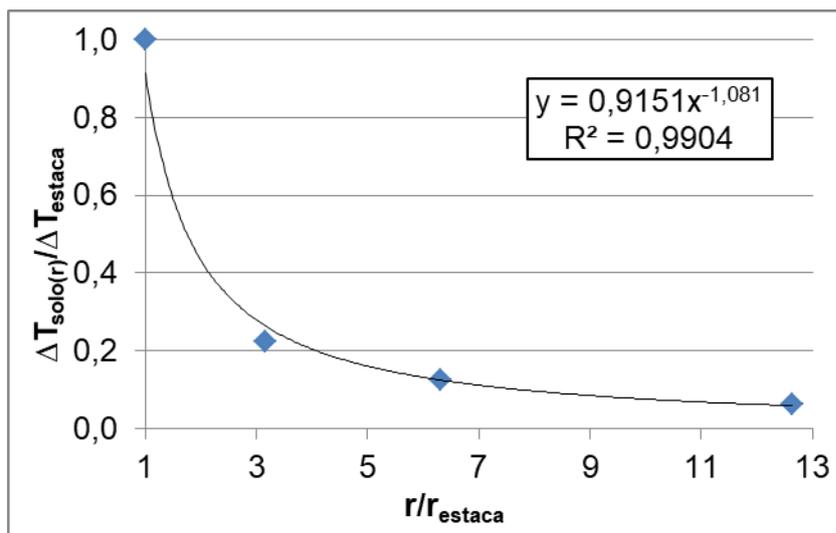


Figura 108. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 5 cm no fim do aquecimento a 45°C no Ensaio 3 ($\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

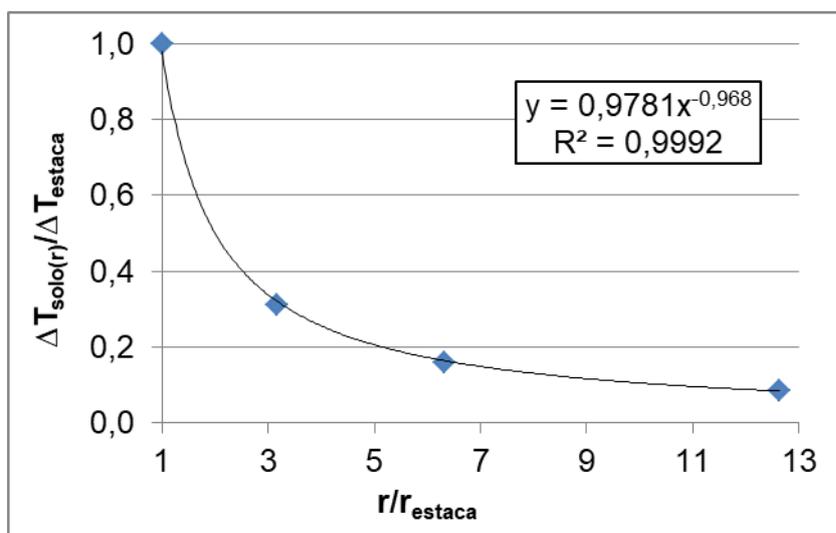


Figura 109. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 10 cm no fim do aquecimento a 45°C no Ensaio 3 ($\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

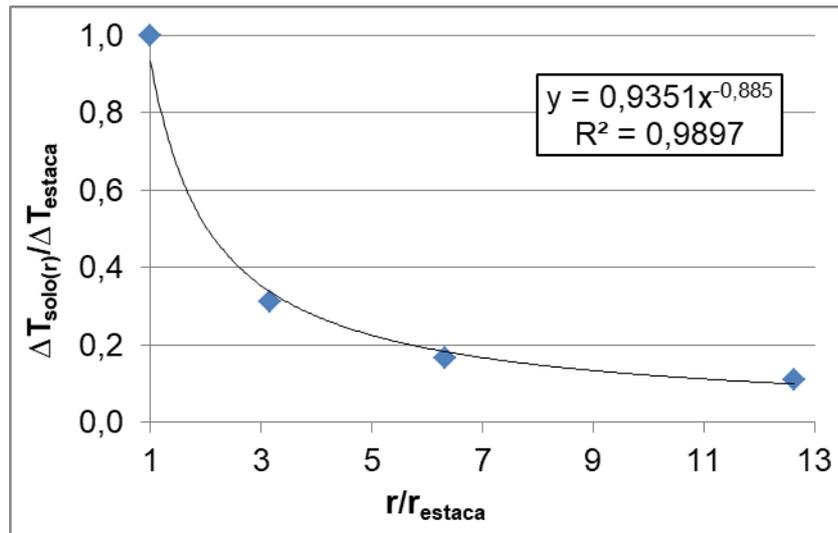


Figura 110. Incremento de temperatura normalizada em função do raio normalizado para os sensores localizados na profundidade de 20 cm no fim do aquecimento a 45°C no Ensaio 3 ($\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

Da mesma forma como foi feito para o Ensaio 2, foi feita a regressão das curvas que relacionam o incremento de temperatura normalizada com a distância radial normalizada, e foi possível estimar a variação de temperatura no solo localizado na borda do container. Dessa forma, foram obtidos incrementos de temperatura de 1,31, 2,01 e 2,51°C para o Ensaio 3, onde a estaca foi aquecida até a temperatura de 45°C. Além disso, ressalta-se que os incrementos máximos de temperatura ocorreram entre a profundidade média do aquecedor e a base do mesmo, assim como encontrado no Ensaio 2. No presente caso, os incrementos máximos foram de 31% com relação ao incremento fornecido à fonte de calor, nas profundidades de 10 e 20 cm, e chegou a 22% a 5 cm de profundidade.

Também foi plotada a evolução do aumento de temperatura nos diferentes instantes do aquecimento, em função da distância normalizada a partir da fonte de calor para os Ensaio 2 e 3, como apresentado nas Figuras 111 e 112.

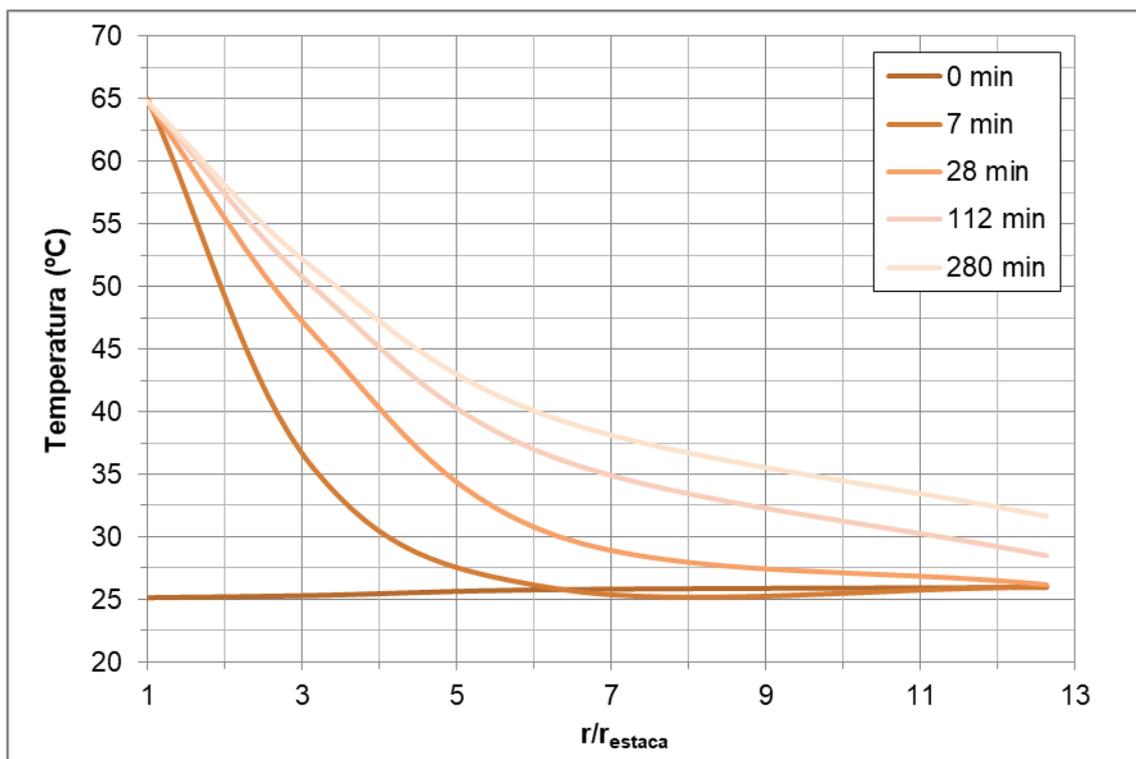


Figura 111. Distribuição radial da temperatura no solo em diferentes instantes do aquecimento no Ensaio 2.

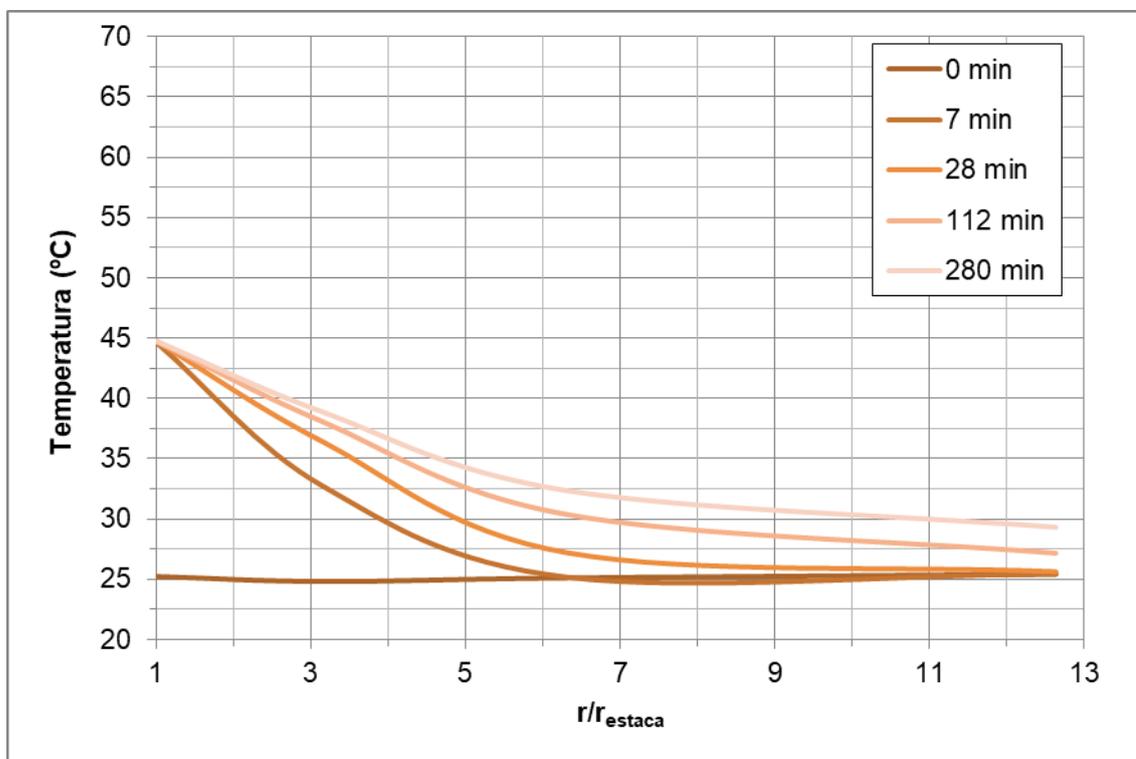
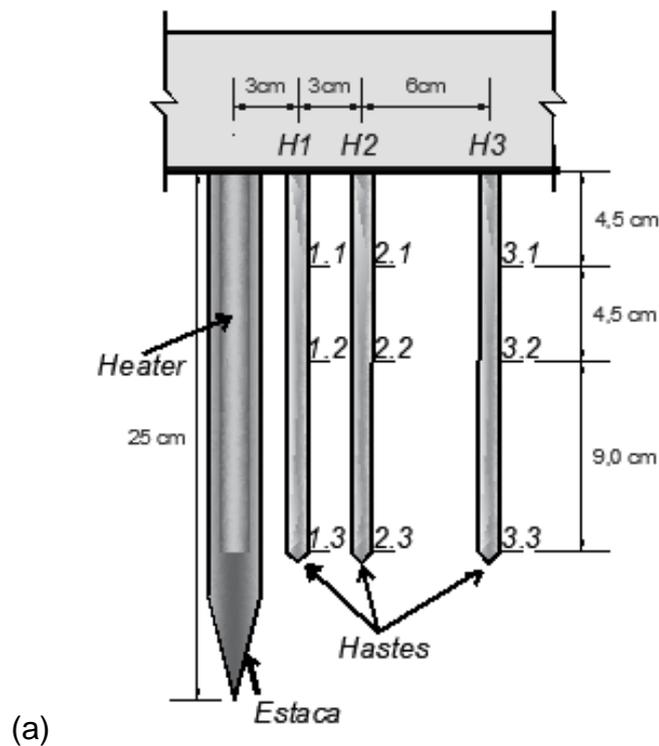


Figura 112. Distribuição radial da temperatura no solo em diferentes instantes do aquecimento no Ensaio 3.

Como esperado, observou-se que, para ambos os ensaios e para as distâncias radiais mais próximas da fonte de calor, a taxa de incremento de temperatura foi decrescente com o tempo.

Após o incremento de temperatura por aproximadamente 4,7 horas, o sistema de aquecimento foi desligado e a temperatura do solo convergiu para a temperatura ambiente, como mostra as Figuras 113 e 114, para os Ensaio 2 e 3. Ressalta-se que as temperaturas ambientes finais foram de 32,2 e 31,3°C para os referidos ensaios. Como se pode observar, o gradiente de decréscimo de temperatura é mais acentuado no início do resfriamento e foi diretamente proporcional ao nível de temperatura inicial do sensor.



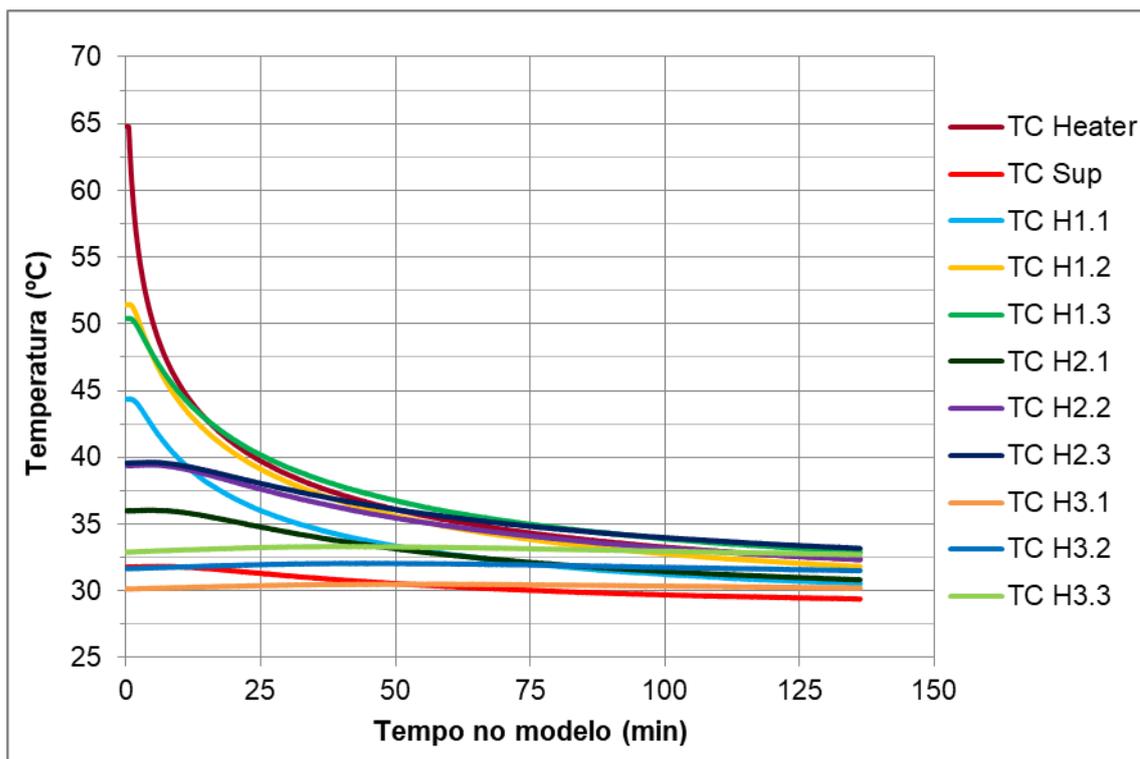


Figura 113. (a) Esquema de localização dos termopares das hastas.

(b) Desenvolvimento de temperaturas durante o resfriamento em centrífuga no Ensaio 2.

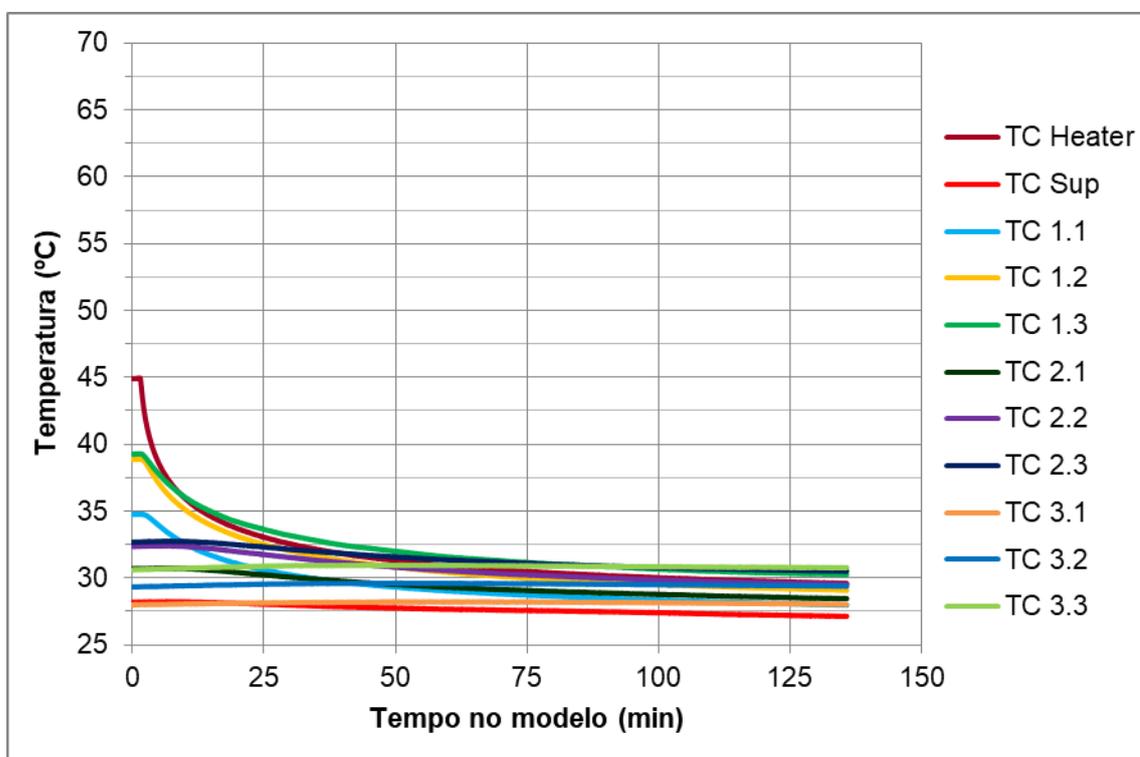


Figura 114. Desenvolvimento de temperaturas durante o resfriamento em centrífuga no Ensaio 3.

A evolução da temperatura para diferentes instantes do resfriamento também foi obtida em função da distância radial normalizada, como apresentado nas Figuras 115 e 116. Observou-se que, ao final do resfriamento, o solo atingiu o equilíbrio térmico.

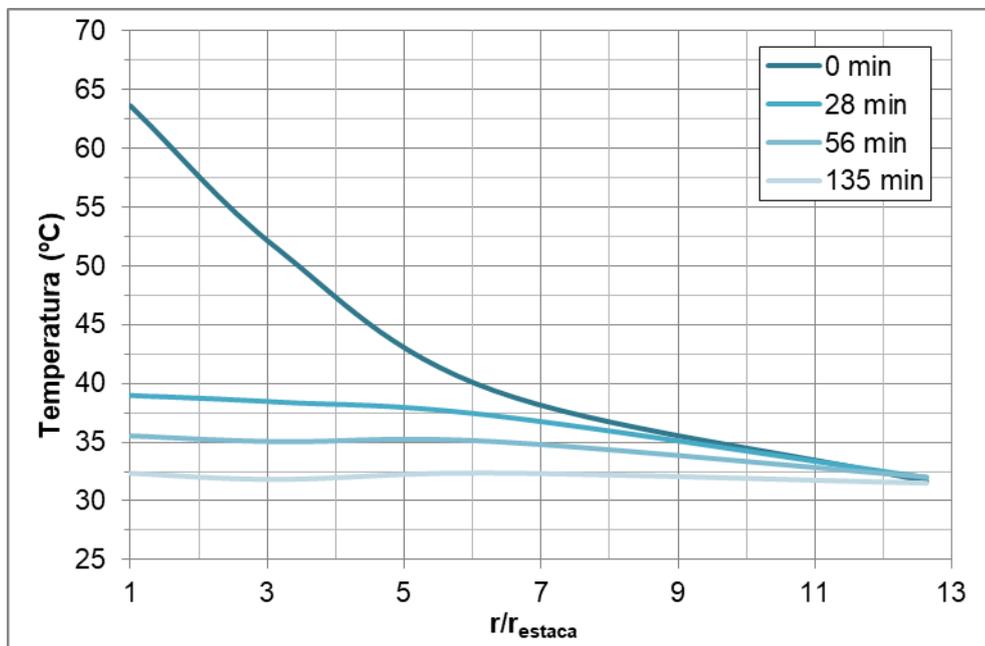


Figura 115. Distribuição radial da temperatura no solo em diferentes instantes do resfriamento para o Ensaio 2.

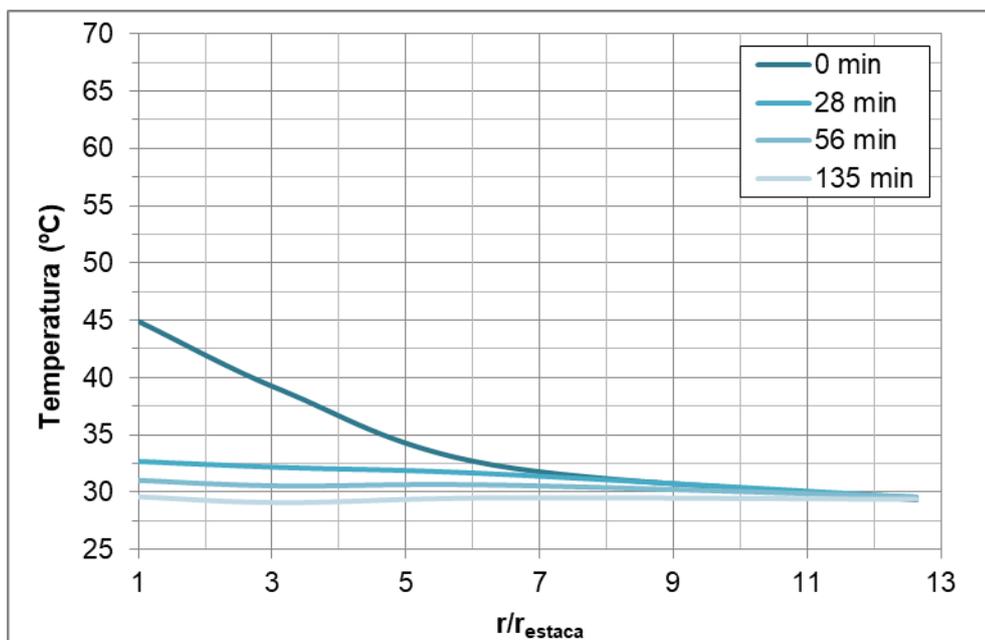


Figura 116. Distribuição radial da temperatura no solo em diferentes instantes do resfriamento para o Ensaio 3.

Como consequência do incremento de temperatura, foi observado um incremento de poropressão nos sensores no mesmo instante do início do aquecimento, com valores variando entre 1,2 e 2,3 kPa para as duas condições de ensaio e magnitude de temperatura. As Figuras 117 e 118 apresentam as poropressões para os diferentes transdutores, que distavam 3 cm (PP H1) e 6 cm (PP H2) da fonte de calor ($D/r_{estaca} = 3,2$ e $6,3$) durante o ciclo térmico para os Ensaio 2 e 3, respectivamente. Após o incremento de poropressão, houve um decréscimo a valores abaixo da poropressão hidrostática. Esse comportamento foi observado para ambos os sensores e ensaios e a magnitude da poropressão negativa foi diretamente proporcional ao nível de aquecimento observado no local de medição. Esse comportamento pode ser devido a um possível pré-adensamento no topo das camadas do modelo pelo atrito com o TopCap, ou devido à sensibilidade do transdutor de poropressão, que aumenta com a temperatura, que está apresentado no Anexo II. Os valores negativos de poropressão também podem ser explicados através da Mecânica dos solos dos estados críticos.

No entanto, quando o aquecimento foi desligado, observou-se um decréscimo de poropressão, que posteriormente foi convergindo para os valores próximos aos da poropressão hidrostática. Cabe ressaltar que os sensores da parede do container não apresentaram variação significativa de poropressão no decorrer do ciclo térmico em voo, assim como observado nos ensaios a 1g.

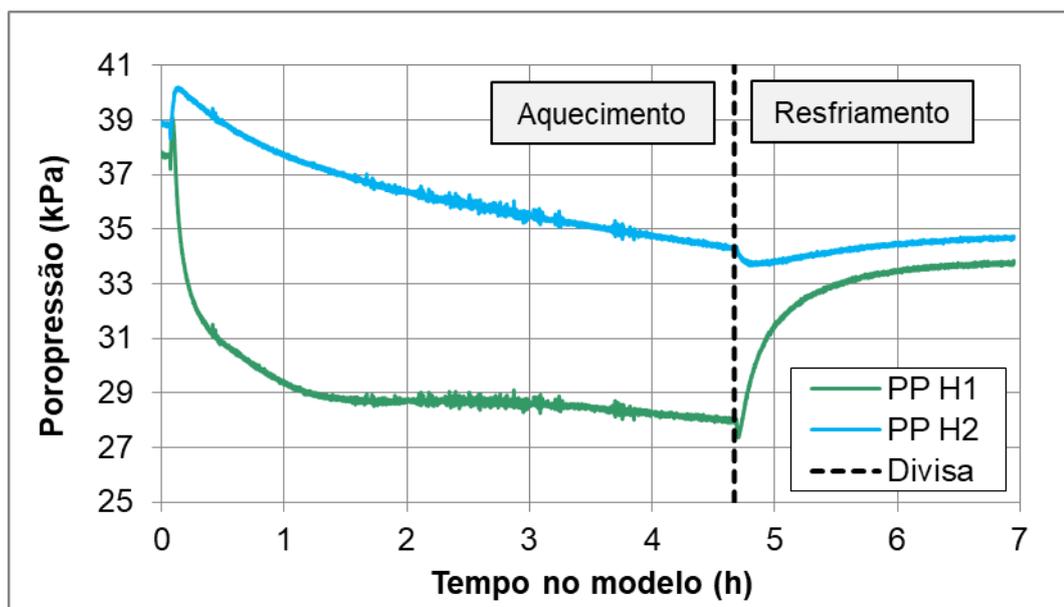


Figura 117. Desenvolvimento da poropressão durante o ciclo térmico no Ensaio 2 com aquecimento até 65°C ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$).

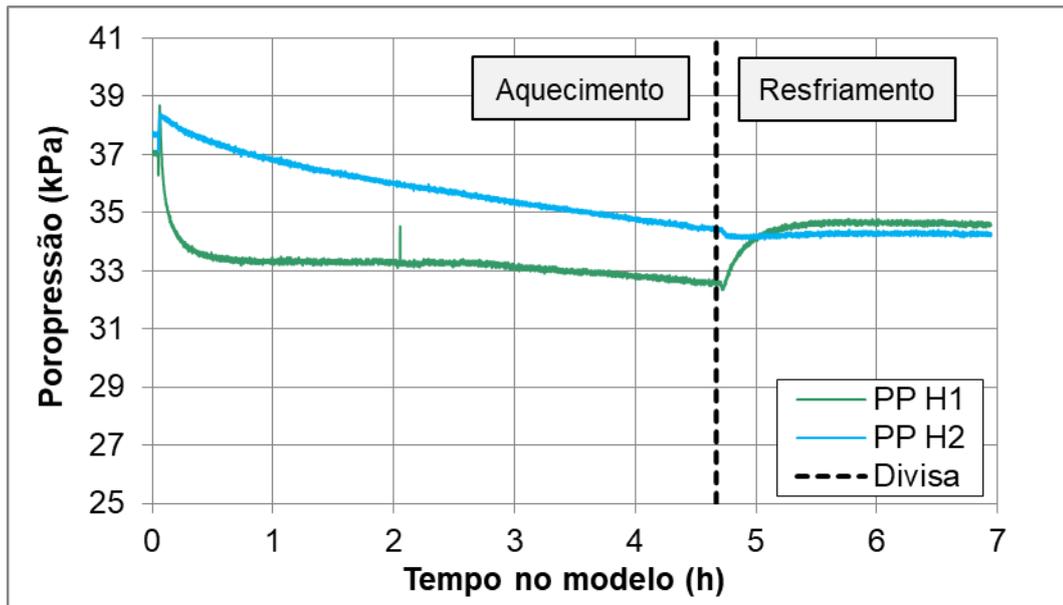


Figura 118. Desenvolvimento da poropressão durante o ciclo térmico no Ensaio 3 com aquecimento até 45°C ($\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

Os recalques também foram medidos no decorrer do ciclo térmico nas distâncias radiais de 8,7 (SD1) e 10,8 cm (SD2), a partir da fonte de calor ($D/r_{\text{estaca}} = 9,2$ e 11,4), como é mostrado nas Figuras 119 e 120, para os Ensaio 2 e 3, respectivamente. Pela análise das figuras observa-se que não houve variações significativas de recalque durante o ciclo térmico nas regiões analisadas.

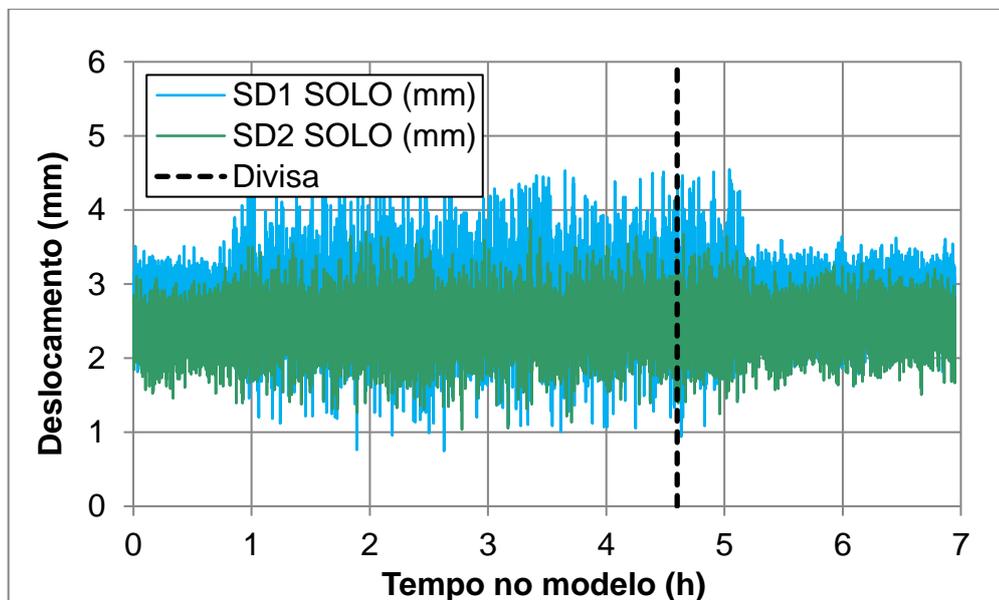


Figura 119. Recalque do solo durante o ciclo térmico no Ensaio 2 com aquecimento até 65°C ($\Delta T = 38,2^\circ\text{C}$).

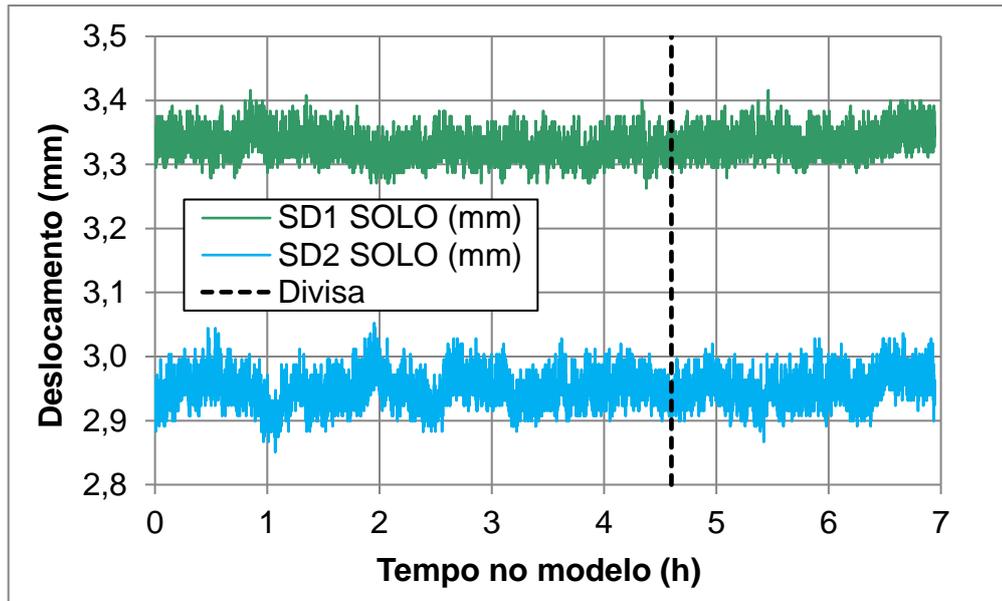


Figura 120. Recalque do solo durante o ciclo térmico no Ensaio 3 com aquecimento até 45°C ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).

Cabe ressaltar que, no Ensaio 2, se chegou à temperatura máxima de 35,5 e 33,0°C nas referidas distâncias radiais, o que corresponde, respectivamente, a 12 e 10% do incremento de temperatura aplicado na estaca. Com relação ao Ensaio 3, as temperaturas máximas nos sensores citados foram de 30,7 e 29,9°C, sendo, esses valores, 11 e 9% da variação de temperatura dada à estaca nesse ensaio. As temperaturas máximas apresentadas se referem ao que foi medido na profundidade que corresponde à meia altura do aquecedor, ou seja, espera-se que nas regiões mais superficiais a temperatura tenha sido inferior à medida nas profundidades central e inferior da massa de solo. Com isso, acredita-se que a não ocorrência de recalque nessa região se deva à relativa distância a partir da fonte térmica.

4.2.3 Ganho de resistência não drenada após ciclo térmico

Após os ciclos térmicos foram obtidos os perfis de resistência para as distâncias radiais de 3,8, 5,7, 7,6 e 15,2 cm, a partir da fonte de calor (2d, 3d, 4d e 8d). As Figuras 121 e 122 apresentam os ensaios T-bar para os Ensaio 2 e 3, respectivamente.

9

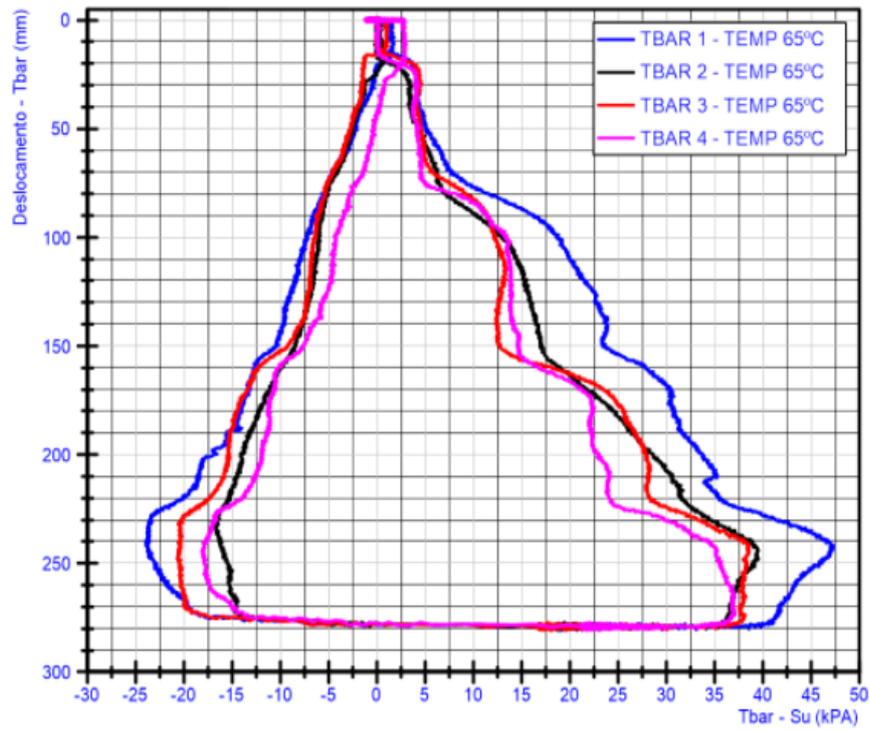


Figura 121. Perfis de resistência não drenada para as distintas distâncias radiais no Ensaio 2 (65°C, $\Delta T = 38,2^\circ\text{C}$).

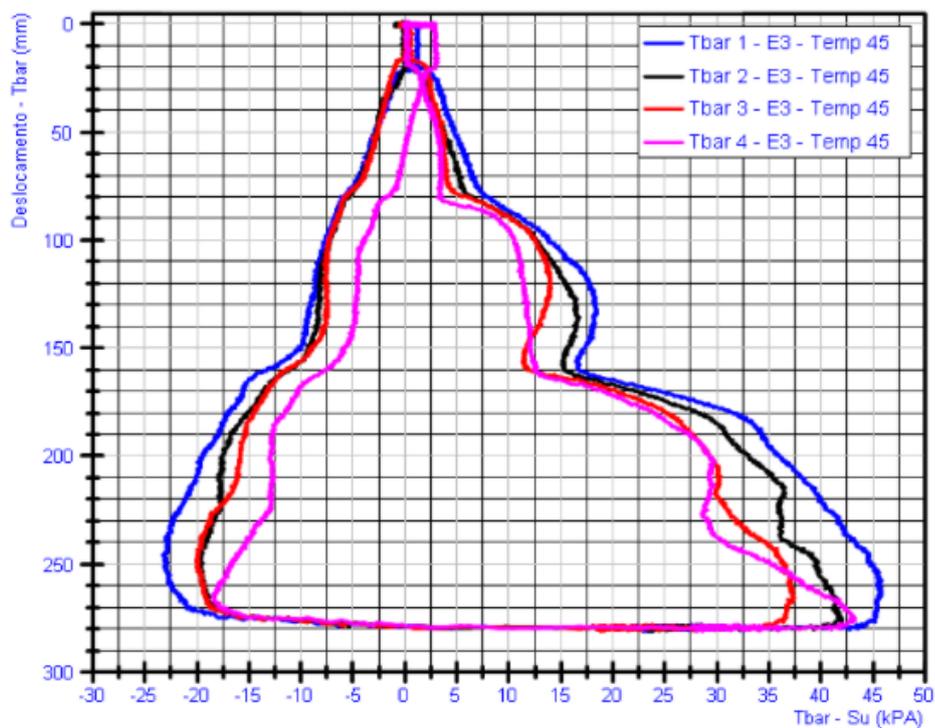


Figura 122. Perfis de resistência não drenada para as distintas distâncias radiais no Ensaio 3 (45°C, $\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

As análises de ganho de resistência se deram pelo cálculo do incremento de resistência para cada ensaio e para cada distância radial, utilizando-se os perfis de resistência após o ciclo térmico em comparação com o perfil de resistência “Referência” obtido no tópico 4.2.1.

A partir disso, os perfis de resistência de todos os ensaios foram subdivididos em faixas de aproximadamente 2 cm de espessura, totalizando 12 faixas (Figura 100) para que se fizesse a homogeneização dos ganhos de resistência. Para a subdivisão das faixas e para os cálculos de incremento de resistência, foram descartados os 1,5 cm do topo do modelo, visto que essa parte ficou pré-adensada em decorrência do adensamento realizado fora da centrífuga. Dessa forma, foram calculados incrementos de resistência não drenada média em cada faixa de solo, de acordo com a Equação 9, até a profundidade de 25 cm, que corresponde à base da estaca:

$$\Delta S_{u \text{ faixa } n} = \frac{S_{u \text{ Térmico, faixa } n} - S_{u \text{ Ref, faixa } n}}{S_{u \text{ Ref, faixa } n}} \times 100 \quad (9)$$

sendo ‘n’ a faixa em questão, ‘ $S_{u, \text{Térmico, faixa } n}$ ’ a resistência não drenada média da faixa ‘n’ para o T-bar realizado no solo após o ciclo térmico, seja atingindo a temperatura de 45 ou 65°C e ‘ $S_{u, \text{Ref, faixa } n}$ ’ é a resistência não drenada média na faixa ‘n’, obtida com a média dos T-bars realizados à temperatura ambiente (Referência).

A partir disso, foram obtidos os perfis de ganho de resistência por faixas, em função da profundidade, para as diferentes condições de temperatura e distância radial. Cabe ressaltar que os incrementos de resistência acima calculados foram atribuídos ao meio da camada considerada para a construção dos perfis de ganho de resistência.

Sendo assim, duas análises distintas foram feitas com relação ao incremento de resistência não drenada decorrente do ciclo térmico: em função do nível de aquecimento aplicado à estaca e em função da distância radial a partir da fonte térmica.

4.2.3.1 Análise de ganho de resistência por distância radial a partir da fonte de calor

A análise de ganho de resistência por distância radial se deu através do estudo de cada ensaio separadamente. A Figura 123 apresenta os perfis de ganho de resistência observados para as distintas distâncias radiais no Ensaio 2, onde o solo foi aquecido a 65°C, gerando um gradiente de 38,2°C. Os ganhos médios de resistência foram de 125%, 61% e 53% para as distâncias radiais de 7,6, 15,2 e 30,4 metros na escala do protótipo (2d, 4d e 8d), respectivamente. Como se pode observar, todas as distâncias radiais exibiram aumento de resistência não drenada, e o incremento de resistência foi inversamente proporcional à distância radial a partir da fonte de calor.

Os maiores ganhos de resistência foram encontrados entre as porções superiores do solo e a região central do aquecedor, onde a resistência não drenada inicial, ou seja, antes do aquecimento, era menor e onde havia uma maior proximidade com o centro do aquecedor. No entanto, foi observado ganho de resistência até mesmo nas profundidades onde a influência da franja de temperatura é pouco influente. Ao que parece, o nível de tensão efetiva inicial teve um papel mais importante no ganho de resistência do que a temperatura considerando a distância radial isoladamente, visto que foram observados maiores ganhos nas zonas mais superficiais do modelo, onde o incremento de temperatura foi inferior, porém a resistência inicial era menor.

Os perfis de ganho de resistência do Ensaio 3 estão exibidos na Figura 124, onde o solo foi levado à temperatura máxima de 45°C, gerando um incremento de temperatura de 18,2°C. Nesse caso, os ganhos médios de resistência não drenada foram de 89%, 44% e 32% para as distâncias radiais de 7,6, 15,2 e 30,4 metros na escala do protótipo, respectivamente (2d, 4d e 8d). Assim como no Ensaio 2, todas as distâncias radiais exibiram ganho de resistência decorrente do ciclo térmico e este foi inversamente proporcional à distância radial a partir da fonte de calor. Além disso, os maiores incrementos de resistência também foram observados entre o topo do solo e a região central do aquecedor, como observado no Ensaio 2.

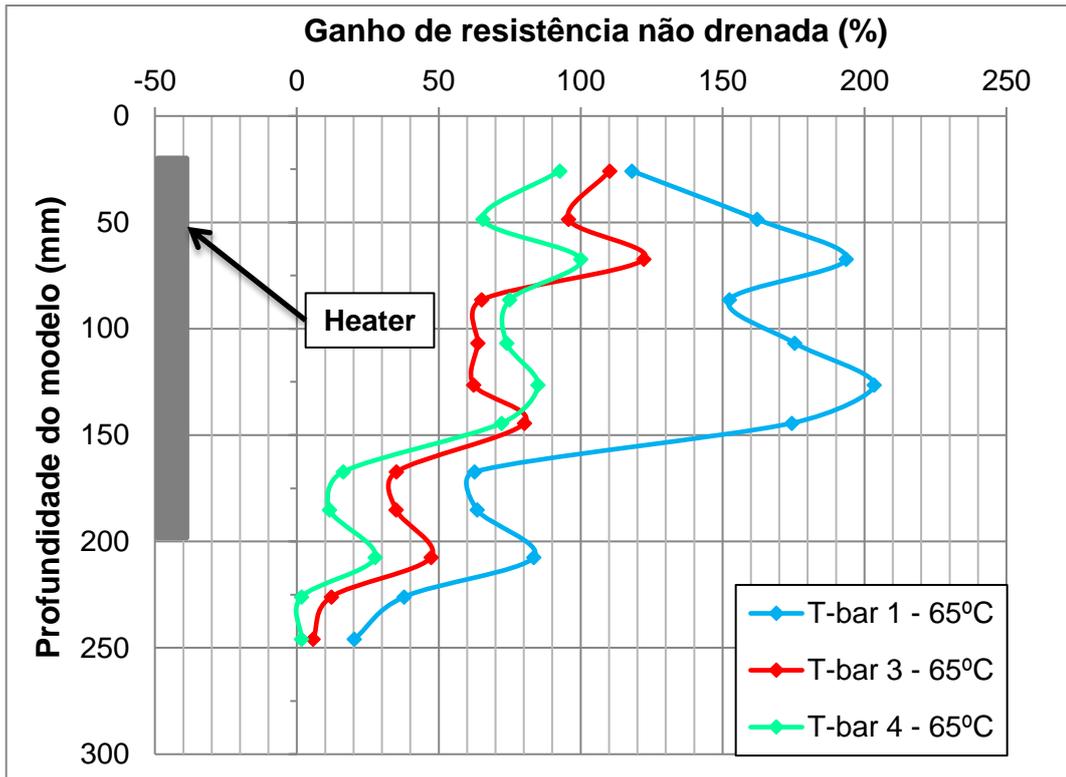


Figura 123. Perfis de ganho de resistência não drenada calculados por faixas para o Ensaio 2 (65°C, $\Delta T = 38,2^\circ\text{C}$).

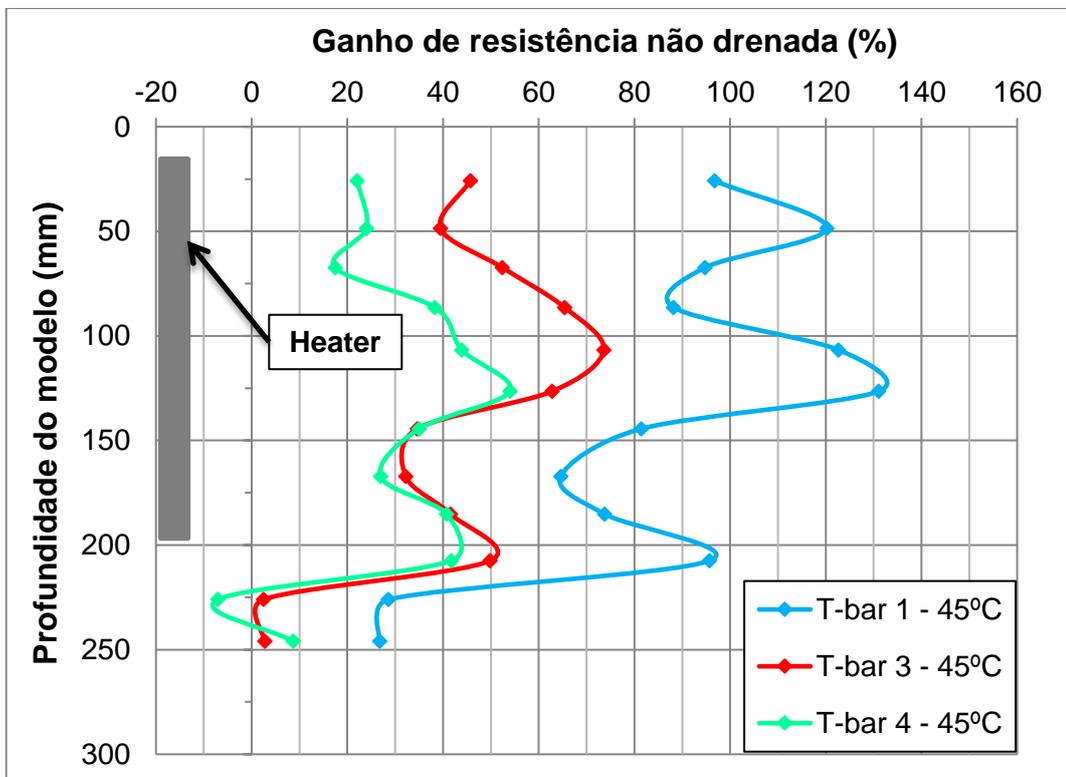


Figura 124. Perfis de ganho de resistência não drenada calculados por faixas para o Ensaio 3 (45°C, $\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

4.2.3.2 Análise de ganho de resistência por temperatura máxima aplicada à estaca

A análise de ganho de temperatura por temperatura se deu comparando os T-bars realizados nos diferentes ensaios, nas mesmas distâncias radiais.

O T-bar mais próximo foi o realizado a 3,8 cm (2d) de distância radial da fonte de calor, o que corresponde a 7,6 metros na escala do protótipo. A Figura 125 apresenta os ganhos de resistência para a referida distância radial nos diferentes ensaios, sendo que os ganhos médios de resistência foram de 125% e 89% para os Ensaios 2 e 3, respectivamente. Dessa forma, observa-se que o incremento de resistência foi diretamente proporcional ao nível de temperatura aplicado. Além disso, a diferença de comportamento com relação ao ganho foi mais expressiva até a profundidade aproximada de 14 cm, onde o solo possuía uma resistência inicial menor antes do ciclo térmico. A partir dessa profundidade, o ganho de resistência pareceu ter menos influência do nível de aquecimento aplicado, embora tenha sido observado ganho de resistência em todas as profundidades do modelo.

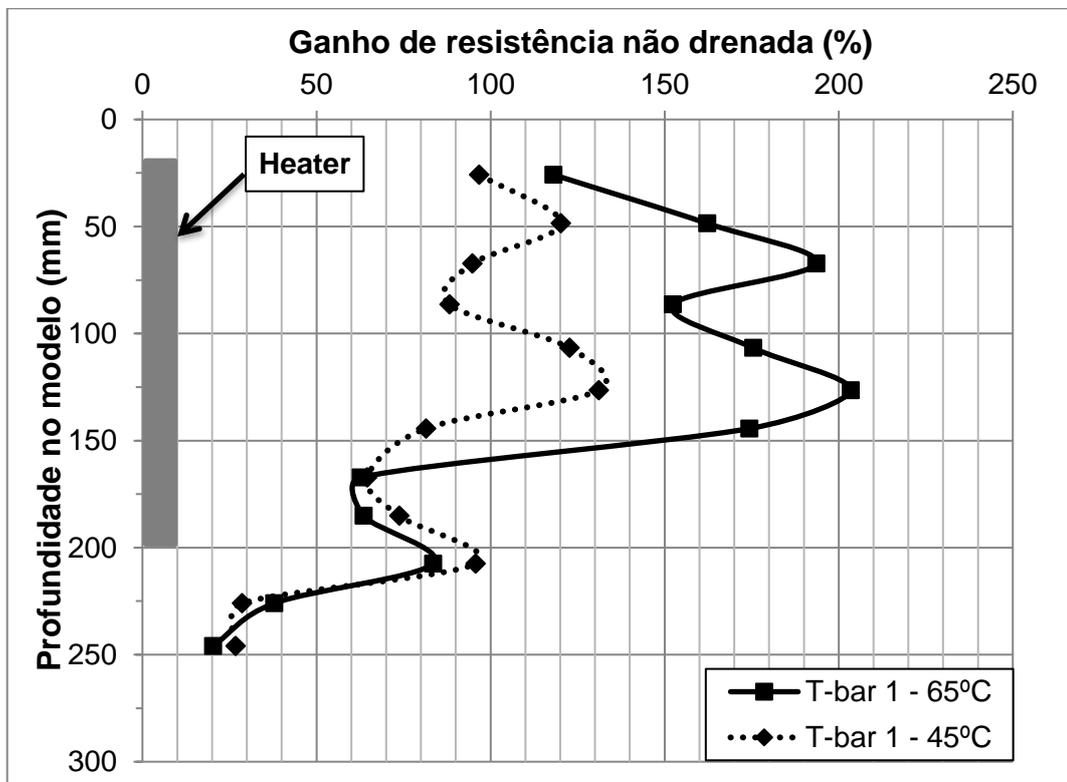


Figura 125. Perfis de incremento de resistência para a distância radial de 3,8 cm (2d), nos Ensaios 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$) e 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).

Os perfis de ganho de resistência para a distância radial de 7,6 cm (4d), ou seja, 15,2 metros na escala do protótipo, estão apresentados na Figura 126. Os ganhos médios de resistência foram de 61% e 44%, para os Ensaio 2 e 3, respectivamente. Pela análise dos perfis de ganho e pelos ganhos médios de resistência conclui-se que o incremento de resistência não drenada também foi diretamente proporcional ao nível de temperatura aplicado para essa distância radial. Nesse caso, também se observaram maiores ganhos para as profundidades entre o topo e a região central do aquecedor, como ocorreu na distância radial de 3,8 cm.

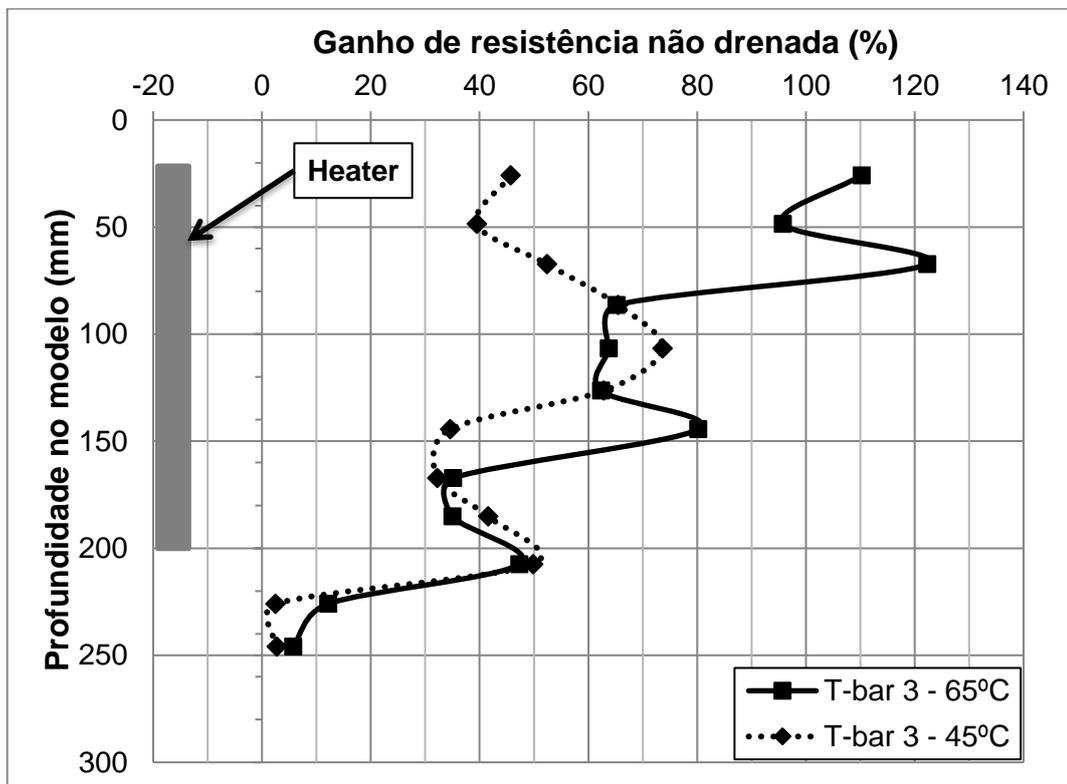


Figura 126. Perfis de incremento de resistência para a distância radial de 7,6 cm (4d), nos Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$) e 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).

Finalmente, os perfis de ganho de resistência referentes às distâncias radiais de 15,2 cm (8d) estão apresentados na Figura 127. Nesse caso, a distância radial correspondente ao protótipo a 20g seria de 30,4 metros. Assim como observado para as outras distâncias radiais, os ganhos de resistência foram diretamente proporcionais à temperatura máxima aplicada. Além disso, os ganhos médios de resistência foram de 53 e 32% para os Ensaio 2 e 3, respectivamente. Outra informação observada foi a de que os ganhos mais expressivos, nessa distância

radial, foram observados do topo à região central do aquecedor, como encontrado para as distâncias radiais de 3,8 e 7,6 cm.

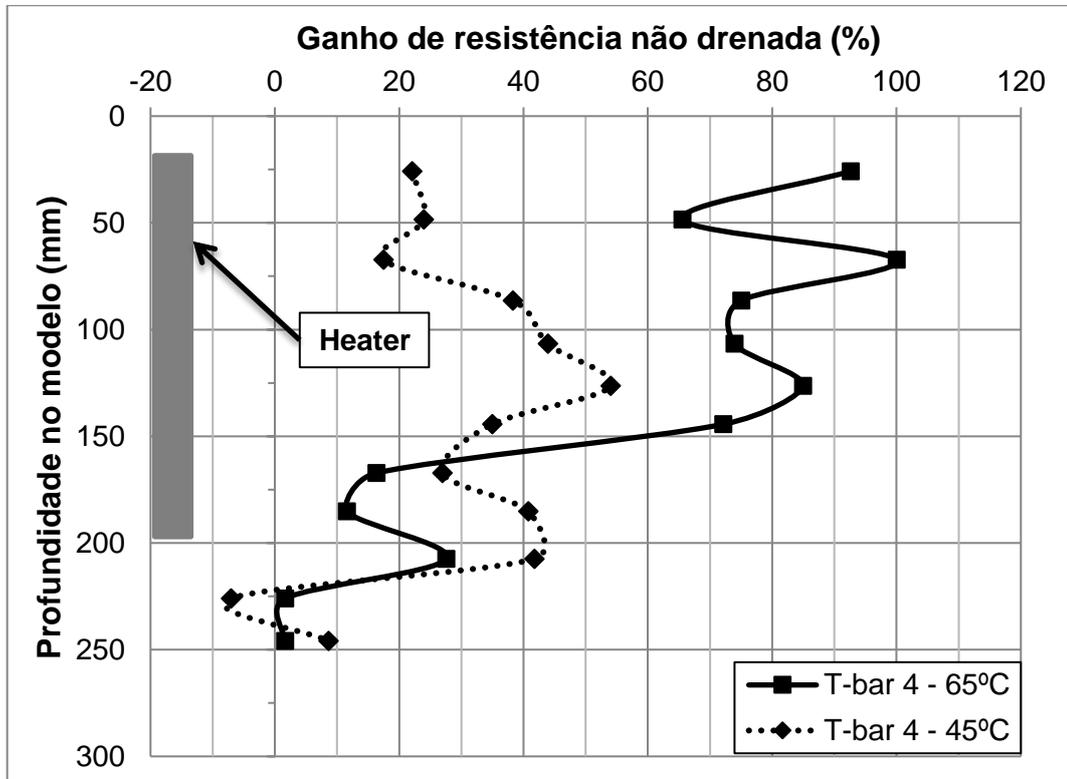


Figura 127. Perfis de incremento de resistência para a distância radial de 15,2 cm (8d), nos Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^{\circ}\text{C}$) e 3 ($\Delta T = 18,2^{\circ}\text{C}$).

4.2.3.3 Ganho de resistência médio normalizado pela distância radial normalizada

Os ganhos médios de resistência foram plotados em função da distância radial normalizada pelo raio da estaca e estão apresentados na Figura 128. Observa-se claramente o ganho de resistência diretamente proporcional ao nível de aquecimento e inversamente proporcional à distância radial a partir da fonte de calor para todas as distâncias radiais, o que diverge do observado nos ensaios a 1g, onde, a 15,3 cm, o ganho de resistência não teve influência do nível de aquecimento aplicado à estaca. Acredita-se que isso seja devido à menor resistência inicial nas camadas superficiais para os ensaios centrífugos, que geraram um incremento maior de resistência não drenada no solo.

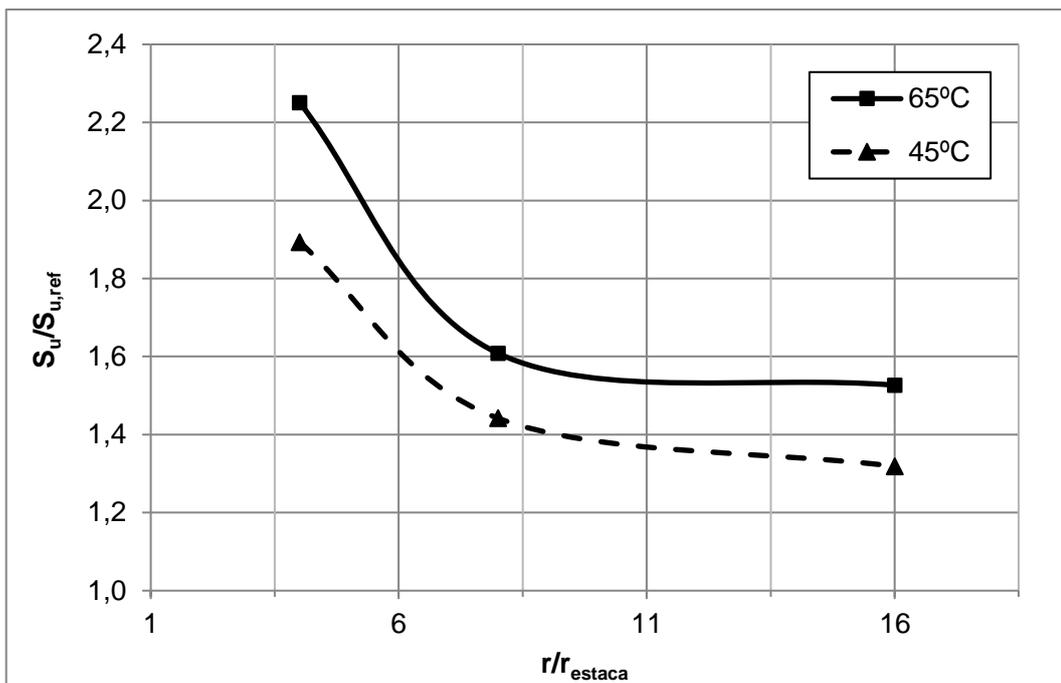


Figura 128. Resistência não drenada normalizada em função da distância normalizada da estaca para os Ensaio 2 ($\Delta T = 38,2^\circ\text{C}$) e 3 ($\Delta T = 18,2^\circ\text{C}$).

CAPÍTULO V - CONCLUSÕES

Foram realizados dois tipos de ensaios para avaliar a resposta termomecânica de um solo caulínico submetido ao aquecimento: ensaios em condição normal de gravidade e em centrífuga geotécnica a 20g.

O aquecimento gerou um bulbo de temperaturas ao redor da fonte de calor. Nos Ensaios a 1g foram observadas maiores temperaturas na região central do aquecedor e, nos ensaios centrífugos, as maiores temperaturas foram encontradas entre a região central e a base da fonte térmica. Esse comportamento foi devido à proximidade com a região central do aquecedor e maior condução de calor nas regiões de maior tensão efetiva.

Como consequência do aquecimento, ocorreram variações nos níveis de poropressão. Nos Ensaios a 1g, observou-se que o incremento de poropressão foi diretamente proporcional ao nível de aquecimento e posteriormente foi dissipado. Por outro lado, nos Ensaios centrífugos, ocorreu um pequeno incremento de poropressão, que convergiu para valores abaixo da poropressão hidrostática, e que foi revertido quase em totalidade com o resfriamento.

Em decorrência do ciclo térmico, foi observado ganho de resistência em todos os ensaios. Nos Ensaios a 1g, o incremento de resistência foi diretamente proporcional ao incremento de temperatura e inversamente proporcional à distância radial a partir da fonte térmica, exceto para a distância radial de 15,3 cm. Neste caso, os ganhos médios de resistência foram de 123% ($T_{\text{máx}} = 85^{\circ}\text{C}$) e de 74% ($T_{\text{máx}} = 65^{\circ}\text{C}$) em R0. Nos Ensaios centrífugos, o incremento de resistência foi inversamente proporcional à distância para todas as localidades, chegando a ganhos médios de 125% ($T_{\text{máx}} = 65^{\circ}\text{C}$) e 89% ($T_{\text{máx}} = 45^{\circ}\text{C}$).

Também foi estimada a capacidade de permanência da estaca antes e após o ciclo térmico para os ensaios a 1g. Foram observados incrementos de 125% e 78% para os ciclos até 85 e 65°C, respectivamente.

Dessa forma, conclui-se que a imposição de ciclos térmicos tem o potencial de ser utilizado como técnica de melhoramento de solos argilosos marinhos moles em condição normalmente adensada com o objetivo de incrementar a capacidade de permanência de fundações offshore.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Austin, W. A. (1998). *Development of an in situ system for measuring ground thermal properties*. Dissertação (Mestrado em Ciências). Universidade Estadual de Oklahoma, Stillwater, Oklahoma.

Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Soralump, S., Rujivipat P. (2005). Thermal consolidation of soft bangkok clay. *Lowland Technology International Journal*. 7(1): 13-21.

Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Bouazza, A. (2007a). Thermally induced volume change and excess pore water pressure of soft Bangkok clay. *Engineering Geology*. 89: 144-154.

Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Bouazza, A., Ramana, G. V. (2007b). Volume change behavior of saturated clays under drained heating conditions: experimental results and constitutive modeling. *Canadian Geotechnical Journal*. 44(8): 942–956.

Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Lim, B. F. (2007c). Effect of temperature on shear strength and yielding behavior of soft Bangkok clay. *Soils and Foundations*. 47(3): 423–436.

Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Bouazza, A., Pender, M. (2009). Thermomechanical model for saturated clays. *Géotechnique*. 59(3): 273–278.

Aguiar, C. S. (2007). *Interação solo-estrutura de fundações offshore do tipo estaca*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Rio de Janeiro – RJ, Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Booker, J. R., Savvidou, C. (1985). Consolidation around a point heat source. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 9: 173-184.

Brandl, H. (2006). Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*. 56(2): 81-122.

Brum, S. A. J. (2009). *Ensaio de centrifugação para avaliação do desempenho de penetrômetros dinâmicos para ancoragens de estruturas offshore*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Campos dos Goytacazes – RJ, Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. 155 p.

Burghignoli, A., Desideri, A., Miliziano, S. (2000). A laboratory study on the thermomechanical behavior of clayey soils. *Canadian Geotechnical Journal*. 37(4): 764-780.

Campanella, R. G., Mitchell, J. K. (1968). Influence of temperature variations on soil behavior. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*. 94(SM3): 709–734.

Carter, J. P., Booker, J. R. (1994). Analysis of fully coupled thermomechanical behaviour around a rigid cylindrical heat source buried in clay. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 18: 177-203.

Cekerevac, C., Laloui, L. (2004). Experimental study of thermal effects on the mechanical behavior of a clay. *International Journal for Numerical Analytical Methods Geomechanics*. 28: 209–228.

Cui, Y. J., Sultan, N., Delage, P. (2000). A thermomechanical model for clays. *Canadian Geotechnical Journal*. 37(3): 607–620.

Delage, P., Sultan, N., Cui, Y. J. (2000). On the thermal consolidation of Boom clay. *Canadian Geotechnical Journal*. 37: 343–354.

Demars, K. R., Charles, R. D. (1982). Soil volume changes induced by temperature cycling. *Canadian Geotechnical Journal*. 19: 188–194.

Duarte, A. P. L. (2004). *Avaliação das Propriedades Termo-Hidráulicas de Solos Requeridas na Aplicação da Técnica de Dessorção Térmica*. Tese de Doutorado. Rio de Janeiro - RJ, PUC-Rio.

Finn, F. N. (1951). The effects of temperature on the consolidation characteristics of remolded clay. *Symposium on Consolidation Testing of Soils*. 126: 65–72.

François, B., Laloui, L. (2008). ACMEG-TS: A constitutive model for unsaturated soils under non-isothermal conditions. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 32:1955–1988.

Ghaaowd, I. (2018). *Thermal Improvement of the Pullout Capacity of Offshore Piles in Soft Clays*. Tese (Doutorado em Engenharia Estrutural). San Diego, University da California, 196 p.

Ghaaowd, I., Takai, A., Katsumi, T. and McCartney, J.S. (2016). Pore water pressure prediction for undrained heating of soils. *Environmental Geotechnics*. 4(2): 70-78.

Ghaaowd, I., McCartney, J. S. (2018). Centrifuge modeling of temperature effects on the pullout capacity of energy piles in clay. Deep Foundation Institute, *43rd Annual Conference*.

Habibagahi, K. (1977). Temperature effect and the concept of effective void ratio. *Indian Geotechnical Journal*. 7: 14-34.

Hong, P. Y., Pereira, J. M., Tang, A. M., Cui, Y. J. (2013). On some advanced thermo-mechanical models for saturated clays. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 37: 2952-2971.

Houhou, R., Sutman, M., Sadek, S., Laloui, L. (2021). Microstructure Observations in Compacted Clays Subjected to Thermal Loading. *Engineering Geology*. 287.

Houston, S.L., Houston, W.N., Williams, N. D. (1985). Thermo-mechanical behavior of seafloor sediments. *Journal of Geotechnical Engineering*. 111(12): 1249-1263.

Hueckel, T., Baldi, M. (1990). Thermoplasticity of saturated clays: experimental constitutive study. *Journal of Geotechnical Engineering*. 116(12): 1778–1796.

Hueckel, T. & Pellegrini, R. (1992). Effective stress and water pressure in saturated clays during heating-cooling cycles. *Canadian Geotechnical Journal*. 29: 1095-1102.

Kuntiwattanukul, P., Towhata, I., Ohishi, K., Seko, I. (1995). Temperature effects on undrained shear characteristics of clay. *Soils and Foundations*. 35(1): 147–162.

Laloui, L., Cekerevac, C. (2003). Thermo-plasticity of clays: an isotropic yield mechanism. *Computers and Geotechnics*. 30(8): 649–660.

Laloui, L., Olgun, C. G., Sutman, M., McCartney, J. S., Coccia, C. J. R., Abuel-Naga, H. M., Bowers, G. A. (2014). Issues involved with thermo-active geotechnical systems: Characterization of thermo-mechanical soil behavior and soil-structure interface behavior. *The Journal of the Deep Foundations Institute*. 8(2): 107-119.

Maghsoodi¹, S., Cuisinier, O., Masroufi¹, F. (2019) Thermal effects on the mechanical behaviour of the soil-structure interface. *Canadian Geotechnical Journal* 57(1).

McCartney, J., Jafari, N., Hueckel, T., Sánchez, M., Vahedifard, F. (2019). *Emerging Thermal Issues in Geotechnical Engineering*. Geotechnical Fundamentals for Addressing New World Challenges. UC San Diego, p. 275–317.

McCartney, J. S., Rosenberg, J. E. (2011). Impact of heat exchange on the axial capacity of thermo-active foundations. *Proc. GeoFrontiers GSP 211*. pp 488-498.

Mitchell, J.K. (1993). *Fundamentals of Soil Behavior*. 2.ed Edition. Wiley, New York.

Monzó, P. M. (2011). *Comparison of different Line Source Model Approaches for Analysis of Thermal Response Test in a U-pipe Borehole Heat Exchanger*. Dissertação de Mestrado. KTH School of Industrial Engineering and Management. Stockholm, Sweden.

Morin, R., Silva A. J. (1984). The effects of high pressure and high temperature on some physical properties of ocean sediments. *Journal of Geophysical Research*. 89(B1): 511-526.

Moritz, L. (1995). Geotechnical Properties of Clay at Elevated Temperatures. Report 47, Swedish Geotechnical Institute, Linköping, Sweden.

Paaswell, R. E. (1967). Temperature effects on clay soil consolidation. *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering Division*. 93(SM3): 9–22.

Plum, R.L., Esrig, M. I. (1969). Some temperature effects on soil compressibility and pore water pressure. *Highway Research Board*, Washington, DC. 103, p. 231–242.

Rotta Loria, A. F., Coulibaly, J. B. (2020). Thermally induced deformation of soils: A critical overview of phenomena, challenges and opportunities. *Geomechanics for Energy and the Environment*. 25.

Samarakoon, R., Ghaaowd, I., McCartney, J. S. (2019). Impact of Drained Heating and Cooling on Undrained Shear Strength of Normally Consolidated Clay. *Energy Geotechnics*. SEG 2018: 243-249.

Samarakoon, R. A., McCartney, J. S. (2020). Effect of Drained Heating and Cooling on the Preconsolidation Stress of Saturated Normally Consolidated Clays. *Geo-Congress 2020 GSP 315*.

Savidou, C. (1988). Centrifuge modelling of heat transfer in soil. *Proc. Centrifuge 88*. Balkema: 583–591.

Sherif, M., Burrous, C. M. (1969). Temperature Effects on the Unconfined Shear Strength of Saturated Cohesive Soil. *Effects of Temperature and Heat on Engineering Behavior of Soils*, Special report. 103: 267-272.

Sultan, N., Delage, P. Cui, Y. J. (2002). Temperature effects on the volume change behavior of Boom clay. *Engineering Geology*. 64(2-3): 135-145.

Takai, A., Akama, T., Inui, T., Katsumi, T. (2018). Laboratory Tests on Thermal Improvement of Soft Clay Under Elevated Temperatures. *Energy Geotechnics*. SEG 2018: 75-82.

Tidfors, M., Sällfors, G. (1989). Temperature effect on preconsolidation pressure. *Geotechnical Testing Journal*. 12(1): 93–97.

Tipos de plataformas. Petrogasnews, 2022. Disponível em: <https://petrogasnews.wordpress.com/2011/03/06/tipos-de-plataformas-de-petroleo/>. Acesso em 01/04/2022.

Towhata, I., Kuntiwattanukul, P., Seko, I., Ohishi, K. (1993). Volume change of clays induced by heating as observed in consolidation tests. *Soils and Foundations*. 33(4): 170–183.

Trani, L. D. O., Bergado, D. T., Abuel-Naga, H. M. (2010) Thermo-mechanical behavior of normally consolidated soft Bangkok clay. *International Journal of Geotechnical Engineering*. 4(1): 31-44

Uchaipichat, A., Khalili, N. (2009). Experimental investigation of thermo-hydrromechanical behaviour of an unsaturated silt. *Géotechnique*. 59(4): 339–353.

Vega, A., McCartney, J. S. (2015). Cyclic heating effects on thermal volume change of silt. *Environmental Geotechnics*. 2(5): 257-268.

Wang, K., Shan, Z., Wang, M. (2020). Undrained Shearing Behaviour of Kaolin after Undrained Heating. *The 6th International Conference on Environmental Science and Civil Engineering*. 455 (2020) 012102.

Wang, J., Zhang, Z. (2020). Experimental Studies on Thermo-mechanical Coupled Behavior of Pile-Clay Interface. *The 6th International Conference on Environmental Science and Civil Engineering*. 455 (2020) 012113.

Yong, R. T., Taylor L., Warkentin, B. P. (1962). Swelling pressures of sodium montmorillonite at depressed temperature. *The 11th National Conference on Clays and Clay Minerals*: 268-281.

Zeinali, S. M., Abdelaziz, S. L. (2020). Effect of Heating Rate on Thermally Induced Pore Water Pressures and Volume Change of Saturated Soils. *Geo-Congress 2020 GSP 319*.

ANEXO I - ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES



EPB-PW Miniature Pressure Transducer



- Miniature design (body ø6.4 mm)
- Titanium Construction
- EMI Protected per CE Compliance
- IP68 Ingress Protection
- Sealed Gauge reference



DESCRIPTION

The EPB-PW pressure transducer is specifically designed for pore water applications in either centrifuges or laboratory equipment. Using either ceramic or bronze sintered filters, the sensor can be used on clay or sand-based materials.

Made of titanium, the EPB-PW provides a rugged construction and is not affected by external clamping forces when fitted. Having a miniature design of 6.4 x 11.4mm ensures it is backwards compatible with other older manufacturers' products. This miniature pressure transducer features an IP68 rating, flexible cable and is available with options such as a PT1000 temperature sensor upon request.

The standard version is suitable for many applications, but the dedicated design team at our Transducer Engineering Centre stands ready to provide a custom design as required.

FEATURES

- Miniature Design and Light Weight
- Pressure Range: 1 to 70 Bar (15 to 1000 psi)
- -40°C to +80°C Operating Temperature Range

APPLICATIONS

- Pore Water Measurement
- Centrifuge
- Laboratory

STANDARD RANGES

Pressure ranges (BAR)	(PSI)	Pressure Reference Sealed	Pressure Limit	Output "FSO" (nom.)	CNL&H (%FSO)	Thermal Zero Shift "TZS" (/50°C)
1	15	•	4.5 x FS	30 mV	± 1%	± 4 % FSO
1.5	25	•	3 x FS	50 mV	± 1%	± 2 % FSO
3.5	50	•	2 x FS	75 mV	± 1%	± 2 % FSO
7	100	•	2 x FS	125 mV	± 0.5 %	± 1.5 % FSO
15	250	•	2 x FS	125 mV	± 0.5 %	± 1.5 % FSO
35	500	•	2 x FS	125 mV	± 0.5 %	± 1.5 % FSO
70	1K	•	2 x FS	125 mV	± 0.5 %	± 1.5 % FSO

EPB-PW Miniature Pressure Transducer

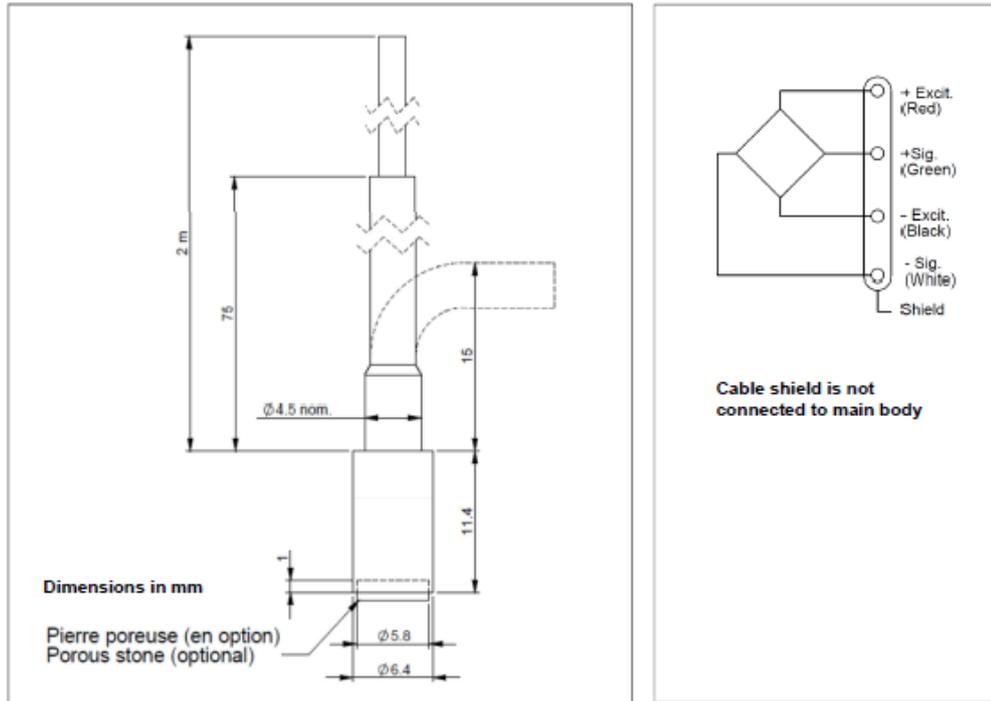
PERFORMANCE SPECIFICATIONS

All values are typical at temperature 20±1°C (unless otherwise specified)

PARAMETERS	VALUES	NOTES
Supply Voltage	10VDC	See option table for other Voltages
Input Resistance	1000Ω nom.	
Output Resistance	400Ω nom.	
Non-Repeatability	± 0.25 % FSO	
Thermal Sensitivity Shift "TSS"	±2% / 50°C [100 °F]	
Operating Temperature	-40°C to 80°C [-40 to 170 °F]	
Compensated temperature	0°C to 80°C [32 to 140 °F]	See option table for other temperatures
Zero Offset at 23°C	± 10 mV	
Protection index	IP68 – 10 meters (1bar)	
CE conformance according to	EN 61010-1, EN 50081-1, EN 50082-1	

For custom configurations, consult factory.

DIMENSIONS & WIRING SCHEMATIC (IN METRIC)



Fio do termopar Duplex Isolado

"SLE" Limites
Especiais de Erro
Disponível

Código de cores ANSI mostrado
Para encomendar o código de cores IEC, acesse omega.com

K Duplo Isolado
CHROMEGA®-ALOMEGA®
Duplex ANSI tipo K

Código de cores ANSI: Fio Positivo, Amarelo; Fio Negativo, Vermelho; Geral, Marrom
A OMEGA engenharia não usa PFA ou PVC reprocessado na fabricação de fio do termopar

Isolamento	Nº AWG	Número do Modelo	Tipo de Fio	Isolamento		Temp Max		Tamanho Nominal em mm (polegadas)	Peso [†] kg/300 m (libra/1000')
				Condutor	Global	°C	°F		
Cerâmico*	14	XC-K-14	Sólido	Cerâmico Nextel	Cerâmico Nextel	1090	2000	3,6 x 5,0 (0,140 x 0,200)	18 (38)
	20	XC-K-20	Sólido			980	1800	3,4 x 4,8 (0,135 x 0,190)	8 (16)
	20	XT-K-20	Sólido			980	1800	2,7 x 3,9 (0,105 x 0,155)	7 (15)
	20	XL-K-20	Sólido			980	1800	2,4 x 3,4 (0,095 x 0,135)	7 (14)
	24	XC-K-24	Sólido			870	1600	2,9 x 4,4 (0,115 x 0,175)	6 (12)
	24	XT-K-24	Sólido			870	1600	2,2 x 3,4 (0,088 x 0,132)	5 (11)
	24	XL-K-24	Sólido			870	1600	2,0 x 3,0 (0,078 x 0,116)	5 (10)
Silica vítrea**	20	XR-K-20	Sólido	Refrasil	Refrasil	870	1600	2,9 x 4,6 (0,115 x 0,180)	6 (14)
Silica*	14	XS-K-14	Sólido	Silica	Silica	1090	2000	3,6 x 5,0 (0,140 x 0,200)	16 (35)
	20	XS-K-20	Sólido			980	1800	2,7 x 3,9 (0,105 x 0,155)	6 (12)
	24	XS-K-24	Sólido			870	1600	2,2 x 3,4 (0,088 x 0,132)	5 (10)
Vidro Alta Temperatura**	20	HH-K-20	Sólido	Vidro Alta Temperatura	Vidro Alta Temperatura	704	1300	1,5 x 2,7 (0,060 x 0,105)	4 (9)
	24	HH-K-24	Sólido	Vidro Alta Temperatura	Vidro Alta Temperatura	704	1300	1,4 x 2,3 (0,055 x 0,090)	3 (5)
Vidro	20S	GG-K-20	Sólido	Trança de vidro	Trança de vidro	482	900	1,5 x 2,1 (0,060 x 0,095)	4 (9)
	20S	GG-K-20S	7 x 28	Trança de vidro		482	900	1,5 x 2,5 (0,060 x 0,100)	4 (9)
	24	GG-K-24	Sólido	Trança de vidro		482	900	1,3 x 2,0 (0,050 x 0,080)	3 (5)
	24S	GG-K-24S	7 x 32	Trança de vidro		482	900	1,3 x 2,2 (0,050 x 0,085)	3 (5)
	26	GG-K-26	Sólido	Trança de vidro		482	900	1,1 x 1,9 (0,045 x 0,075)	2 (4)
	28	GG-K-28	Sólido	Trança de vidro		482	900	1,0 x 1,4 (0,040 x 0,055)	2 (3)
	30	GG-K-30	Sólido	Trança de vidro		482	900	0,9 x 1,3 (0,037 x 0,050)	2 (3)
36	GG-K-36	Sólido	Trança de vidro	482	900	0,8 x 1,1 (0,033 x 0,045)	1 (2)		
Malha externa de Vidro com Aço Inoxidável	20	GG-K-20-SB	Sólido	vidro	Trança de aço inoxidável sobre vidro	482	900	2,3 x 3,0 (0,090 x 0,120)	6 (14)
	20S	GG-K-20S-SB	7 x 28			482	900	2,3 x 3,2 (0,090 x 0,127)	7 (15)
	24	GG-K-24-SB	Sólido			482	900	2,2 x 3,0 (0,085 x 0,117)	5 (11)
	24S	GG-K-24S-SB	7 x 32			482	900	2,0 x 2,8 (0,080 x 0,110)	5 (11)
Fita de Polimida Fundida Kapton	20	KK-K-20	Sólido	Fita de Poliamida Fundida	Fita de Poliamida Fundida	260	500	1,5 x 2,5 (0,060 x 0,100)	5 (11)
	20S	KK-K-20S	7 x 28			260	500	1,5 x 2,7 (0,060 x 0,105)	5 (11)
	24	KK-K-24	Sólido			260	500	1,3 x 1,9 (0,050 x 0,075)	3 (6)
	24S	KK-K-24S	7 x 32			260	500	1,3 x 2,2 (0,050 x 0,085)	3 (6)
	30	KK-K-30	Sólido			260	500	1,0 x 1,4 (0,040 x 0,055)	3 (5)
Vidro PFA	30	TG-K-30	Sólido	PFA	Trança de vidro	260	500	0,9 x 1,2 (0,034 x 0,047)	1 (2)
	36	TG-K-36	Sólido			260	500	0,7 x 1,0 (0,028 x 0,038)	1 (2)
	40	TG-K-40	Sólido			260	500	0,7 x 0,9 (0,026 x 0,035)	1 (2)
Neoflon PFA (Heirgfohr mance)	20	TT-K-20	Sólido	PFA	PFA	260	500	1,7 x 3,0 (0,068 x 0,116)	5 (11)
	20	TT-K-20S	7 x 28			260	500	1,9 x 3,2 (0,073 x 0,126)	5 (11)
	22	TT-K-22S	7 x 30			260	500	1,7 x 3,4 (0,065 x 0,133)	4 (9)
	24	TT-K-24	Sólido			260	500	1,4 x 2,4 (0,056 x 0,093)	3 (6)
	24	TT-K-24S	7 x 32			260	500	1,6 x 2,6 (0,063 x 0,102)	3 (6)
	30	TT-K-30††	Sólido			260	500	0,6 x 1,0 (0,024 x 0,040)	1 (2)
	36	TT-K-36††	Sólido			260	500	0,5 x 0,8 (0,019 x 0,030)	1 (2)
40	TT-K-40††	Sólido	260	500	0,4 x 0,7 (0,017 x 0,026)	1 (2)			
Polímero PFA w/Retorcido e Condutores Blindados	20	TT-K-20-TWSH	Sólido	Polímero PFA	Polímero PFA e blindagem	260	500	3,7 (0,15)	9 (20)
	20S	TT-K-20S-TWSH	7 x 28			260	500	3,8 (0,15)	9 (20)
	24	TT-K-24-TWSH	Sólido			260	500	2,7 (0,11)	4 (9)
	24S	TT-K-24S-TWSH	7 x 32			260	500	2,9 (0,12)	4 (9)
Neoflon FEP	20	FF-K-20	Sólido	FEP	FEP	200	392	1,7 x 3,0 (0,068 x 0,116)	5 (11)
	24	FF-K-24	Sólido			200	392	1,7 x 3,0 (0,056 x 0,092)	3 (6)
Polímero FEP w/Retorcido e Condutores Blindados	20	FF-K-20-TWSH	Sólido	Polímero FEP	Polímero PFA e blindagem	200	392	3,7 (0,15)	9 (20)
	24	FF-K-24-TWSH	Sólido			200	392	2,7 (0,11)	4 (9)
	24S	FF-K-24S-TWSH	7 x 32			200	392	2,9 (0,12)	4 (9)
Polímero de fita TFE	20	TFE-K-20	Sólido	Polímero de fita TFE	Polímero de fita fundida TFE	260	500	1,5 x 2,5 (0,060 x 0,100)	5 (11)
	20S	TFE-K-20S	7 x 28			260	500	1,5 x 2,7 (0,060 x 0,105)	5 (11)
	24	TFE-K-24	Sólido			260	500	1,3 x 1,9 (0,050 x 0,075)	3 (6)
	24S	TFE-K-24S	7 x 32			260	500	1,3 x 2,2 (0,050 x 0,085)	3 (6)
Cloroeto de polivinil	24	PR-K-24	Sólido	Cloroeto de polivinil	(Rip Cord)*** (Cloroeto de Polivinil)	105	221	1,4 x 2,3 (0,050 x 0,086)	3 (5)
	24	PP-K-24S				275 320 355 425	105	221	2,0 x 3,4 (0,082 x 0,134)

† O peso da bobina e do fio é arredondado para o próximo valor maior em kg/lb (não inclui o material da embalagem). †† Coloração geral transparente.

††† Para fazer o pedido do fio com limites especiais de erro, adicione "-SLE" ao número do modelo antes do comprimento da bobina.

* Há marcadores coloridos na entrada e condutores.

** O cabo HH tem um segmento de rastreamento na perna positiva, perna negativa é vermelha, o todo tem segmento de rastreamento. *** Dois cabos isolados ligados juntos, mas sem nenhum revestimento.

Fios adicionais do tipo K, isolados estão disponíveis. Consulte as Séries TFE-K e KK-K. Fundida isolada por fita.

Exemplo de Pedido: Fio de termopar limites especiais de erro XC-K-20-SLE-1000, 1000'(300 m) do Tipo E, duplo isolado.

EN



CP08MHT80 OCP801H0180
 CP24MHT80 OCP162H0180
 CP35MHT80 OCP352H0180

High-Performance Distance Sensor



Operating Instructions



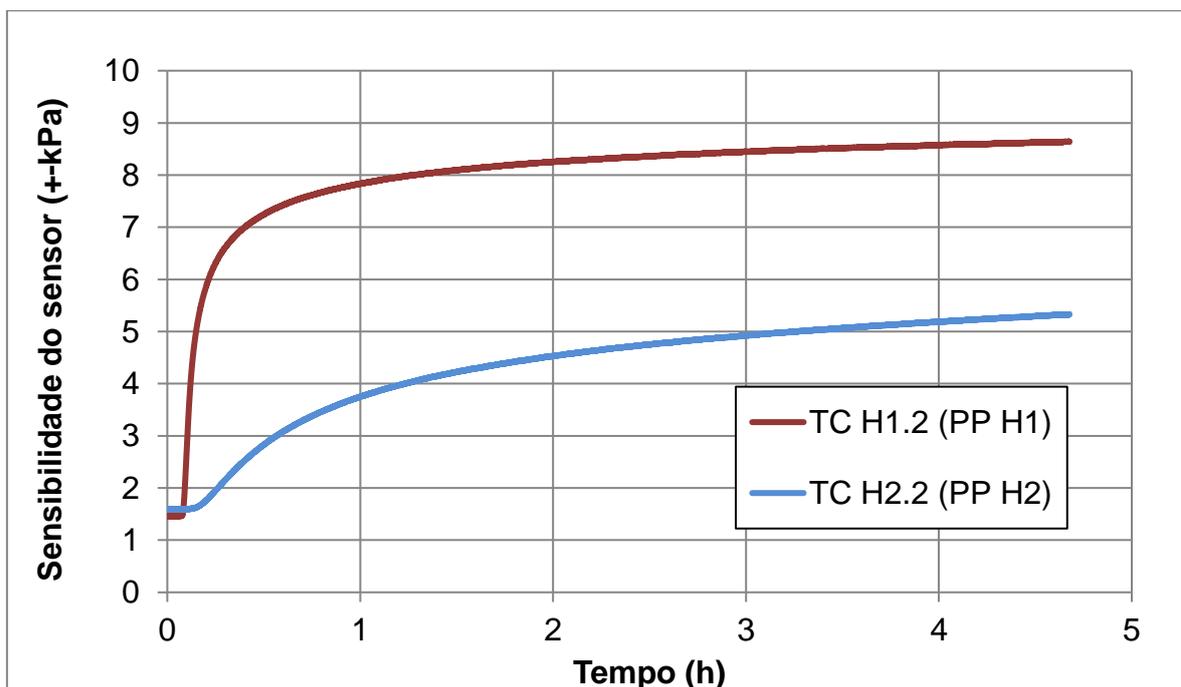
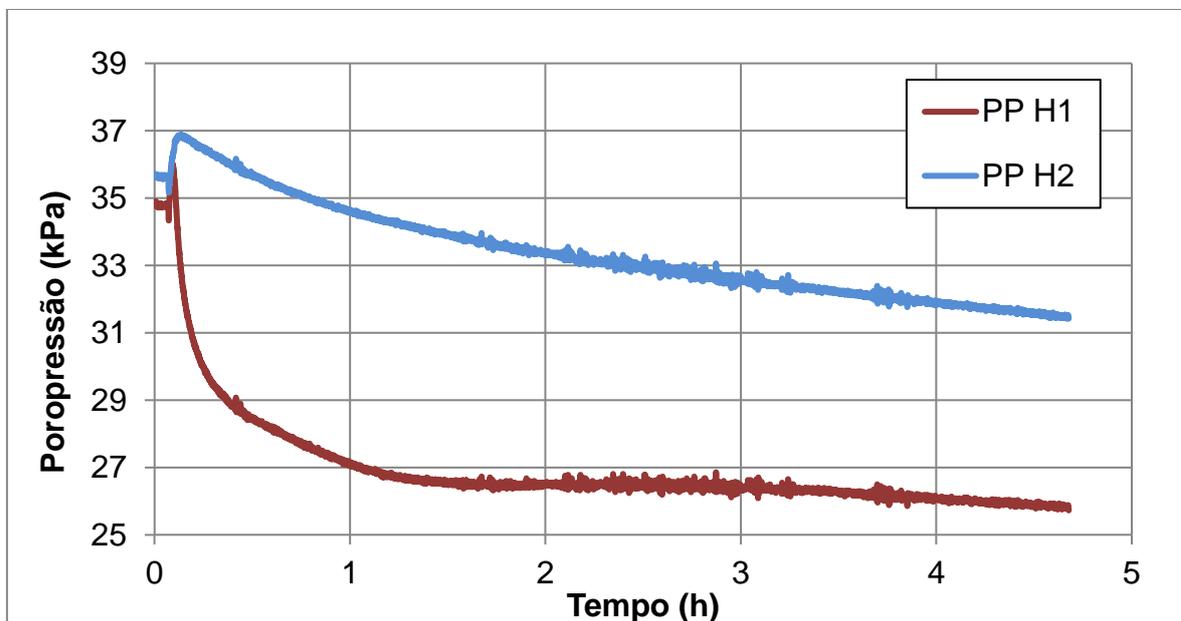
4. Technical Data

	CP08MHT80	CP24MHT80	CP35MHT80
Optical Data			
Working Range	30...80 mm	40...160 mm	50...350 mm
Measuring Range	50 mm	120 mm	300 mm
Resolution	< 8 μm	< 20 μm	< 50 μm
Resolution (Speed-Mode)	< 12 μm	< 30 μm	< 80 μm
Linearity	0,1 %	0,1 %	0,15 %
Linearity (Speed-Mode)	0,2 %	0,2 %	0,2 %
Light Source	Laser (red)	Laser (red)	Laser (red)
Wave Length	660 nm	660 nm	660 nm
Laser Class	2	2	2
Service Life (25 °C)	100000 h	100000 h	100000 h
max. Ambient Light	10000 Lux	10000 Lux	10000 Lux
Electrical Data			
Supply Voltage	18...30 V DC	18...30 V DC	18...30 V DC
Light Spot Size at begin working range	0,5×1 mm	0,5×1,2 mm	0,6×1,5 mm
Light Spot Size at end working range	1×2 mm	1×2,5 mm	1,5×4 mm
Current Consumption (U _b = 24 V)	< 80 mA	< 80 mA	< 80 mA
Measuring rate	1500/s	1500/s	800/s
Response Time	660 μs	660 μs	1250 μs
Response Time (Resolution-Mode)	1660 μs	1660 μs	2500 μs
Temperature Drift	< 5 $\mu\text{m}/^{\circ}\text{C}$	< 10 $\mu\text{m}/^{\circ}\text{C}$	< 25 $\mu\text{m}/^{\circ}\text{C}$
Temperature Range	-25...50 °C	-25...50 °C	-25...50 °C
Analog Output	0...10 V	0...10 V	0...10 V
Current Output Load Resistance	< 1 mA	< 1 mA	< 1 mA
Analog Output	4...20 mA	4...20 mA	4...20 mA
Current Output Load Resistance	< 500 Ohm	< 500 Ohm	< 500 Ohm
Voltagedrop PNP-Error Output	< 2,5 V	< 2,5 V	< 2,5 V
Switching Current PNP-Error Output	< 200 mA	< 200 mA	< 200 mA
Short-Circuit Protection	yes	yes	yes
Reverse Polarity Protection	yes	yes	yes
Interface	RS-232	RS-232	RS-232
Baud Rate	38400 Bd	38400 Bd	38400 Bd
Protocol	8 N 1	8 N 1	8 N 1
Mechanical Data			
Adjustment	Teach-In	Teach-In	Teach-In
Housing	Plastic	Plastic	Plastic
Protection Mode	IP67	IP67	IP67
Connection	M12×1	M12×1	M12×1
Protection Class	III	III	III
FDA Accession Number	0820588-000	0820589-000	0820590-000

Reference material: Kodak white 90 % remission

ANEXO II - VARIAÇÃO DA SENSIBILIDADE DOS TRANSDUTORES DE POROPRESSÃO COM A TEMPERATURA

II.1 - ENSAIO 1



II.2 - ENSAIO 2

